

Kurzes Handbuch der Brennstoff- und Feuerungstechnik

Von

Dr.-Ing. Wilhelm Gumz VDI
Essen

Mit 150 Textabbildungen
und 69 Zahlentafeln



Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH
1942

**Alle Rechte, insbesondere das der Übersetzung
in fremde Sprachen, vorbehalten.**

**Copyright 1942 by Springer-Verlag Berlin Heidelberg
Ursprünglich erschienen bei Springer-Verlag OHG. in Berlin 1942
Softcover reprint of the hardcover 1st edition 1942**

ISBN 978-3-662-05467-3

ISBN 978-3-662-05512-0 (eBook)

DOI 10.1007/978-3-662-05512-0

Vorwort.

Eine Darstellung der Brennstoff- und Feuerungstechnik verlangt, daß dem im Laufe der Entwicklung eingetretenen Wandel in der Auffassung der Probleme Rechnung getragen und die physikalische Seite der Vorgänge stärker in den Vordergrund gerückt wird. In diesem Sinne weicht das vorliegende Handbuch von der bisher üblichen Behandlung des Themas ab. Unter stärkerer Berücksichtigung sowohl der physikalischen Eigenschaften der Brennstoffe als auch der physikalischen Vorgänge bei der Verbrennung und der Vergasung wird versucht, das Gebiet unter Ausrichtung nach diesen neuen Gesichtspunkten geschlossen darzustellen. Dabei läßt sich nicht von der Hand weisen, daß heute noch mancherlei Lücken bestehen, die zu füllen späterer Forschungsarbeit überlassen werden muß. Immerhin gewinnt man so einen Überblick über ein heute überaus zeitgemäßes Arbeitsgebiet und erkennt die Möglichkeiten und die Grenzen der Leistung und der Brennstoffausnutzung.

Die lebhaft entwickelte Entwicklung der letzten Jahrzehnte hat das Schrifttum dieses Gebietes immerhin so anschwellen lassen und dabei so viele Grenzgebiete berührt, daß es geboten erschien, durch eine knappe, aber doch möglichst umfassende Darstellung dem Praktiker die vorhandenen Quellen zu erschließen.

Mit Absicht wurde dabei auf eine reine Beschreibung von Feuerungen, Gaserzeugern usw. verzichtet, weil wohl angenommen werden kann, daß diese dem Leser durch das schon vorhandene Schrifttum oder aus eigener Anschauung hinreichend bekannt sind. Meine Monographie „Feuerungstechnisches Rechnen“ wurde, völlig neu bearbeitet, als Kapitel in dieses Buch mit aufgenommen.

Essen, im Januar 1942.

W. Gumz.

Inhaltsverzeichnis.

	Seite
Einleitung	1
Die Gasgesetze	3
Gas-Dampf-Mischungen	5
Die kinetische Theorie der Wärme	8
Die spezifische Wärme	10
Reaktionskinetik	16
Massenwirkungsgesetz und Gleichgewichtskonstante	16
Der Reaktionsmechanismus	17
Mechanik gasförmiger Körper	19
Statik gasförmiger Körper. Zugerzeugung	20
Grundgesetze der Strömung	26
Laminare und turbulente Strömung	28
Druckabfall in Rohren und Kanälen	29
Druckverlust in Schüttungen	32
Widerstand umströmter Körper. Fallgeschwindigkeit	34
Ausströmung aus Düsen	39

Die Brennstoffe.

Zusammensetzung und Eigenschaften der festen Brennstoffe	42
Kennzeichnung und Analyse	42
Die Feuchtigkeit	46
Die brennbare Substanz	46
Der Schwefelgehalt	48
Brennstoff-Tabellen	49
Der Aschengehalt	55
Verhalten der mineralischen Bestandteile bei der Erhitzung	57
Das Aschenschmelzverhalten	61
Bewertung der Brennstoffe	66
Verbrennungswärme und Heizwert	68
Verhalten der Kohlenstoffsubstanz bei der Erwärmung. Quellen, Treiben, Blähen, Erweichen, Schwinden	73
Reaktionsfähigkeit	79
Zündvorgang und Zündtemperatur	81
Oxydation bei niedrigen Temperaturen. Lagerung, Alterung	84
Physikalische Eigenschaften der Kohlen	86
Körnung	86
Schüttungskenngrößen	89
Spezifisches Gewicht	93
Spezifische Wärme	94
Wärmeleitfähigkeit	96
Festigkeit	97

Die Veredlung fester Brennstoffe auf mechanischem, thermischem und chemischem Wege	101
Aufbereitung	101
Brikettierung	103
Kohlenstaub und Fließkohle	104
Entwässerung und Trocknung	106
Thermische Brennstoffveredlung	108
Schwelung	109
Verkokung	111
Stadtgaserzeugung	114
Vergasung	115
Extraktion	118
Chemische Kohlenveredlung	119
Zusammensetzung und Eigenschaften flüssiger Brennstoffe	121
Siedeverhalten	121
Zusammensetzung und Heizwert	122
Spezifisches Gewicht und Dichte	123
Thermische Eigenschaften	123
Zündungs- und Verbrennungseigenschaften	124
Gewinnung und Veredlung der flüssigen Brenn- und Treibstoffe	125
Zusammensetzung und Eigenschaften gasförmiger Brennstoffe	129
Heizwert	130
Zähigkeit, Wärmeleitfähigkeit und Diffusion	131
Zündgeschwindigkeit	134
Brenntechnische Eigenschaften	137
Die Veredlung gasförmiger Brennstoffe	138
Gasreinigung	138
Gastrocknung	139
Gaszerlegung durch Tiefkühlung	140
Schwefelreinigung	141
Konvertierung und Gasentgiftung	144
Methanisierung und Methanspaltung	145

Verbrennung.

Verbrennungsrechnung für feste und flüssige Brennstoffe	147
Rechenschema und Zahlenbeispiel	149
Verbrennung mit Luftüberschuß	150
Das Rauchgasgewicht	155
Vereinfachte Verbrennungsrechnung für feste und flüssige Brennstoffe	156
Die Genauigkeitsansprüche an die Verbrennungsrechnung	158
Verbrennungsrechnung für gasförmige Brennstoffe	159
Unvollkommene Verbrennung	162
CO ₂ -Gehalt und Verbrennungsdreiecke	164
Der Taupunkt	172
Sonderfälle der Verbrennung	175
Verbrennung aschenreicher Brennstoffe	175
Verbrennung in Kalk- und Zementöfen	175
Verbrennung in Glasöfen	180
Verbrennung mit Sauerstoff und sauerstoffangereicherter Luft	182

	Seite
Verbrennung mit Rauchgasrückführung	183
Einfluß des Eisenabbrandes	184
Ermittlung der Luft- und Rauchgasmengen aus dem Heizwert, der Luft- überschußzahl oder dem CO ₂ -Gehalt	185
Feste Brennstoffe	185
Flüssige Brennstoffe	186
Gasförmige Brennstoffe	188
Die Verbrennungstemperatur	189
Das <i>It</i> -Diagramm	196
Einfluß der Dissoziation	199
Zahlenbeispiel	204
Wärmetechnisches Rechnen mit dem <i>It</i> -Diagramm	211
Die Wärmeverluste	217
Die Abwärmeverluste	218
Ableitung	220
Verluste durch Unverbranntes	226
Leitungs- und Strahlungsverluste	227
Ausflammlverluste	229
Speicherverluste (Unbeharrungsverluste)	229
Abhängigkeit des Wirkungsgrades von der Belastung	231
Die Wärmeübertragung.	
Wärmeübertragung durch Strahlung	233
Strahlung des absolut schwarzen Körpers	233
Strahlung grauer Körper	234
Das Winkelverhältnis	235
Gasstrahlung	238
Strahlung leuchtender Flammen	241
Gesamtstrahlung	244
Wärmeaustausch in Feuerungen	245
Rostfeuerungen	245
Kohlenstaubfeuerungen	246
Öl- und Gasfeuerungen	252
Wärmeübergang durch Konvektion	252
Strömung im Rohr	252
Ebene Wand	255
Rohre (außen) und Rohrbündel	255
Rippenrohre	259
Wärmeübergang an Schüttstoffe	259
Wärmeübergang an Schwebeteilchen	260
Wärmeübergang an Wasser, Öl und Heißdampf	260
Der Wärmedurchgang	261
Der mittlere Temperaturunterschied	262
Der Stoffaustausch	263
Vergasung.	
Das Generatorgasgleichgewicht	264
Das Wassergasgleichgewicht	269
Das Methangasgleichgewicht	270

	Seite
Vorausberechnung von Vergasungsvorgängen	271
Einfluß der flüchtigen Bestandteile des Brennstoffs	276
Zahlenbeispiel	277
Bedeutung der Reaktionstemperatur	282
Hilfsmittel zur Beurteilung des Vergasungsvorganges	283
Verbrennungs- und Vergasungsvorgänge.	
Statik und Dynamik der Verbrennung und Vergasung	286
Der Chemismus der Verbrennung	287
Der Chemismus der Vergasung	293
Der physikalische Vorgang der Verbrennung.	294
Verbrennung in der Schwebel	294
Verbrennung in der Schicht	300
Der Zündvorgang	308
Der Verbrennungsvorgang in der Feuerung	311
Planrost- und Wurff Feuerung	314
Halbmechanische Kleinfeuerungen	316
Der Wanderrost	318
Zündung und Verbrennung	319
Körnung	324
Luftbedarf und Zoneneinteilung	327
Feuerraumgestaltung	329
Der Rostbelag	331
Unterschubfeuerungen	336
Schürroste	337
Braunkohlen-Rostfeuerungen	339
Feuerungen für andere feuchte Brennstoffe	341
Zweitluftzuführung	342
Die Kohlenstaubfeuerung	350
Feuerungen mit flüssigem Schlackenabzug	360
Maßnahmen zur Senkung der Staubaufbereitungskosten	363
Die Mühlenfeuerung	364
Schwebefeuerungen	367
Die Kohlenstaubzusatzfeuerung	368
Verschlackung, Heizflächenverschmutzung und -reinigung	369
Flugasche, Abgas- und Rauchschäden	378
Die Ölfeuerung	385
Die Druckfeuerung	388
Die Gasfeuerung	391
Der Vergasungsvorgang im Gaserzeuger	400
Ortsfeste Schwachgaserzeuger	400
Fahrzeuggaserzeuger	406
Wassergas- und Synthesegaserzeuger	410
Druckvergasung	414
Staubvergasung	415
Anhang	419
Namenverzeichnis	434
Sachverzeichnis	441

Einleitung.

Die beherrschende Stellung der Kohle als Energie- und Wärmequelle und ihre zunehmende Bedeutung als chemischer Rohstoff zwingt aus volkswirtschaftlichen Erwägungen heraus zu ihrer sparsamen Verwendung, einer restlosen Ausnutzung und eines zweckentsprechenden Einsatzes der verschiedenen Arten und Sorten. Der hohe Anteil der Wärme- und Energiekosten an den Herstellungskosten der meisten Industrierzeugnisse zeigt, daß Fragen der Brennstoff- und Feuerungstechnik in zahlreichen Zweigen der Technik und Industrie eine bedeutende Rolle spielen, und daß die Kenntnis der Brennstoffe und ihrer Eigenschaften und ein Verständnis der Verbrennungsvorgänge über den engeren Kreis der Fachleute hinaus eigentlich zur Allgemeinbildung des Ingenieurs unserer Zeit gehören muß. In den Zeiten des Brennstoffmangels nach dem Weltkrieg ist die „Wärmewirtschaft“ aus der Taufe gehoben worden, nachdem die teilweise schon höchentwickelte Brennstofftechnik, die Maschinen- und Apparatebautechnik, besonders der Kraftmaschinenbau und die reine und angewandte Wissenschaft, so vor allem die Chemie und die Thermodynamik bereits die wichtigsten Grundlagen hierzu gelegt hatten, die nun planmäßig auch diesem Zweig der Technik dienstbar gemacht werden mußten. Immerhin war der Feuerungs- und Kesselbau, ganz zu schweigen vom Industrieofenbau, lange Zeit ein Stiefkind der Technik, was u. a. auch darin seinen Ausdruck fand, daß es vor dem Weltkrieg Lehrstühle für Wärmetechnik, Feuerungstechnik, Kessel- und Feuerungsbau oder Ofenbau an keiner deutschen Technischen Hochschule gab. Die Nachkriegszeit brachte hierin einen Wandel und eine so lebhaft entwickelte Entwicklung, wie sie vorher kaum für technisch möglich gehalten wurde, man denke nur an die Leistungs- und Wirkungsgradsteigerungen der Feuerungen und Kessel, die Einführung des Hochdruckdampfes, den Ausbau der thermischen und chemischen Kohleveredlung und schließlich an die Synthese der flüssigen Treibstoffe.

Hand in Hand mit dieser Entwicklung ging auch eine Änderung in der Auffassung über die Behandlung feuerungstechnischer Probleme. Die Feuerungstechnik galt ja schon immer als ein Wissensgebiet, das stark im Fluß ist, und das gilt heute noch uneingeschränkt, ja man kann

sagen, um im Bilde zu bleiben, daß sich das Gefälle noch stark erhöht hat. Glaubte man früher mit der Elementaranalyse und dem Heizwert des Brennstoffs, der Abgasanalyse und der sich darauf gründenden Wärmebilanz alle Möglichkeiten erschöpft zu haben, so hat man heute erkannt, daß diese „Statik der Verbrennung“ ja nur die eine Seite des Problems darstellt und nur die Frage nach dem Wirkungsgrad beantwortet. Auf der anderen Seite steht die „Dynamik der Verbrennung“, die sich mit den Vorgängen selbst befaßt und die die Frage nach der Leistung zu beantworten sucht. Dabei läßt sich eine sehr starke Überlagerung chemischer und physikalischer Vorgänge, ja ein geradezu beherrschendes Hervortreten der physikalischen Vorgänge feststellen, deren genauere Kenntnis daher ein dringendes Bedürfnis zur Lösung der meisten praktischen Fragen der Feuerungstechnik geworden ist. Die Ausrichtung der Forschungsarbeit auf diese neuen Gesichtspunkte ist wohl schon in Ansätzen zu spüren, kann aber keineswegs als abgeschlossen gelten. Diese Grenzlage der Feuerungstechnik zwischen Chemie und Physik — aber ohne Beschränkung auf den als physikalische Chemie bezeichneten Stoffbereich, man denke nur an die Rolle der strömungstechnischen Fragen — bringt aus diesen Wissensgebieten immer neue Anregungen und damit auch Verbesserungen in der rechnerischen Behandlung der Vorgänge. Der dadurch erzielbare praktische Nutzen liegt vor allem in der systematischen Beherrschung aller Einflußgrößen, die den Ablauf der Verbrennung oder Vergasung bestimmen, und damit in der sicheren Kenntnis der Funktionen aller, auch der oft nur empirisch ausgebildeten Einrichtungen. Nur so sind ja auf einem technisch schon hoch entwickeltem Gebiet noch Fortschritte denkbar. In dieser Vielseitigkeit liegt zugleich auch der große Anreiz, den die Beschäftigung mit feuerungstechnischen Fragen bietet.

Im Rahmen eines kurzen Handbuches können natürlich bei der ungeheueren Fülle der Probleme viele nur angedeutet werden, die zahlreich eingestreuten Schrifttumsangaben weisen dann den Weg zu einem vertieften Studium der Einzelfragen. Besonderer Wert mußte vor allen Dingen auf eine übersichtliche Darstellung aller Brennstoffeigenschaften gelegt werden, da ja Heizwert und chemische Zusammensetzung einen Brennstoff nicht annähernd in seinem Verhalten bei der Verbrennung kennzeichnen können. Ferner soll das Verständnis für den Aufbau der bei feuerungstechnischen Rechnungen üblichen Formeln, auch soweit es rein empirische Formeln sind, geweckt werden, damit sie in der Hand des Benutzers nicht „tote Formeln“ bleiben. Endlich soll der Versuch unternommen werden, die feuerungstechnischen Vorgänge klarzulegen, um so Ansätze auch zu ihrer rechnerischen Behandlung zu gewinnen. Daraus ergibt sich die Stoffaufteilung in den folgenden Seiten: Vorangestellt werden einige ausgewählte Ka-

pitel aus den grundlegenden Wissenschaften, soweit sie teils für die Durchführung praktisch wichtiger Berechnungen, teils für ein tieferes Verständnis der Hauptabschnitte notwendig oder zweckmäßig sind, es folgt dann die Behandlung der Brennstoffe und ihrer chemischen und vor allem ihrer physikalischen Eigenschaften und schließlich die beiden Hauptzweige der Feuerungstechnik, die Statik und die Dynamik der Verbrennung und Vergasung.

Die Gasgesetze.

Ein Gaszustand wird durch mindestens zwei der drei Zustandsgrößen Druck p (kg/m²), Volumen v (spezifisches Volumen in m³/kg, die betrachtete Gewichtsmenge des Gases ist also 1 kg) und Temperatur T (absolute Temperatur in ° Kelvin, $T = 273 + t$ ° C, genauer $273,16 + t$ ° C) gekennzeichnet. Als physikalischer Normzustand wird die Temperatur von 0° C und der Druck von 760 mm Quecksilbersäule ($p = 10332,3$ kg/m²) bezeichnet. An Stelle der Dimensionsbezeichnung mm QS wird neuerdings die Bezeichnung „Torr“ nach Torricelli, dem Erfinder des Barometers, gebraucht. Andere Normalzustände, z. B. 20° und 1 at techn. (= 10000 kg/m²) = 735,56 Torr werden im folgenden nicht benutzt.

Nach dem Boyle-Mariotteschen Gesetz ist

$$\frac{v_1}{v_2} = \frac{p_2}{p_1} \quad (1)$$

oder

$$p_1 v_1 = p_2 v_2 = p v = \text{konst.} \quad (1a)$$

Nach Gay-Lussac ist

$$v_1 = v_0(1 + \alpha t), \quad (2)$$

wobei sich v_1 auf einen Zustand 1, v_0 auf den Zustand bei 0° C bezieht und

$$\alpha = \frac{1}{273} \quad (3)$$

den Wärmeausdehnungskoeffizienten des Gases bedeutet. Es ist dann

$$\frac{v_1}{v_2} = \frac{1 + \alpha t_1}{1 + \alpha t_2} = \frac{273 + t_1}{273 + t_2} = \frac{T_1}{T_2}. \quad (4)$$

Eine Zustandsänderung von 1 nach 2 sei so vorgenommen, daß wir zunächst bei konstant gedachter Temperatur nur den Druck ändern (Zustand 2') und dann bei konstant gedachtem Druck die Temperatur T_2 erreichen. Es ist dann nach Gleichung (1) und (4)

$$\frac{v_1}{v_2'} = \frac{p_2}{p_1} \quad \text{und} \quad \frac{v_2'}{v_2} = \frac{T_1}{T_2}. \quad (5a, b)$$

Durch Multiplikation beider Gleichungen erhalten wir

$$\frac{v_1}{v_2} = \frac{p_2}{p_1} \frac{T_1}{T_2} \quad (6a)$$

oder

$$\frac{p_1 v_1}{T_1} = \frac{p_2 v_2}{T_2} = \frac{p v}{T} = \text{konst.} \quad (6b)$$

Dies ist die Zustandsgleichung des Gases, die gewöhnlich in der Form geschrieben wird

$$p v = R T. \quad (6c)$$

Beträgt das Gasgewicht G kg, so wird

$$p V = G R T. \quad (6d)$$

R ist die „Gaskonstante“. Gehorchen die Gase dieser einfachen Gleichung, so bezeichnet man sie als „ideale Gase“, tun sie es nicht, so werden sie als „reale Gase“ bezeichnet. Der Realzustand bzw. das reale Verhalten der Gase kann jedoch bei den meisten feuerungstechnischen Rechnungen vernachlässigt werden, er macht sich besonders dann stark bemerkbar, wenn hohe Drücke vorliegen oder wenn sich die Gase bzw. Dämpfe den Grenzkurven nähern. Zur Korrektur des realen Gaszustandes sind in der Gastabelle S. 419 die Berichtigungswerte α_i angegeben, die aber nur für den engen Druckbereich in der Nähe der Atmosphäre gelten. Es ist dann

$$p v = R T + \alpha_i p. \quad (7)$$

Das Avogadro'sche Gesetz besagt, daß gleiche Volumina eines Gases bei gleichem Druck und gleicher Temperatur die gleiche Anzahl von Gasmolekülen enthalten. Ihre Zahl (die Loschmidtsche Zahl) ist

$$\left. \begin{aligned} N_L &= 6,03 \cdot 10^{23} \text{ je cm}^3 \text{ } 0^\circ \text{ } 760 \text{ Torr} \\ &= 6,03 \cdot 10^{29} \text{ je Nm}^3. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Die Molekulargewichte der Gase (m) verhalten sich wie deren spezifische Gewichte (γ kg/m³)

$$\frac{m_1}{m_2} = \frac{\gamma_1}{\gamma_2} \quad (9)$$

oder

$$m_1 v_1 = m_2 v_2 = m v = \text{konst.} \quad (9a)$$

Den Wert $m v$ bezeichnet man als das Mol. Da sich alle Betrachtungen bisher auf 1 kg Gas bezogen, handelt es sich um das Kilomol; m kg eines Gases nehmen also nach Gl. (9a) stets das gleiche Volumen, das „Molvolumen“ ein. Es ist

$$m v = 22,4160 \text{ m}^3 \text{ bei } 0^\circ, \text{ } 760 \text{ Torr,} \quad (9b)$$

soweit es sich um ideale Gase handelt. Die Abweichungen des Molvolumens realer Gase sind in Zahlentafel 60, S. 419 ebenfalls angegeben.

Die Gaskonstante in der Zustandsgleichung (6c) kann mit Hilfe der Gl. (9b) zahlenmäßig ermittelt werden. Sie ist für ein Gas mit dem Molekulargewicht m

$$p m v = m R T, \quad (10a)$$

$$R = \frac{m v p}{m T} = \frac{22,416}{m} \cdot \frac{10332,3}{273,16} = \frac{847,89}{m} \approx \frac{848}{m}. \quad (10b)$$

Bei Gasmischungen ist nach dem Daltonschen Gesetz der Druck p der Mischung gleich der Summe der Teildrücke $p_1 + p_2 + p_3 + \dots$, folglich ist

$$(p_1 + p_2 + p_3 + \dots) V = (G_1 R_1 + G_2 R_2 + G_3 R_3 + \dots) T \quad (11a)$$

$$p V = G R_m T \quad (11b)$$

und

$$G R_m = G_1 R_1 + G_2 R_2 + G_3 R_3 + \dots \quad (12)$$

G_1, G_2 usw. sind die Gewichte, $G_1/G = g_1, G_2/G = g_2$ sind also die Gewichtsanteile, und es ist

$$R_m = g_1 R_1 + g_2 R_2 + g_3 R_3 + \dots \quad (13)$$

Eine andere Möglichkeit zur Ermittlung von R_m aus den Volumprozenten der Gasmischung bietet Gl. (10a), in die man

$$m = v_1 m_1 + v_2 m_2 + v_3 m_3 + \dots \quad (14)$$

einführt. v_1, v_2 usw. sind die Volumprocente des Gases.

In der Feuerungstechnik haben wir es fast ausschließlich mit solchen Gasmischungen zu tun, die mehrere Einzelbestandteile oder Komponenten besitzen. Obwohl bekannt ist, daß das Daltonsche Gesetz nicht streng erfüllt ist¹, fehlen doch noch genügend Unterlagen zu einer Berücksichtigung dieser Abweichungen, doch ist auch ihre Größenordnung erwartungsgemäß sehr gering, so daß mit der Annahme einer allgemeinen Gültigkeit des Daltonschen Gesetzes kein nennenswerter Fehler entsteht.

Gas-Dampf-Mischungen. Einen wichtigen Sonderfall stellen die Gas-Dampf-Mischungen dar (feuchte Luft, feuchtes Gas). Der Anteil des Wasserdampfes kann hierbei einen Grenzwert, die Sättigung, nicht überschreiten. Der höchste Wasserdampfteildruck ist durch den Sättigungsdruck des Wasserdampfes gegeben (vgl. Zahlentafel 1). Der Druck in physikalischen Atm. (1 Atm. phys. = 10332,3 kg/m² = 760 Torr) gibt für das Gas im Normzustand zugleich die Volumprocente an, so daß man hieraus aus Abb. 1 zugleich die zugehörige Sättigungstemperatur bzw. den Wasserdampf-Taupunkt ablesen kann.

¹ Vgl. E. Justi u. M. Kohler: Zur Thermodynamik realer Gasgemische. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 1 S. 5/10.

Das spezifische Gewicht des Dampfes γ_s in kg/m^3 gibt zugleich das Höchstgewicht an Wasserdampf an, welches in 1 m^3 feuchtem Gas

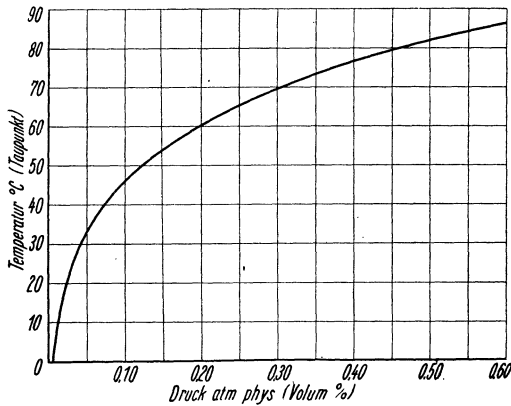


Abb. 1. Dampfdruckkurve.

oder feuchter Luft enthalten sein kann. Der Wasserdampfdruck (p_d) kann jedoch auch geringer sein als der Sättigungsdruck (p_s). Die Verhältniszahl

$$\varphi = \frac{p_d}{p_s} \quad (15)$$

bezeichnet man als „relative Feuchtigkeit“. Der Sättigungsgrad ist das Verhältnis der vorhan-

denen Wasserdampfmenge x_d zur größtmöglichen x in kg je kg trockene Luft, er ist

$$\psi = \frac{x_d}{x} = \varphi \frac{p - p_s}{p - p_d} = \infty \varphi. \quad (16)$$

Die in 1 kg trockener Luft oder trockenem Gas enthaltene Wasserdampfmenge von $x \text{ kg}$ ergibt sich aus folgender Überlegung. Aus der Zustandsgleichung für 1 kg trockenes Gas ergibt sich beim Gesamtdruck von $p \text{ kg/m}^2$

Zahlentafel 1. Wasserdampftabelle.

Temp. $t^\circ \text{C}$	Druck $p_s \text{ kg/m}^2$	$p_s/p - p_s$	Spez. Gew. $\gamma_s \text{ kg/m}^3$
0	62,28	0,0061	0,004846
5	88,90	0,0087	0,006795
10	125,13	0,0123	0,009396
15	173,76	0,0171	0,01282
20	238,3	0,0236	0,01729
25	322,9	0,0323	0,02304
30	432,5	0,0437	0,03036
35	573,3	0,0587	0,03960
40	752,0	0,0785	0,05114
45	977,1	0,1044	0,06544
50	1257,8	0,1386	0,08298
55	1605,1	0,1839	0,1043
60	2031	0,2447	0,1302
65	2550	0,3277	0,1611
70	3177	0,4440	0,1981
75	3931	0,6141	0,2418
80	4829	0,8775	0,2933
85	5894	1,3281	0,3534
90	7149	2,2460	0,4235

$$v = \frac{R_g T}{(p - p_s)}. \quad (17)$$

Befinden sich in dem gleichen Volumen $x \text{ kg}$ Wasserdampf, so ist auch

$$v = \frac{x R_d T}{p_s}. \quad (18)$$

Aus der Gleichsetzung von (17) und (18) erhält man durch Auflösung nach x

$$x = \frac{R_g p_s}{R_d (p - p_s)} = \frac{m_d p_s}{m_g (p - p_s)}, \quad (19)$$

da $R = 848/m$ ist [Gl. (10b)].

Für den Wasserdampf ist $m = 18,0156$ und für trockene Luft $m = 28,96$, daraus ergibt

sich x in kg je kg trockene Luft

$$x = \frac{18,016}{28,96} \frac{p_s}{p - p_s} = 0,622 \frac{p_s}{p - p_s} \text{ kg/kg} \quad (20)$$

und bei $\varphi < 1$

$$x = 0,622 \frac{\varphi p_s}{p - \varphi p_s} \text{ kg/kg}. \quad (20a)$$

Bei anderen Gasarten ist das entsprechende Molekulargewicht des betreffenden trockenen Gases einzusetzen, wodurch sich der konstante Faktor der Gl. (20) ändert.

Bezieht man nun den Wasserdampfgehalt in kg auf 1 Nm³ trockene Luft, die $\gamma = 1,293$ kg wiegt, so wird

$$x' = \gamma x = 0,804 \frac{\varphi p_s}{p - \varphi p_s} \text{ kg/Nm}^3. \quad (21)$$

Das spez. Gewicht eines feuchten Gases ergibt sich zu

$$\gamma_f = \gamma_d + \gamma_{tr} = \varphi \gamma_s + \gamma \frac{p - \varphi p_s}{760} \frac{273}{T}. \quad (22)$$

Es ist bei Luft, wie bei allen Gasen, deren spez. Gewicht im trockenen Zustand größer ist als dasjenige des Wasserdampfes, kleiner als das spez. Gewicht der trockenen Luft.

Eine in der Praxis wichtige Fragestellung ist die: Wieviel Nm³ feuchte Luft (L_f) enthalten L Nm³ trockene Luft? Auf 1 kg trockene Luft entfällt bei feuchter, aber nicht gesättigter Luft $\psi \cdot x$ kg Wasserdampf, auf 1 Nm³ also

$$\gamma_l \psi x \text{ [kg]} \quad \text{oder} \quad \frac{\gamma_l}{\gamma_d} \psi x \text{ [Nm}^3\text{]}.$$

Nach Gl. (9) ist

$$\frac{\gamma_l}{\gamma_d} = \frac{m_l}{m_d}$$

und nach Gl. (19)

$$x = \frac{m_d}{m_l} \frac{p_s}{p - p_s}.$$

Auf 1 Nm³ trockene Luft entfallen mithin

$$\frac{m_l}{m_d} \frac{m_d}{m_l} \psi \frac{p_s}{p - p_s} = \psi \frac{p_s}{p - p_s} = \varphi \frac{p_s}{p - \varphi p_s} = \infty \varphi \frac{p_s}{p - p_s} \text{ Nm}^3.$$

Die Antwort lautet also

$$\left. \begin{aligned} L_f &= \left(1 + \psi \frac{p_s}{p - p_s}\right) L \\ &= \left(1 + \varphi \frac{p_s}{p - \varphi p_s}\right) L \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

oder angenähert

$$L_f \approx \left(1 + \varphi \frac{p_s}{p - p_s}\right) L. \quad (23a)$$

Der Ausdruck $p_s/(p - p_s)$ kann der Zahlentafel 1 unmittelbar entnommen werden. Vgl. auch Zahlentafel 61 S. 420.

Die kinetische Theorie der Wärme.

Bei der Verbrennung wird Wärme entwickelt, die vom Verbrennungsgas an feste Körper, Flüssigkeiten oder an andere Gase übertragen werden soll und die vielfach in andere Energieformen (mechanische, elektrische oder chemische Energie) umgeformt wird. Wir werden uns daher in erster Linie eine möglichst genaue Vorstellung von der Natur der Wärme machen müssen. Eine der wichtigsten praktischen Aufgaben wird dann die Bestimmung der einem Körper und besonders einem Gas innewohnenden Wärmeenergie (Wärmeinhalt, Enthalpie) sein.

Wärme ist eine Energieform. Das Maß ihrer Intensität, die Temperatur, ist bedingt durch die Intensität der Bewegung, Schwingung und Rotation der kleinsten Massenteilchen, der Moleküle. Nach den Vorstellungen der kinetischen Gastheorie befinden sich die Moleküle im Zustand dauernder Bewegung, wobei die mechanischen Bewegungsgesetze Gültigkeit haben, insbesondere der Impulssatz und das Gesetz von der Erhaltung der Energie. Die Teilchen, die man sich als voll-elastische Kugeln vorstellen darf, sind in so großer Zahl vorhanden ($N = 6,03 \cdot 10^{23}$ im Mol = $6,03 \cdot 10^{29}$ im Kilomol), daß schon nach sehr kurzer Wegstrecke ein Zusammenstoß zweier oder in selteneren Fällen mehrerer Moleküle stattfindet. Während in einem Gas die Teilchen eine freie Bewegungsmöglichkeit im Raum besitzen, ja bei Gas-mischungen die verschiedenartigen Moleküle durcheinanderfliegen können, ist die Verschiebewegung bei Flüssigkeiten auf Platzwechselvorgänge eingeeengt, und bei festen Körpern sogar auf Schwingungsbewegungen in einem festen Gitter beschränkt. Die Überführung von dem einen in einen anderen Aggregatzustand ist daher nur durch eine erhebliche Energiezufuhr (Schmelz- und Verdampfungswärme) möglich.

In einem Würfel von 1 m^3 befinden sich $N_L/V = N$ Moleküle (N_L = Loschmidtsche Zahl, V = Molvolumen); von diesen erreichen alle diejenigen Molekel die 6 Wandflächen (von insgesamt 6 m^2 Oberfläche), deren Entfernung von der Wand dx ihrer mittleren Weglänge, also bei einer mittleren Geschwindigkeit \bar{w} dem Abstand $\bar{w} \cdot dt$ entspricht. Das sind je m^2 Wandfläche bei N Molekülen im m^3

$$dN = \frac{1}{6} N \bar{w} dt. \quad (24)$$

Auch bei einer Kugel, deren Durchmesser $D = dx$ gewählt wird, so daß alle Moleküle die Oberfläche erreichen müssen, erhält man bei $\frac{\pi D^3}{6} N$ Molekülen in der Kugel und einer Oberfläche von πD^2

$$dN = \frac{\pi D^3}{6 \pi D^2} N = \frac{1}{2} N \bar{w} dt. \quad (24 \text{ a})$$

Bei einem Molekulargewicht m ist die Masse eines Moleküls $m' = \frac{m}{N_L}$,

die Bewegungsgröße (Impuls) ist $m w$, falls das Teilchen in Ruhe bliebe, und $2 m w$, wenn es bei elastischem Aufprall wieder mit der gleichen Geschwindigkeit wegfliet. In der Zeiteinheit und je m^2 Oberfläche ist der Puls demnach

$$dJ = 2 m' w dN = \frac{1}{3} N m' \bar{w}^2 dt. \quad (25)$$

Der auf die Wand ausgeübte Druck ist dann durch den Aufprall der Moleküle, also durch mechanische Bewegung zu erklären, er ergibt sich zu

$$p = \frac{dJ}{dt} = \frac{1}{3} N m' \bar{w}^2. \quad (26)$$

Zur Klärung des Zusammenhanges zwischen der Bewegung der Moleküle, ihrer kinetischen Energie $\frac{1}{2} m' \bar{w}^2$ und der Temperatur schreiben wir die Zustandsgleichung für 1 Mol (Kilomol) des Gases an

$$p V = m R T = R' T \quad (27)$$

und erhalten aus Gl. (27) und (26)

$$R' T = \frac{1}{3} N V m' \bar{w}^2 = \frac{1}{3} N_L m' \bar{w}^2 \quad (28)$$

und daraus

$$T = \frac{1}{3} \frac{N_L}{R'} m' \bar{w}^2 = \frac{1}{3} \frac{1}{k} m' \bar{w}^2. \quad (29)$$

$k = R'/N_L$ wird als die Boltzmannsche Konstante bezeichnet (Gaskonstante je Molekül).

Die kinetische Energie des Molekels ist dann

$$E = \frac{1}{2} m' \bar{w}^2 = \frac{3}{2} k T. \quad (30)$$

Aus diesen Gleichungen ist der einfache Zusammenhang zwischen der mittleren Molekülgeschwindigkeit bzw. ihrer kinetischen Energie und der Temperatur zu ersehen.

Die mittlere Geschwindigkeit $\sqrt{\bar{w}^2}$ erhält man aus Gl. (28) unter Berücksichtigung, daß $N_L m' = m$ ist, zu

$$\sqrt{\bar{w}^2} = \sqrt{\frac{3 R' T}{m}}. \quad (31)$$

Die zahlenmäßige Auswertung dieser Gleichung gibt Veranlassung, auf die Notwendigkeit und die Schwierigkeit richtiger Dimensionsbetrachtung hinzuweisen. Die allgemeine Gaskonstante R' wird vielfach zu 1,986 in der Dimension kcal/Grad je Kilomol (oder cal/Grad je g-Mol). Diese Zahl ergibt sich aus der Zahl 847,89 mit der Dimension m kg/Grad je Kilomol, die wir auf S. 5 angegeben haben, dividiert durch das mechanische Wärmeäquivalent 426,9. Wir benutzen in Gl. (31) das technische Maßsystem und für R' die Dimension m kg/Grad je Kilomol. Besonders zu beachten ist, daß m ableitungsgemäß die Masse

(nicht das Gewicht) bedeutet, so daß wir sie mit der Dimension $\text{kg s}^2/\text{m}$ einsetzen müssen. Wir erhalten dann

$$\sqrt{\bar{w}^2} = \sqrt{\frac{3 \cdot 847,89 \cdot 9,81 T}{m}} = 157,94 \sqrt{\frac{T}{m}}.$$

Bei $T = 273^\circ$ (0°C) ist für Sauerstoff ($m = 32$) $\bar{w}^2 = 461 \text{ m/s}$. Zahlentafel 2 vermittelt einen Überblick über die Größenordnung der mittleren Molekülgeschwindigkeit verschiedener Gase bei 0°C in m/s , die mittleren Weglängen in cm und der Moleküldurchmesser in cm . Die Stoßzahl der nach Durchlaufen des Weges \bar{l} aufeinanderprallenden Moleküle liegt in der Größenordnung von 10^9 bis 10^{10} je Sekunde.

Zahlentafel 2.

Gasart	Mittlere Molekülgeschwindigkeit bei 0°C	Mittlere Weglänge ¹	Moleküldurchmesser ¹
	m/s	cm	cm
O_2	461	$0,634 \cdot 10^{-5}$	$2,96 \cdot 10^{-8}$
N_2	493	$0,592 \cdot 10^{-5}$	$3,13 \cdot 10^{-8}$
CO_2	394	$0,389 \cdot 10^{-5}$	$3,39 \cdot 10^{-8}$
CO	493	$0,590 \cdot 10^{-5}$	$3,22 \cdot 10^{-8}$
H_2	1838	$1,116 \cdot 10^{-5}$	$2,39 \cdot 10^{-8}$
H_2O	615	—	$1,13 \cdot 10^{-8}$ ²
He	1305	$1,753 \cdot 10^{-5}$	$1,88 \cdot 10^{-8}$

Alle diejenigen Vorgänge, die durch einen Energieaustausch der Moleküle gekennzeichnet sind, so besonders die Wärmeleitung, die Diffusion und die innere Reibung (Zähigkeit) finden eine Erklärung und lassen sich durch eine weitere Vereinfachung der Theorie auch rechnerisch erfassen.

Die spezifische Wärme.

Die innere Energie eines Gases, bezogen auf die Masse eines Mols, ist definiert durch

$$U = \int_0^T C_v dT, \quad (32)$$

die Enthalpie (oder nach der früher üblichen Bezeichnungsweise der „Wärmeinhalt“) durch

$$I = \int_0^T C_p dT. \quad (33)$$

¹ Nach Müller-Pouillet's Lehrbuch der Physik (hrsg. von A. Eucken, O. Lummer u. E. Waetzmann) 11. Aufl. III. Bd., 2. — Hertzfeld, K. F.: Kinetische Theorie der Wärme. Braunschweig 1925.

² Nach W. Schaaffs: Z. Phys. 115 (1940) Heft 1 u. 2 S. 69/76.

C_v ist die spez. Wärme des Gases bei konstantem Volumen, C_p die spez. Wärme bei konstantem Druck, bezogen auf 1 kmol. Beide unterscheiden sich um den Betrag

$$C_p - C_v = R' = 1,986 \text{ kcal/Grad je kmol.} \quad (34)$$

Da C_v und C_p von der Temperatur abhängig sind, so ist der Mittelwert zwischen 0° und t° die „mittlere spez. Wärme“ von C_v und C_p , den „wahren spez. Wärmen“ verschieden, es ist

$$(C_{vm})_0^t = \frac{U_1 - U_0}{t_1} \quad (35)$$

oder allgemein

$$(C_{vm})_{t_1}^{t_2} = \frac{U_2 - U_1}{t_2 - t_1}. \quad (35 a)$$

Während man früher die Werte für C_p (je Mol) oder c_p (je kg oder je Nm³) nur durch kalorimetrische Messungen ermitteln konnte, deren Ergebnisse um so unsicherer waren, je kleiner die gemessenen Wärmemengen im Verhältnis zu den Kalorimeterverlusten waren oder je mehr die Temperaturmeßschwierigkeiten wuchsen, war die Genauigkeit der Werte beschränkt und es zeigten sich ganz bedeutende Unterschiede in den Werten verschiedener Forscher und in den Tabellen verschiedener Lehr- und Handbücher¹. Bei höheren Temperaturen waren aus technischen Gründen zum Teil andere Methoden (Explosionsmethode) notwendig, deren Ergebnisse sich schlecht an die kalorimetrischen Messungen anschlossen. Diese Unsicherheit ist heute durch theoretisch einwandfreie und leistungsfähigere Methoden besonders durch die spektroskopischen Messungen überwunden, zugleich ist damit eine für den ganzen Temperaturbereich gleichbleibende Genauigkeit erzielt worden^{2,3}.

Die kinetische Energie eines Moleküls ist, wie wir in Gl. (30) sahen,

$$\frac{1}{2} m' \bar{w}^2 = \frac{3}{2} \frac{R'T}{N_L} \quad (36 a)$$

¹ Bevorzugt wurden bei uns die Werte von B. Neumann [Stahl u. Eisen Bd. 39 (1919) Heft 27 S. 746/748 u. Heft 28 S. 772/775] und von W. Schüle [Neue Tabellen und Diagramme für technische Feuergase und ihre Bestandteile von 0° bis 4000° C. Berlin 1929]. Die Abweichungen von den zum Teil nach anderen Methoden gewonnenen Werten wie etwa diejenigen von J. R. Partington u. W. G. Shilling [The specific heats of gases. London 1924] waren bei einigen Gasen beträchtlich.

² Eine umfassende Darstellung über die Einzelheiten der Ermittlung der spez. Wärmen und eine zahlenmäßige Auswertung gibt E. Justi in seinem Buch „Spez. Wärme, Enthalpie, Entropie und Dissoziation technischer Gase“. Berlin 1938. Vgl. hierzu als Ergänzung E. Justi: Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 10 S. 313/322 mit Berichtigung Heft 12 S. 385.

³ Über die Zusammenhänge zwischen Spektroskopie und Thermodynamik vgl. H. Zeise: Spektroskopische Thermodynamik. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 1 S. 1/6.

Im Idealfall eines einatomigen Gases (Edelgase, Metaldämpfe) ist diese kinetische Energie gleich der inneren Energie, da lediglich fortschreitende Bewegungen der Atome (Translation) vorkommen, es beträgt also je kmol

$$U = N_L \frac{1}{2} m' \bar{w}^2 = \frac{3}{2} R' T \quad (36)$$

oder

$$C_v = \frac{U}{T} = \frac{3}{2} R' = \frac{3}{2} 1,986 = 2,979 \text{ kcal/Grad, kmol} \quad (37)$$

und

$$C_p = C_v + R' = \frac{5}{2} R' = \frac{5}{2} 1,986 = 4,965 \text{ kcal/Grad, kmol} \quad (38)$$

und das Verhältnis

$$C_p/C_v = 5/3 = 1,666 \dots \quad (39)$$

Da die fortschreitende Bewegung eines Massenpunktes durch die drei Raumebenen eindeutig dargestellt werden kann, spricht man von drei Freiheitsgraden der Translationsbewegung. Der Anteil der spez. Wärme je Freiheitsgrad ist also

$$C_v = \frac{R'}{2} . \quad (40)$$

Bei zwei- und mehratomigen Molekülen ist außerdem noch die Rotationsenergie zu berücksichtigen. Ein zweiatomiges oder ein dreiatomiges Molekül in gestreckter Anordnung (das CO_2 -Molekül ist z. B. ein solches) hat, wie Abb. 2 a—c erkennen lassen, zwei Freiheitsgrade, d. h. in

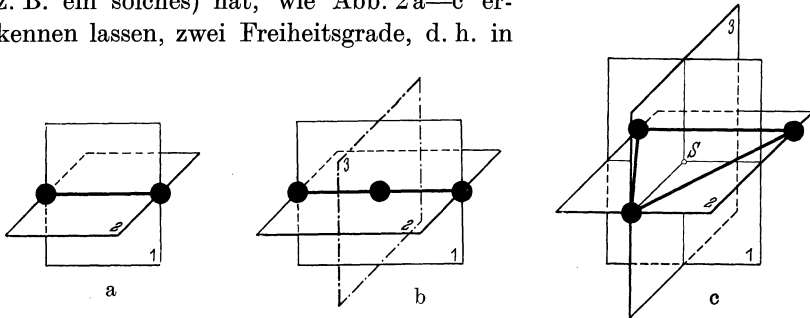


Abb. 2 a bis c. Schematische Darstellung der Freiheitsgrade eines 2-atomigen (a), eines gestreckten 3-atomigen (b) und eines 3-atomigen Moleküls (c).

den beiden dargestellten Ebenen kann eine Rotation stattfinden, in der dritten Ebene dagegen liegt der Schwerpunkt gerade in der Achse der beiden Atome (bzw. im Mittelpunkt des mittleren Atoms), so daß dieser Freiheitsgrad wegfällt. Das Trägheitsmoment ist so klein, die Frequenz und das Energiequant so groß, daß eine Rotation, ähnlich wie bei einatomigen Molekülen, nicht in Frage kommt. In solchen Fällen ist also

$$C_{v\text{Transl}} + C_{v\text{Rot}} = \frac{3}{2} R' + \frac{2}{2} R' = \frac{5}{2} R' = 4,965 , \quad (41)$$

$$C_p = C_v + R' = \frac{7}{2} R' = 6,951 , \quad (42)$$

$$C_p/C_v = 7/5 = 1,40 . \quad (43)$$

Bei beliebig angeordneten drei- oder mehratomigen Molekeln (Abb. 4) endlich ist die Rotation wiederum durch drei Raumebenen darstellbar, das Molekül hat drei Rotations-Freiheitsgrade, demgemäß ist

$$C_{v\text{Transl}} + C_{v\text{Rot}} = \frac{3}{2} R' + \frac{3}{2} R' = 3 R' = 5,958 \text{ kcal/Grad, kmol}, \quad (44)$$

$$C_p = C_v + R' = 4 R' = 7,944 \text{ kcal/Grad, kmol} \quad (45)$$

$$C_p/C_v = 4/3 = 1,333 \dots \quad (46)$$

Diese Werte der spez. Wärmen sind tatsächlich in gewissen Temperaturbereichen in Übereinstimmung mit den kalorimetrisch gemessenen Werten, dagegen weichen sie um so mehr davon ab, je höher die Temperatur steigt (mit Ausnahme der einatomigen Moleküle, wo die Übereinstimmung vollkommen ist). Die Temperaturabhängigkeit der spez. Wärme ist auf die dritte mögliche Energieform, die Schwingungsenergie, zurückzuführen.

Der Schwingungsanteil der spez. Wärme beträgt nach der Planck-Einsteinschen Formel

$$C_{0\text{sc}} = \frac{R \left(\frac{\theta}{T} \right)^2 e^{\frac{\theta}{T}}}{\left(e^{\frac{\theta}{T}} - 1 \right)^2} \quad (47)$$

und die Schwingungsenergie

$$U_{0\text{sc}} = \frac{N h \nu}{e^{kT} - 1} = \frac{R \theta}{e^{\frac{\theta}{T}} - 1}. \quad (48)$$

Hierin bedeutet $\theta = \frac{h\nu}{k}$ die sog. „charakteristische Temperatur“, h das „Plancksche Wirkungsquantum“ ($h = 6,61 \cdot 10^{-27} \text{ erg}\cdot\text{s}$)*, ν die Frequenz und k die „Boltzmannsche Konstante“ (Gaskonstante je Molekül, $k = 1,379 \cdot 10^{-16} \text{ erg/Grad}$). Die Erkenntnisse der Planckschen Quantentheorie, wonach sich die Energie nur in gewissen Mengeneinheiten, den Quanten, ändern kann, spielen hier noch insofern eine Rolle, als die Rotation und Schwingung nur eintreten kann, wenn der Energiegehalt der Moleküle groß ist gegenüber den Quanten, dann erst werden sie zu einer Drehung oder Schwingung „angeregt“¹.

Die charakteristischen Temperaturen der einzelnen Gase können durch spektroskopische Messungen an gewöhnlichen Spektren bzw. an Raman-Spektren ermittelt werden, wobei eine weit höhere Genauigkeit erzielt wird als bei kalorimetrischen Messungen. Zeigt z. B. das Kohlen-

* Die physikalischen Konstanten sind vorzugsweise dem Buch „Wärmetechnische Richtwerte“, hrsg. im Auftrag der PTR. von F. Henning. Berlin 1938 entnommen.

¹ So ist auch das Ausbleiben der Rotation bei den einatomigen Molekülen zu erklären.

oxyd bei $4,66 \mu$ eine ultrarote Absorptionsbande, so ergibt sich aus der Wellenlänge $\lambda = 4,66 \cdot 10^{-4}$ cm und aus der Beziehung: Frequenz mal Wellenlänge gleich Lichtgeschwindigkeit

$$\nu \lambda = 2,9977 \cdot 10^{10} \text{ cm/s} \quad (49)$$

die Frequenz zu $\nu = 0,644 \cdot 10^{14}$ 1/s und $\theta = \frac{h\nu}{k} = 3069^\circ \text{ K}$. Zeigt ein Gas mehrere charakteristische Temperaturen — ihre Zahl steigt mit wachsender Komplizierung des Molekülbaues, so daß die rechnerische Behandlung z. B. der Moleküle höherer Kohlenwasserstoffe einen ganz erheblichen Rechenaufwand erfordert —, so werden die einzelnen Schwingungsbeiträge zur spez. Wärme, jeweils mit der Zahl der Freiheitsgrade addiert, multipliziert¹.

Eine weitere Verfeinerung der Berechnungsmethoden auf Grund der statistischen Mechanik geht von der „Zustandssumme“ aus. Die Zustandssumme, auch als Verteilungsfunktion bezeichnet, ist

$$Z = g_0 e^{-\frac{\varepsilon_0}{kT}} + g_1 e^{-\frac{\varepsilon_1}{kT}} + g_2 e^{-\frac{\varepsilon_2}{kT}} + \dots, \quad (50)$$

worin g die statistischen Gewichte und ε die Energiewerte der verschiedenen möglichen Quantenzustände der einzelnen Atome bzw. Moleküle bedeuten². Hierauf aufbauend hat Justi die spez. Wärmen der Gase berechnet, die heute als gesicherter Zahlenstoff, der auch durch weitere Fortschritte der Physik kaum wesentliche Veränderungen oder Verbesserungen erfahren dürfte, allen wärme- und feuerungstechnischen Berechnungen zugrunde zu legen sind³.

Die in dieser Weise spektroskopisch ermittelten Werte der spez. Wärme gelten zunächst nur für den Druck $p = 0$ at, sie müssen daher noch auf den Druck des Normzustandes, auf 1 at phys. = 760 Torr, umgerechnet werden, wozu wir die Clausiussche Gleichung

$$c_p = c_{p_0} - AT \int_0^p \left(\frac{\partial^2 V}{\partial T^2} \right)_p dp \quad (51)$$

benutzen. Für einen so kleinen Druckbereich, wie wir ihn hier betrachten, können wir auch für den realen Gaszustand mit einer verhältnismäßig einfachen Zustandsgleichung auskommen, etwa mit der Berthelotschen Zustandsgleichung

$$pv = RT + Bp. \quad (52)$$

¹ Justi, E.: Spektroskopische Bestimmung der spezifischen Wärme der Gase bei höheren Temperaturen. *Forschung* Bd. 2 (1931) Heft 4 S. 117/124. — Justi, E.: Spezifische Wärme technischer Gase und Dämpfe bei höheren Temperaturen. *Forschung* Bd. 5 (1934) Heft 3 S. 130/137. — Justi, E., u. H. Lüder: Spezifische Wärme, Entropie und Dissoziation technischer Gase und Dämpfe. *Forschung* Bd. 6 (1935) Heft 5 S. 209/216.

² Zeise, H.: Vgl. Fußnote 3 S. 11.

³ Justi, E.: Vgl. Fußnote 2 S. 11.

Es ist dann

$$c_p = c_{p_0} - A T \frac{d^2 B}{dT^2} p. \quad (53)$$

Die Differenz $c_{p=1} - c_{p=0}$ steigt mit fallender Temperatur und verschwindet praktisch für sehr hohe Temperaturen. Ausführliche Zahlentabellen findet man bei Justi¹, einige Werte für die mittlere spez. Wärme, bezogen auf den Druck $p = 1$ at (760 Torr), gibt Zahlentafel 3 wieder. Da jedoch die Zahlenwerte nur gebraucht werden, um durch Multiplikation der Gewichts- oder Mengeneinheit mit der mittleren spez. Wärme und der Temperatur den Wärmeinhalt des Gases (die Enthalpie) zu errechnen, ist es praktischer, gleich mit den Enthalpiewerten zu arbeiten. Eine entsprechende, in ihrem Umfang für alle feuerungstechnischen Rechnungen ausreichende Enthalpie-Tafel für Gase ist im Anhang S. 422/423 wiedergegeben.

Zahlentafel 3. Mittlere spezifische Wärme der Gase $(c_{pm})'_0$ bei 760 Torr.

Gas	0°	500°	1000°	1500°	2000°	
O ₂	kg	0,220	0,234	0,248	0,256	0,263
	Nm ³	0,314	0,335	0,354	0,366	0,376
N ₂	kg	0,249	0,255	0,267	0,277	0,285
	Nm ³	0,311	0,319	0,334	0,347	0,356
Ar	kg	0,125	0,124	0,124	0,124	0,124
	Nm ³	0,223	0,222	0,222	0,222	0,222
Luft ²	kg	0,241	0,248	0,261	0,272	0,279
	Nm ³	0,312	0,321	0,337	0,351	0,361
CO ₂	kg	0,199	0,245	0,270	0,286	0,295
	Nm ³	0,393	0,484	0,534	0,565	0,584
SO ₂	kg	0,152	0,175	0,188	0,195	0,200
	Nm ³	0,445	0,511	0,550	0,571	0,584
H ₂ O	kg	0,468	0,476	0,512	0,548	0,579
	Nm ³	0,376	0,382	0,412	0,440	0,465
CO	kg	0,250	0,257	0,271	0,281	0,288
	Nm ³	0,312	0,321	0,338	0,351	0,360
H ₂	kg	3,400	3,471	3,531	3,603	3,737
	Nm ³	0,306	0,312	0,317	0,324	0,336
CH ₄	kg	0,517	0,712	0,884	—	—
	Nm ³	0,371	0,510	0,634	—	—

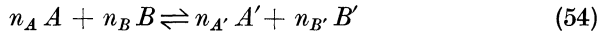
¹ Vgl. Fußnote 2 S. 11. Man beachte jedoch, daß sich die tabellierten Werte auf $p = 0$ at beziehen und entsprechend umzurechnen sind, ferner wird auf die angegebenen Berichtigungen hingewiesen. In der späteren Ergänzungsarbeit [Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 10 S. 313/322] hat Justi zum Teil auch die Wohlsche Zustandsgleichung benutzt.

² Bezogen auf trockene Luft. Über feuchte Luft vgl. S. 5.

Reaktionskinetik.

Massenwirkungsgesetz und Gleichgewichtskonstante.

Befinden sich in einem Raum die Moleküle zweier Gase, die miteinander in Reaktion treten können, so werden fortgesetzt nicht nur Moleküle der gleichen Gasart, sondern auch solche der beiden Gasarten zusammenprallen. Die Geschwindigkeit der Reaktion, worunter man die Konzentrationsänderung der an der Reaktion beteiligten Stoffe versteht, ist abhängig von der Anzahl der vorhandenen Moleküle (der molaren Konzentration). Betrachten wir n_A Moleküle des Stoffes A und n_B Moleküle des Stoffes B , so ist die Geschwindigkeit der Reaktion



proportional der Stoffmenge $[A]$, der Stoffmenge $[B]$ und einem Faktor $k < 1$, da nicht jeder Zusammenstoß von zwei Molekülen der reagierenden Stoffe zu einer Reaktion führt, sondern nur ein kleiner Bruchteil, da die Reaktion voraussetzt, daß der Zusammenstoß mit einer überdurchschnittlichen Energie erfolgt. Es ist also

$$v = k c_A^{n_A} c_B^{n_B}, \quad (55)$$

$c_A = A$ und $c_B = B$ sind die molaren Konzentrationen. Gleichzeitig kann aber, wie die Pfeile in Gl. (54) andeuten, die Reaktion auch in umgekehrter Richtung verlaufen, es ist dann die Reaktionsgeschwindigkeit in umgekehrter Richtung

$$v' = k' c_{A'}^{n_{A'}} c_{B'}^{n_{B'}}. \quad (56)$$

Die beiden gegenläufigen Reaktionen streben dem Gleichgewicht zu. Im Gleichgewichtszustand sind die Geschwindigkeiten der beiden in entgegengesetzter Richtung verlaufenden Reaktionen einander gleich, also

$$v - v' = k c_A^{n_A} c_B^{n_B} - k' c_{A'}^{n_{A'}} c_{B'}^{n_{B'}} = 0. \quad (57)$$

Daraus ergibt sich die Gleichgewichtskonstante zu

$$K_c = \frac{k}{k'} = \frac{c_{A'}^{n_{A'}} c_{B'}^{n_{B'}}}{c_A^{n_A} c_B^{n_B}}. \quad (58)$$

An Stelle der molaren Konzentrationen können wir (im Bereich der Gültigkeit der idealen Gasgesetze) die Partialdrücke der Gase einführen. Es ist dann die Gleichgewichtskonstante

$$K_p = \frac{p_{A'}^{n_{A'}} p_{B'}^{n_{B'}}}{p_A^{n_A} p_B^{n_B}}. \quad (59)$$

Beide Ausdrücke sind durch die Beziehung

$$K_p = K_c (RT)^{\Sigma n} \quad (60)$$

miteinander verbunden, worin Σn die algebraische Summe der Molzahlen der beteiligten Stoffe angibt und damit zugleich den Reaktionstypus festlegt. Ist die Molzahl zu beiden Seiten der Reaktionsgleichung gleich, also $\Sigma n = 0$, so ist die Reaktionsgleichung druckunabhängig (Beispiel: Wassergasreaktion, vgl. S. 269), ist Σn dagegen positiv oder negativ, so ist die Reaktion druckabhängig, und zwar verschiebt sie sich mit steigendem Druck zur geringeren Molzahl, mit sinkendem Druck zur größeren Molzahl. Am deutlichsten wird dies, wenn wir das Massenwirkungsgesetz durch die Molenbrüche $x_A = p_A/p = c_A/c$ ausdrücken, dann erhält man

$$K_p = K_x p^{\Sigma n}. \quad (61)$$

Der Reaktionsmechanismus.

Wie bereits hervorgehoben wurde, bedarf es nicht nur eines Zusammenstoßes von zwei oder mehreren Molekülen, um eine Reaktion herbeizuführen, sondern die Moleküle müssen einen bestimmten hohen Energiegehalt haben, der durch äußere Energiezufuhr, z. B. durch Strahlung, Erwärmung od. dgl., bewirkt sein kann. Diese Energiemenge A wird als „Aktivierungsenergie“ bezeichnet, weil sie notwendig ist, um das Molekül aktiv werden zu lassen. Nach dem Verteilungsgesetz von Maxwell-Boltzmann führt nur der Bruchteil $e^{-A/RT}$ der Zusammenstöße zur Reaktion, so daß

$$k = k_m e^{-A/RT} \quad (62)$$

wird, worin k_m durch die Stoßzahl bestimmt ist (Häufigkeitsexponent).

Arrhenius hat vorgeschlagen, die Temperaturabhängigkeit der Geschwindigkeitskonstanten durch die Gleichung

$$\log k = -\frac{A}{T} + B \quad (63)$$

darzustellen, was nach Übergang auf den natürlichen Logarithmus wieder zu Gl. (62) führt.

Die Stoßzahl ist proportional \sqrt{T} , also auch in geringem Maß von der Temperatur abhängig, was jedoch gar nicht ins Gewicht fällt gegenüber der außerordentlich großen Temperaturabhängigkeit des Ausdrucks $e^{-A/RT}$.

Nun handelt es sich bei den Verbrennungsreaktionen der Gase keineswegs um Reaktionen von sehr einfachem und eindeutigem Schema. Obwohl das Bruttoergebnis, also Ausgangsstoffe und Enderzeugnisse, genau bekannt sind, können selbst in einfach gelagerten Fällen genaue Aussagen über den genannten Reaktionsverlauf nicht gemacht werden. Vor allem sind diese Reaktionen meist Kettenreaktionen, d. h. der Gesamtvorgang verläuft über eine Kette von verschiedenen Einzelreaktionen unter Bildung verschiedenartiger, zum Teil sehr kurzlebiger

Zerfalls- und Zwischenprodukte, darunter vorzugsweise auch Dissoziation der Moleküle in ihre Atome und in Radikale (wie z. B. OH). Die Reihe der Einzelreaktionen ist gekennzeichnet durch eine ketteneinleitende und eine kettensabbrechende Reaktion, zwischen denen verschiedene Zwischenglieder liegen. Der Reaktionsfortgang ist dabei vielfach durch eine Kettenverzweigung begünstigt, d. h. irgendein Zwischenprodukt löst eine neue Kettenreaktion aus usw. In derartigen Fällen lassen sich die Konstanten der Gl. (62), besonders die Aktivierungswärme, nicht bestimmen, wohl aber kann man eine gleichgebaute Gleichung aufstellen, worin „A“ die „scheinbare Aktivierungswärme“ bedeutet, also einfach eine Konstante, die nicht mehr streng physikalisch als die Aktivierungswärme der betreffenden Reaktion oder Reaktionsfolge gedeutet werden kann. In verschiedenen Temperaturbereichen kann sich überdies das Reaktionsschema ändern, was die rechnerische Erfassung der Vorgänge sehr erschwert.

Bei den homogenen Gasreaktionen war zunächst die Voraussetzung gemacht worden, daß die reagierenden Bestandteile in inniger Berührung, also vollkommen gemischt seien. Bei praktischen Verbrennungsvorgängen hingegen muß diese Voraussetzung ja erst geschaffen werden. Hierbei zeigt sich, daß der eigentliche Stoffumsatz in einem Zeitraum von wesentlich geringerer Größenordnung abläuft als die Mischung des Gases mit der Verbrennungsluft. Praktisch wird daher für die Brennzeit eines Gases in einer Feuerung die Mischgeschwindigkeit von Gas und Luft allein ausschlaggebend sein (vgl. S. 391/392).

Bei heterogenen Reaktionen, d. h. Reaktionen zwischen einem Gas und einem festen oder flüssigen Körper spielt sich der Stoffumsatz nur an der Oberfläche des festen Körpers ab. Zum Unterschied gegenüber den homogenen Reaktionen ist der Dampfdruck der festen Körper meist konstant (überdies sehr gering) und daher ohne Einwirkung auf die Gleichgewichtskonstante. Bei der Verbrennung von Kohlenstoff z. B. nach der Gleichung $C + O_2 = CO_2$ ist

$$K_p = \frac{p_{CO_2}}{p_C p_{O_2}} \quad (63)$$

oder

$$K'_p = \frac{p_{CO_2}}{p_{O_2}} \quad (64)$$

Da sich die Reaktion jedoch nur an der Oberfläche des ersten Körpers abspielen kann, ist ein Stofftransport an die Oberfläche notwendig, der z. B. durch Diffusion bewirkt werden könnte, dann aber außerordentlich träge verlaufen würde. Ein wesentlich schnellerer Austausch ist durch Konvektion, also durch einen turbulenten Stoffaustausch möglich, wie er tatsächlich in allen Feuerungen auch vor sich geht. War

schon bei den homogenen Gasreaktionen die Mischung ein Vorgang, der als sehr langsam anzusehen ist gegenüber dem chemischen Stoffumsatz, so gilt dies in noch weit stärkerem Maße von dem konvektiven Stoffaustausch, wie er bei der Verbrennung oder Vergasung fester Brennstoffe notwendig ist. Hier tritt — im Bereich der Verbrennungstemperaturen — die Geschwindigkeit des Stoffumsatzes ganz in den Hintergrund, und der physikalische Vorgang des Stoffaustausches ist allein geschwindigkeitsbestimmend. Der Verbrennungsvorgang muß also als ein physikalischer Vorgang betrachtet und behandelt werden. (Vgl. S. 294.)

Mechanik gasförmiger Körper.

Die Mechanik der gasförmigen Körper spielt in der Feuerungstechnik eine außerordentlich wichtige Rolle, denn bei allen Vorgängen, von der Druckerzeugung im Unterwindventilator angefangen, über die Zuführung der Verbrennungsluft, ihre Verteilung auf die einzelnen Zonen des Rostes oder auf die einzelnen Brenner, die Strömung durch Rost und Brennstoffbett, die Einführung durch Zweitluftdüsen in den Feuerraum, die Mischung der Verbrennungsgase, ihre Strömung durch den Feuerraum und die Heizflächen und schließlich bis zur Zugerzeugung umfaßt eine Fülle strömungstechnischer Probleme. Dazu kommen die Vorgänge an umströmten Körpern, das Mitreißen von Flugkoks, die Förderung von Kohlenstaub, die Verbrennung in der Schwebelampe und die Staubabscheidung. Es ist bei dieser großen Anzahl der Aufgaben nur möglich, einige herauszugreifen, die an praktisch wichtigen Beispielen erörtert werden sollen; im übrigen muß auf das aerodynamische Schrifttum¹ verwiesen werden, wenn auch fast die gesamte Literatur und die Forschung dieses Gebietes auf die Bedürfnisse der Flugtechnik (und allenfalls der Kreiselmaschinen) abgestimmt ist. Nur wenige Arbeiten² behandeln unmittelbar feuerungstechnische Aufgaben, auf die

¹ Prandtl, L.: Abriß der Strömungslehre (Braunschweig 1931). — Tietjens, O.: Hydro- und Aeromechanik nach Vorlesungen von L. Prandtl. 2 Bd. Berlin 1931. — Wien, W., u. F. Harms: Handbuch der Experimentalphysik. Bd. 4 in vier Teilen: L. Schiller: Hydro- und Aerodynamik. Leipzig 1931. — Eck, B.: Einführung in die technische Strömungslehre. 2 Bd. Berlin 1935. — Eck, Bruno: Technische Strömungslehre. Berlin 1941.

² Die folgende kleine Zusammenstellung einschlägiger Arbeiten, die keinen Anspruch auf Vollständigkeit erhebt, gibt zugleich einen Überblick über die behandelten Probleme:

Michel, F.: Strömungstechnische Betrachtungen im Feuerungs- und Dampfkesselbau. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 23/24 S. 233/238. — Brandl: Über die Strömungsvorgänge in Feuerungen und industriellen Öfen. Feuerungstechn. Berichte Heft 11. Berlin 1932. — Arend: Untersuchungen über das aerodynamische Verhalten von Schüttungen nichtbackender Kohle auf Wanderrosten.

wir bei der Besprechung der Verbrennungsvorgänge zum Teil noch eingehen werden. Die strömungstechnische Behandlung der Feuerungen ist dadurch sehr erschwert, daß neben den meist schon sehr verwickelten Strömungen gleichzeitig starke Veränderungen des Energiegehaltes durch die Wärmeentwicklung bei der Verbrennung und die Wärmeabgabe an die Heizflächen auftreten.

Statik gasförmiger Körper. Zugerzeugung.

Eine ruhende Flüssigkeit und ein ruhendes Gas übt auf eine Fläche $F \text{ m}^2$ einen Druck

$$P = F h \gamma \text{ [kg]} \quad (65)$$

aus, unabhängig von der Schnittrichtung und damit von der Form der Wände des umgebenden Gefäßes. Darin bedeutet h die Höhe über dem Druckmittelpunkt in [m] und γ [kg/m³] das spez. Gewicht. Der Luftdruck beträgt bei Normalstand des Barometers (760 Torr) je m² $p = 10\,332,3 \text{ kg/m}^2$. Befinde sich in den beiden Schenkeln eines U-Rohres auf der einen Seite ein Gas von t_g °C mit einem spez. Gewicht γ_g , auf der anderen Seite die wesentlich kältere und darum schwerere Luft mit t_l °C, γ_l , so drückt die Luftsäule die leichtere Gassäule aus dem Schenkel heraus, es entsteht eine Gasbewegung. Bei der natürlichen Zugerzeugung einer Feuerungsanlage bildet der Schornstein den einen Schenkel des U-Rohres (zwischen den Punkten 10 und 11 in Abb. 3), die Luftsäule zwischen den Punkten 10' und 11' den (gedachten) zweiten U-Rohrschenkel. Richtiger wäre es daher, statt von einem „Zug“ der Gase von dem Überdruck der atmosphärischen Luft zu sprechen, der die Rauchgase in Bewegung setzt. Dieser Druckunterschied ist

$$\Delta p = h (\gamma_l - \gamma_m) \text{ [kg/m}^2, \text{ mm WS]}, \quad (66)$$

wenn γ_l das spez. Gewicht der atmosphärischen Luft bei ihrer Temperatur und γ_m das spez. Gewicht der Rauchgase bei der mittleren

Bericht D. 53 des Reichskohlenrats. Berlin 1933. — Marcard, W.: Strömungstechnische Fragen im Dampfkessel- und Feuerungsbau. Wärme Bd. 56 (1933) S. 291/294 — Die Verbrennung als Strömungsvorgang. Wärme Bd. 60 (1937) Heft 17 S. 257/266. — Fritsch, W. H.: Physikalische Theorie der Verbrennung. Wärme Bd. 60 (1937) Heft 46/47 S. 749/757 u. 768/773. — Rummel, K.: Der Einfluß des Mischvorgangs auf die Verbrennung von Gas und Luft in Feuerungen. Düsseldorf 1937. — Schultz-Grünow, F.: Modellversuche über die Heizgasströmung in Brennkammern und Öfen, ausgeführt für eine Großkesselanlage mit Mühlenfeuerung. Forschung Bd. 9 (1938) Heft 1 S. 41/48. — Schiegler, L.: Der Strömungsvorgang in der Brennkammer von Rostfeuerungen. Z. VDI Bd. 82 (1938) Heft 29 S. 849/855 u. Bd. 83 (1939) Heft 35 S. 995/1001. — Fehling, R.: Der Strömungswiderstand ruhender Schüttungen. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 2 S. 33/44. Vgl. hierzu auch H. Bansen: Wärmewertigkeit, Wärme und Gasfluß. Düsseldorf 1930, und die dort angegebene Literatur. — Föttinger, H.: Strömung in Dampfkesselanlagen. Mitt. Ver. Großkesselbes. (Sonderausgabe) Heft 73 (1939) S. 151/169.

Rauchgastemperatur in der Schornsteinsäule bedeutet. Dieser Druckunterschied wird zwar nicht voll wirksam (ausgenommen bei der Strömung Null), da ja nun eine Strömung der Gase einsetzt, so daß auch noch die Strömungs- und Reibungsverluste gedeckt werden müssen. Der am Schornsteinfuß meßbare Unterdruck dient zur Überwindung

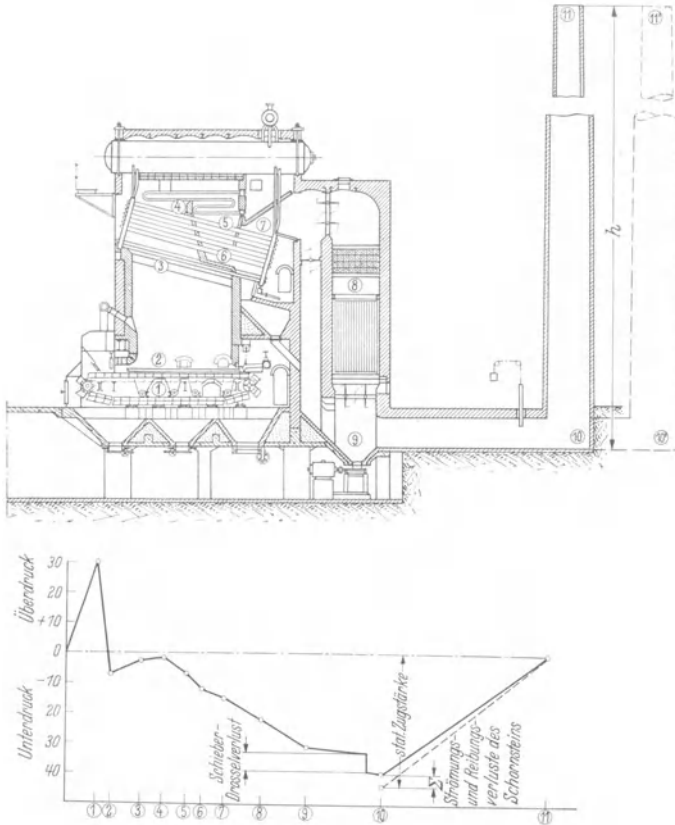


Abb. 3. Beispiel für den Druck- und Zugverlauf in einer Kesselanlage mit Schornstein.

aller Strömungsverluste in der Kessel- oder Ofenanlage von der Feuerung bis zum Schornstein, er wird jedoch noch unterstützt durch den Auftrieb (d. h. die Zugwirkung) aller aufsteigenden Gasströme, dagegen gehemmt durch den zu überwindenden Auftrieb aller absteigenden Gasströme. Die Lage des Drucknullpunktes ist bei dieser Betrachtung unwesentlich, der Druck ± 0 ist kein irgendwie ausgezeichneter Punkt, wohl aber spielt er eine Rolle bei undichten oder durchbrochenen Strömungskanälen, da bei Unterdruck Luft eingesaugt wird, bei Überdruck Gas austritt (wichtig bei Ofenanlagen).

Bei großen Fabrikschornsteinen errechnet sich der statische Druck am Schornsteinfuß zu

$$\Delta p = H 273 \left(\frac{\gamma_l}{T_l} - \frac{\gamma_m}{T_m} \right). \quad (67)$$

Die mittlere Gastemperatur $T_m = 273 + t_m$ ergibt sich aus dem Wärmeverlust des Schornsteinmantels. Bezeichnet B kg/h die Brennstoffmenge, V Nm³/kg die Gasmenge (bei dem im Schornstein herrschenden Luftüberschuß), c_{pm} die spez. Wärme des Gases, O m² die Oberfläche des Schornsteinmantels und k kcal/m² h °C die Wärmedurchgangszahl (von der Größenordnung 1—3 kcal/m² h °C, abhängig von der Wandstärke, der Gasgeschwindigkeit und der Windgeschwindigkeit), so ist

$$B V c_{pm} (t_{g_1} - t_{g_2}) = O k \left(\frac{t_{g_1} - t_{g_2}}{2} - t_1 \right), \quad (68)$$

$$t_m = \left(\frac{t_{g_1} + t_{g_2}}{2} \right). \quad (69)$$

Da t_{g_1} am Schornsteinfuß gegeben ist, läßt sich aus Gl. (68) t_{g_2} (am einfachsten graphisch) ermitteln und damit t_m bestimmen. Abb. 4 ge-

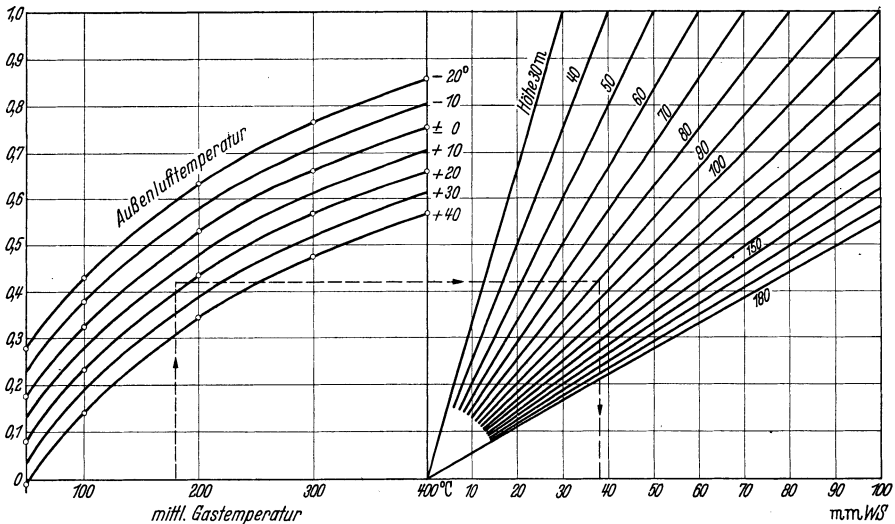


Abb. 4. Diagramm zur Ermittlung der Zugstärke (gerechnet mit $\gamma_m = 1,32$).

stattet die statische Zugstärke in Abhängigkeit von der Gas- und Lufttemperatur (linke Seite des Diagramms) und von der Schornsteinhöhe (rechte Seite des Diagramms) abzulesen. Das spez. Gewicht des Gases (beim Normzustand) ist dabei mit 1,32 eingesetzt. Daß abweichende Werte das Ergebnis wenig beeinflussen, zeigt Abb. 5, sie dient vor allem zur Korrektur von Druckverlustmessungen, falls die Meßstellen

nicht auf gleicher Höhe liegen. Druckverlustmessungen in aufwärts gerichteten Gasströmen fallen infolge des Auftriebes um den Betrag $h(\gamma_i - \gamma_g)$ kleiner aus gegenüber waagerechter Gasführung, im abwärts gerichteten Gasstrom dagegen ist der Druckverlust um den gleichen Betrag größer, da der Auftrieb zusätzlich überwunden werden muß. Um den wahren Druckverlust zu erhalten, muß man im ersten Fall (aufsteigender Gasstrom) den Betrag $h(\gamma_i - \gamma_g)$ zuschlagen, im zweiten Fall (absteigender Gasstrom) dagegen abziehen.

Die Schornsteinweite ist durch die zu wählende Gasaustrittsgeschwindigkeit an der Mündung bestimmt. Man pflegt folgende Werte zugrunde zu legen:

für 1—3 Kessel	$w = 4 - 5 \text{ m/s}$
„ 4—6 Kessel	5—7 m/s
„ 7 Kessel oder mehr	7—9 m/s
bei Saugzug	10—15 m/s

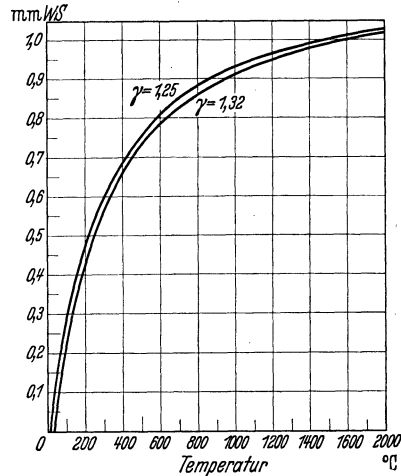


Abb. 5. Auftrieb einer Gassäule von 1 m (bei $t_i = 20^\circ \text{C}$).

Zu große Geschwindigkeiten verursachen zu große Reibungsverluste, zu kleine Geschwindigkeiten bringen die Gefahr einer Zugstörung durch Sekundärströmungen mit sich (Einfallen kalter Luft bei kleiner Belastung) und verursachen unnötig hohe Baukosten. Wenn ein geschlossenes Aggregat vorliegt (z. B. ein Kessel oder ein Ofen mit eigenem Schornstein) und die Belastung bekannt ist, läßt sich ein Bestwert für die zu wählende Geschwindigkeit (bzw. den Mündungsdurchmesser) genau ermitteln. Die Ansicht, daß die Rauchgastemperatur $t_g = 273 + 2 t_i$ die günstigste Schornsteintemperatur darstelle (Péclet), gilt nach Lamort¹ nur für den (praktisch nicht vorkommenden) Grenzfall, daß der Widerstand des Kessels oder Ofens Null wird, die Ansicht, daß sie dagegen unendlich groß sei (Le Chatelier), gilt für den Grenzfall, daß die Kaminwiderstände Null seien. Der praktische Wert einer errechneten „günstigsten Kamintemperatur“ ist jedoch gering, da die sich in Abhängigkeit von dem geforderten Unterdruck ergebenden Temperaturen (700—1000 °C) höher liegen, als sie jemals aus wirtschaftlichen Gründen zugelassen werden können, eine Folge des niedrigen Wirkungsgrades des Kamins als Fördereinrichtung. Die „günstigste Kamintemperatur“ ist also keineswegs der „wirtschaftlichsten Abgas-

¹ Lamort, J.: Feuerungstechn. Bd. 21 (1933) Heft 11 S. 145/148.

temperatur“ gleichzusetzen, vielmehr müssen zur Lösung dieser Frage das Maß der Wärmeausnutzung (bzw. der Wert des Abwärmeverlustes), die Amortisation der Heizflächen und Zugerzeugungseinrichtungen und die jährliche Benutzungsdauer in die Rechnung eingeführt werden. So errechnete wirtschaftlichste Abgastemperaturen werden jedoch in vielen Fällen (von bestimmten Absolutgrößen an) jenseits der technischen Ausführbarkeitsgrenze der Schornsteine liegen (sehr niedrige Temperaturen, sehr hohe Schornsteine), so daß auch die Frage natürlicher oder künstlicher Zug in Erwägung gezogen werden muß¹.

Der Schornstein kann als eine Fördereinrichtung zur Abfuhr der Rauchgase angesehen werden, also als eine thermische Arbeitsmaschine von größter Einfachheit. Ihr Wirkungsgrad ist jedoch außerordentlich niedrig und liegt in der Größenordnung von $1/3\%$ ². Die Wirkungsgrad-Kennlinie in Abhängigkeit von der Belastung ist insofern ungünstig, als der Überschuß an Zugkraft bei verringerter Belastung nicht ausgenutzt werden kann, sondern abgedrosselt werden muß.

Bei kleinen Zugleistungen, z. B. bei Hauskaminen, Abgasleitungen von Gasapparaten u. dgl., spielen die Einflüsse der Atmosphäre, des Windes, der Belastung und des Wärmegleichgewichtes und endlich des Bauzustandes eine erhebliche Rolle. Die genaue Vorausberechnung stößt daher auf große Schwierigkeiten. Wir schreiben daher die Gl. (66) ausführlicher³:

$$h(\gamma_l - \gamma_m) \pm \Delta p_w - Rl - \sum \xi \frac{w^2}{2g} \gamma + \frac{w_1^2}{2g} \gamma_1 - \frac{w_2^2}{2g} \gamma_2 = 0. \quad (70)$$

Unter Δp_w sind die Über- oder Unterdruck erzeugenden Kräfte des Windes zusammengefaßt. Ein Unterdruck entsteht, wenn der Wind waagrecht über ein Rohr (oder einen Schornstein) streicht, und zwar nach Matser⁴ etwa 3 mm WS bei 8 m/s Windgeschwindigkeit und bei der Strömungsgeschwindigkeit 0 im Rohr und etwa 1,2 mm WS bei der Strömungsgeschwindigkeit 2,5 m/s. Zu gleicher Größenordnung gelangt man nach den Messungen von Föttinger⁵ nach Abb. 6. Beträgt das Verhältnis von Gasgeschwindigkeit im Rohr zur Windgeschwindigkeit $2,5/8 = 0,3125$, so ist der Unterdruck $\Delta p = 0,4w^2\gamma_w/2g = 0,4 \cdot 64 \cdot 1,2/19,62 = 1,56$ mm WS. Da schräg einfallender Wind (Fall-

¹ Gumz, W.: Die Luftvorwärmung im Dampfkesselbetrieb. Berlin 1933. Über die wirtschaftlichste Abgastemperatur S. 259/262, über Schornstein und Saugzuganlagen S. 117/138.

² Gumz, W.: a. a. O. S. 118.

³ Albrecht, A.: Zur Berechnung der Schornsteine für häusliche und kleingewerbliche Feuerstätten. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1940) Heft 1 S. 1/4. — Schumacher, E.: Auftriebsverhältnisse bei Feuerungen unter besonderer Berücksichtigung der Gasfeuerstätten. München und Berlin 1929.

⁴ Matser, G.: Warmtetechnik Bd. 12 (1941) Heft 2 S. 14/18.

⁵ Föttinger, H.: Mitt. Ver. Großkesselbes. Heft 73 (1939) S. 151/169.

wind) Überdruck erzeugt, erweist es sich als sehr zweckmäßig, die Schornsteinkanten abzuschrägen („Wasserschräge“), wodurch eine aufsteigende Windrichtung erzielt wird, oder eine flache Scheibe (Meidinger-Scheibe) im Abstand des Schornsteindurchmessers aufzusetzen¹. Die Druckverhältnisse werden im übrigen stark beeinflusst durch Stau- und Unterdruckerscheinungen an schrägen Dachflächen, zwischen Gebäuden verschiedener Höhe usw., so daß die Bemessung des Schornsteins, der möglichst über den Dachfirst hinausragen soll, von der Dachgestaltung und von seiner weiteren Umgebung abhängig ist.

Unter R sind in Gl. (70) die Reibungswiderstände je m zu verstehen, unter dem Beiwert ξ die Einzelwiderstände (Richtungswechsel, Querschnittsänderungen, Stoßverluste beim Zusammenfluß verschiedener Teilströme) und unter den beiden letzten Gliedern die kinetische Energie am Ein- und Austritt. Sie ist positiv zu zählen am Eintritt, wenn sie durch die Auftriebskräfte des Kessels (oder Ofens) oder durch Ventilatoren aufgebracht worden ist und daher den Schornstein entlastet, negativ dagegen für die an der Mündung austretenden Gase, deren kinetische Energie verlorengeht. Der starke Einfluß der Außentemperatur geht ja schon aus Abb. 4 hervor. Die Luftfeuchtigkeit (die γ_t verändert) wirkt sich praktisch gar nicht aus. Die Wärmekapazität des Schornsteinmauerwerks macht sich insofern bemerkbar, als Hauskamine selten in vollen Beharrungszustand kommen, so daß die Wärmeverluste nach außen und die Abgabe von Speicherwärme in das Mauerwerk die Gastemperatur stark beeinflussen können, besonders da in den Nachtstunden eine starke Auskühlung erfolgt.

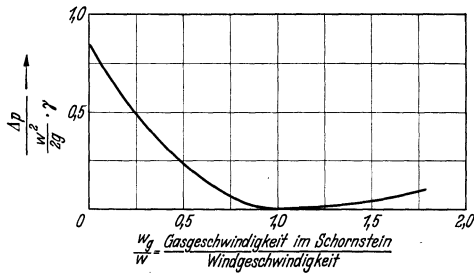


Abb. 6. Unterdruckerzeugung durch die Windgeschwindigkeit (nach Pöttinger).

Zugstörungen an Industrieschornsteinen haben im wesentlichen zwei Ursachen: Gesunkene Temperaturen oder gestiegene Reibungsverluste. Abgesehen von falsch ausgelegten Schornsteinen tritt Zugmangel auf bei größeren Undichtigkeiten im Fuchs, an Einsteige- und Reinigungstüren (Durchrostungen!) und besonders durch die Lufteinsaugung durch mangelhaft abgeschlossene, außer Betrieb stehende Kessel. Eintreten von Grundwasser durch die Sohle des Fuchses kann ebenfalls starke Temperaturerniedrigungen mit sich bringen. Diese Ursachen bedingen zum Teil auch eine Vermehrung der Gasmengen, die durch die Verringerung des spez. Volumens nicht ausgeglichen wird, und damit

¹ Albrecht, A.: a. a. O.

erhöhte Reibungsverluste. Weitere Strömungsverluste können durch ungünstige Einführung von Nebenfüchsen in den Hauptfuchs, fehlende oder zu niedrige Zungen bei der Einmündung mehrerer Füchse in einen Schornstein und endlich durch Querschnittsverengungen entstehen. Hierzu sind vor allem auch die mitunter beträchtlichen Staubablagerungen in den Füchsen zu rechnen. Der Fuchs bedarf daher, ebenso wie der Kessel, gelegentlich einer gründlichen Reinigung. Auf die Zunahme der zu überwindenden Gesamtwiderstände durch Heizflächenverschmutzung und den Anstieg der Abgastemperaturen (die zwar eine Zugverbesserung, aber zugleich eine beträchtliche Volumvermehrung bedingt) soll hier nicht eingegangen werden, da sie ja nicht die Wirkungsweise des Schornsteins selbst betrifft, sondern nur die Anforderungen an die Zugleistung des Schornsteins erhöht.

Grundgesetze der Strömung.

Strömt eine Flüssigkeit durch ein Rohr, so muß bei einem kontinuierlichen Strom an jeder Stelle die Gleichung

$$F_1 w_1 = F_2 w_2 = F_n w_n = \text{konst.} \quad (71)$$

(Kontinuitätsgleichung) erfüllt sein.

Soweit keine Umwandlung in andere Energieformen eintritt (was der Fall sein könnte bei Zu- oder Abfuhr von Wärme, bei Entbindung chemischer Energie usw.), muß ferner die Summe der Lageenergie h , der Druckenergie p/γ und der Geschwindigkeitsenergie $w^2/2g$ konstant sein. Diese „Bernouillische Gleichung“ lautet also

$$h_1 + \frac{p_1}{\gamma_1} + \frac{w_1^2}{2g} = h_2 + \frac{p_2}{\gamma_2} + \frac{w_2^2}{2g} = \dots = \text{konst.} \quad (72)$$

Daraus ergibt sich bei waagerechter Strömung ($h_1 = h_2$) der Druckunterschied einer Leitung mit veränderlichem Querschnitt zwischen den Punkten 1 und 2 zu

$$p = p_1 - p_2 = \frac{w_2^2 - w_1^2}{2g} \gamma \quad (73)$$

und die Endgeschwindigkeit

$$w_2 = \sqrt{\frac{2g}{\gamma} (p_1 - p_2) + w_1^2}. \quad (74)$$

Auf dieser Gleichung beruhen alle Mengenmessungen mit Düse oder Blende (Stauscheibe, Staurand)¹. Ist F_1 der Rohrquerschnitt, F_0 der Blendenquerschnitt und F_2 der durch die Einschnürung verkleinerte Strömungsquerschnitt hinter der Blende, bezeichnet man ferner als Einschnürungszahl

$$\mu = F_2/F_0 \quad (75)$$

¹ Regeln für die Durchflußmessungen mit genormten Düsen und Blenden, DIN 1952. 4. Aufl. (Berlin 1937).

und das Öffnungsverhältnis mit

$$m = F_0/F_1, \quad (76)$$

so kann die Geschwindigkeit w_1 im Rohr ausgedrückt werden durch

$$w_1 = w_2 \mu m,$$

womit der Kontinuitätsgleichung Genüge geleistet wird. Nach Gl. (73) erhält man dann

$$w_2^2 - w_1^2 = w_2^2 (1 - \mu^2 m^2) = \frac{2g}{\gamma} (p_1 - p_2) \quad (78)$$

und

$$w_2 = \frac{1}{\sqrt{1 - \mu^2 m^2}} \sqrt{\frac{2g}{\gamma} (p_1 - p_2)}. \quad (79)$$

Hierzu kommt noch ein Berichtigungsbeiwert ξ . Das durch $F_2 = \mu F_0$ strömende Volumen ist dann

$$V = \mu F_0 w_2 = \alpha F_0 \sqrt{\frac{2g}{\gamma} (p_1 - p_2)}, \quad (80)$$

wenn

$$\alpha = \frac{\xi \mu}{\sqrt{1 - \mu^2 m^2}}$$

gesetzt wird, und das Gewicht in der Zeiteinheit

$$G = V \gamma = \alpha F_0 \sqrt{2g \gamma (p_1 - p_2)}. \quad (82)$$

Bei allen zusammendrückbaren Flüssigkeiten (Gasen und Dämpfen) kommt ein weiterer Faktor ε hinzu, der sämtliche Einflüsse der Kompressibilität enthält¹.

Bei der Strömung gegen ein festes Hindernis wird die Geschwindigkeit (und damit auch die kinetische Energie) am Staupunkt = 0, es ist dann

$$p_2 + \underbrace{\frac{w_2^2}{2g}}_{=0} \gamma = p_1 + \frac{w_1^2}{2g} \gamma, \quad (83)$$

$$p_2 = p_1 + \frac{w_1^2}{2g} \gamma. \quad (84)$$

p_1 wird als statischer, $\frac{w_1^2}{2g} \gamma$ als dynamischer Druck oder Staudruck und p_2 als Gesamtdruck bezeichnet (Messung von p_2 mit dem Pitotrohr, von $(p_2 - p_1) = \frac{w_1^2}{2g} \gamma$ mit dem Prandtl'schen Staurohr).

Das Produkt Masse mal Geschwindigkeit bezeichnet man als Impuls (Bewegungsgröße), die Änderung der Summe der Bewegungs-

¹ Über die Mengenmessungen s. die VDI-Durchflußmeßregeln Fußnote 1 S. 26, ferner F. Kretzschmer: Taschenbuch der Durchflußmessung mit Blenden. Berlin 1940 — W. E. Germer: Die Grundlagen der Dampfmessung nach dem Differenzdruckprinzip. München u. Berlin 1927.

größen der Massen in der Zeiteinheit ist gleich der Resultierenden der äußeren Kräfte. Ein unter dem Einfluß eines Druckunterschiedes ($p_1 - p_2$) ausfließender Strahl hat bei einem freien Querschnitt von $F \text{ m}^2$ bei der Austrittsgeschwindigkeit w [m/s] das Volumen $F w$ und die Masse $F w \frac{\gamma}{g}$ oder $\rho F w$, wenn die Massendichte mit $\rho = \frac{\gamma}{g}$ [kg s² m⁻⁴] bezeichnet wird, und den Impuls

$$J = F w^2 \frac{\gamma}{g} \text{ [kg]}. \quad (85)$$

Da nach Gl. (74) bei $w_1 = 0$,

$$w = \sqrt{\frac{2g}{\gamma} (p_1 - p_2)} \quad (86)$$

ist, so folgt

$$J = 2 F (p_1 - p_2), \quad (87)$$

also das Doppelte des Druckes auf einen Kolben gleichen Querschnitts.

Laminare und turbulente Strömung.

Bei der Strömung im Rohr unterscheidet man zwischen Laminar- oder Schichtströmung, wenn die Zähigkeitskräfte wirksam sind, und der turbulenten Strömung, wenn ein Stoffaustausch senkrecht zur Strömungsachse stattfindet. Bei Laminarströmung ist der Widerstand proportional der Geschwindigkeit

$$\Delta p = \frac{32 \eta w l}{d^2} \text{ (Poiseuillesches Gesetz),} \quad (88)$$

das Geschwindigkeitsprofil ist eine Parabel. Bei der turbulenten Strömung ist die Geschwindigkeit an einem Punkt des Raumes nicht konstant, sondern sie schwankt um einen zeitlichen Mittelwert¹. Die quer zur Strömungsrichtung erfolgenden Austauschbewegungen verursachen eine bedeutende Erhöhung des Widerstandes und wirken so, als ob die Zähigkeit auf den 100- bis 1000fachen Wert angestiegen wäre. Der Widerstand ist daher proportional einer Potenz von w , die größer ist als 1 und nahezu 2 erreichen kann.

Der Umschlag von der geordneten Laminarströmung (ein gefärbter Stromfaden bleibt in der Flüssigkeit erhalten) in die ungeordnete turbulente Strömung (wo eine schnelle Auflösung des gefärbten Stromfadens eintritt, da der Farbstoff, wie alle Schwebeteilchen, an dem Mischvorgang teilnimmt) tritt bei der „kritischen Reynoldsschen Zahl“

$$Re_{\text{krit}} = 2320$$

¹ Schlichting, H.: Widerstand und Austausch in turbulenter Strömung. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 10 S. 225/234.

ein, wenn unter der Reynoldsschen Zahl der Ausdruck

$$Re = \frac{wd}{\nu} = \frac{wd\gamma}{\eta g} \quad (89)$$

verstanden wird. Darin bedeutet w [m/s] die Geschwindigkeit, d [m] den Durchmesser (oder allgemein eine charakteristische Längenabmessung), ν $\left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}}\right]$ die kinematische Zähigkeit, η die dynamische Zähigkeit.

Es ist

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{\eta g}{\gamma}. \quad (90)$$

Strömungsvorgänge sind ähnlich, wenn die Reynoldsschen Zahlen gleich sind, eine Reihe wichtiger Eigenschaften, so besonders die Widerstandszahlen, lassen sich als Funktion der Reynoldsschen Zahlen gut darstellen.

Der Übergang von der laminaren zur turbulenten Strömung geht jedoch nur dann rasch vor sich und führt somit zu strömungstechnisch eindeutigen Verhältnissen, wenn bestimmte Voraussetzungen erfüllt sind, so besonders genügend lange Anlaufstrecken vorhanden sind. Andernfalls erhält man ein mehr oder weniger breites Übergangsgebiet, was die rechnerische Behandlung naturgemäß erschwert. Dies trifft in besonderem Maße auch auf Wärmeaustauscher zu, in denen die notwendige Anlaufänge meist fehlt.

Druckabfall in Rohren und Kanälen.

Der Druckabfall in einem Rohr ist

$$\Delta p = \lambda \frac{l}{d} \frac{w^2}{2g} \gamma, \quad (91)$$

darin ist λ die Widerstandszahl, die als Funktion der Reynoldsschen Zahl, also des Durchmessers und der Geschwindigkeit und der Zähigkeit des strömenden Mediums ausgedrückt werden kann. Im Gebiet laminarer Strömung ist

$$\lambda = 64/Re, \quad (92)$$

was zu der Gl. (88) führt, und in der Darstellung der Abb. 7 als gerade Linie dargestellt werden kann. Im turbulenten Gebiet dagegen sind empirisch eine Reihe von Gesetzmäßigkeiten gefunden worden, die sich allgemein durch Gleichungen von der Form

$$\lambda = a + b (Re)^c \quad (93)$$

ausdrücken lassen¹. Als Beispiel sei die Formel von Nikuradse² angeführt

$$\lambda = 0,0032 + 0,221 (Re)^{-0,237}. \quad (94)$$

¹ Richter, H.: Rohrhydraulik. Berlin 1934. Dort zahlreiche weitere Formeln und Schrifttumshinweise, bes. S. 94.

² Nikuradse, J.: Gesetzmäßigkeiten der turbulenten Strömung in glatten Rohren. VDI-Forsch.-Heft 356 Berlin. 1932.

Gelten diese Beziehungen nur für glatte Rohre, so kommt in der Praxis erschwerend hinzu, daß die meisten Rohre nicht glatt, sondern rauh sind, und daß die Definition und Messung der Rauigkeit einige Schwierigkeiten bereitet. Nikuradse¹ verwendet als Maß der Rauigkeit den Ausdruck r/k , das Verhältnis von Rohrradius zur mittleren Rauigkeitserhebung (versuchstechnisch durch das Aufkleben von Sandkörnern dargestellt). Nach Untersuchungen von E. Zimmermann² und B. Bauer und F. Galavics³ hat Galavics⁴ Reibungsbeiwerte für handelsübliche Stahlrohre ermittelt, die Zimmermann⁵

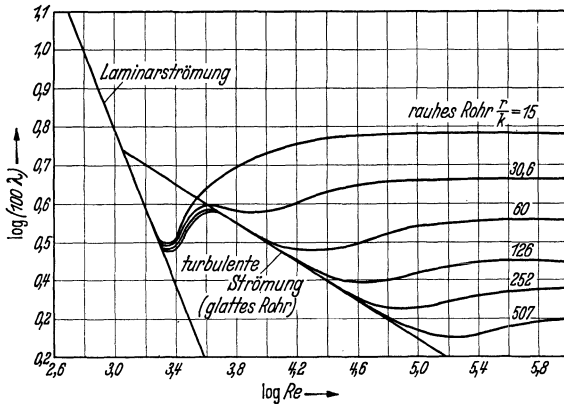


Abb. 7. Widerstand glatter Rohre bei Laminar- und turbulenter Strömung und rauher Rohre (nach Nikuradse).

zu dem in Abb. 8 wiedergegebenen Diagramm verarbeitet hat, welches für die Druckverlustberechnung in Dampfleitungen (und Fernleitungen) geeignet ist.

In feuerungstechnischen Anlagen kommen vielfach sehr raue Rohrleitungen und gemauerte Kanäle verschiedenster Querschnittsformen vor. Für raue Rohre und Kanäle gilt nach Bansen⁶ die empirische Formel

$$\Delta p/l = 5,66 \gamma^{0,852} \frac{w^{1,924}}{d^{1,281}}. \quad (95)$$

¹ Nikuradse, J.: Strömungsgesetze in rauhen Rohren. VDI-Forsch.-Heft 361. Berlin 1933.

² Zimmermann, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1938) Heft 9 S. 243/247 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) S. 347.

³ Bauer, B., u. F. Galavics: Experimentelle und theoretische Untersuchungen über die Rohrreibung von Heißwasserleitungen. Zürich 1936.

⁴ Galavics, F.: Schweizer Arch. angew. Wiss. Techn. Bd. 5 (1939) Heft 12 S. 337/354.

⁵ Zimmermann, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 21 (1940) Heft 6 S. 133/135 — Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 6 S. 132/133.

⁶ Bansen, H.: Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 1 (1927/28) Heft 3 S. 187/192.

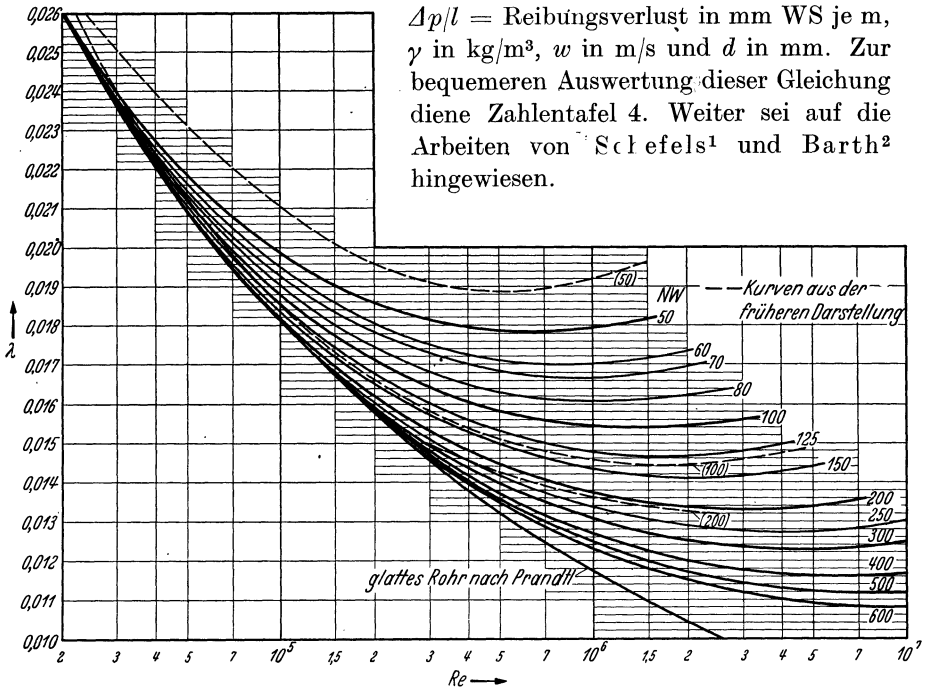


Abb. 8. Widerstandsbeiwerte handelsüblicher, gerader Stahlrohre von NW 50 bis 600 nach E. Zimmermann.

Zahlentafel 4. Hilfstafel zur Auswertung der Gl. (95).

γ [kg/m ³]	$\gamma^{0,852}$	w [m/sec]	$w^{1,924}$	d [mm]	$d^{1,281}$	d [mm]	$d^{1,281}$
0,3	0,359	0,5	0,264	25	61,8	1400	10720
0,4	0,458	1,0	1,000	50	150,1	1600	12719
0,5	0,554	2,0	3,795	75	252,3	1800	14791
0,6	0,647	4,0	14,40	100	364,8	2000	16928
0,7	0,738	6,0	31,42	200	886,4	3000	28457
0,8	0,827	8,0	54,64	300	1490	4000	41138
0,9	0,914	10	83,95	400	2154	5000	54750
1,0	1,000	15	183,1	500	2867	6000	69153
1,1	1,085	20	318,6	600	3621	7000	84250
1,2	1,168	25	489,4	800	5234	8000	99967
1,3	1,251	30	695,0	1000	6966	9000	116250
1,4	1,332	35	935,0	1200	8799	10000	133050

Bei nicht kreisförmigen Strömungsquerschnitten ist der gleichwertige Durchmesser

$$d = \frac{4 F}{U} = \frac{4 \text{ mal Querschnittsfläche}}{\text{Umfang}}, \tag{96}$$

¹ Schefels, G.: Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 6 (1932/33) Heft 11 S. 477/486.
² Barth, W.: Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 7 (1933/34) Heft 11 S. 599/605.

also bei rechteckigen Querschnitten mit den Abmessungen $a \cdot b$

$$d = \frac{2ab}{a+b}. \quad (97)$$

Die Einzelwiderstände von Krümmern, Abzweigen, Ventilen usw. werden entweder in gleichwertigen Rohrlängen ausgedrückt, was besonders für die Addition vieler Einzelwiderstände mit dazwischenliegenden geraden Rohrstücken Vorteile hat, soweit die Zustandsgrößen des strömenden Mediums nicht zu stark veränderlich sind, oder aber durch eine Gleichung von der Form

$$Z = \xi \frac{w^2}{2g} \gamma. \quad (98)$$

Darin können etwa folgende ξ -Werte nach Rietschel-Gröber¹ eingesetzt werden:

	90°	45°	
Scharfes Kniestück	$\xi = 1,5$	$\xi = 0,5$	
desgl. abgerundet	0,5	0,2	
Bogen $r = 2d$	0,1	0,05	
Plötzliche Querschnitts- erweiterung ²	$(1 - f_1/f_2)^2$	bez. auf den kleineren Querschnitt	
Allmähliche Querschnitts- erweiterung (Öffnungswinkel = 8°)	$0,15(1 - f_1/f_2)^2$		

Weitere Untersuchungen über die Einzelwiderstände von Rohrströmungen, Dampfleitungen und Kanälen lieferten Jeschke³, Zimmermann⁴, Euler⁵ u. a.⁶

Druckverlust in Schüttungen.

Der Widerstand geschichteter Körper spielt in der Feuerungstechnik als Schüttung auf dem Rost, als Brennstoffsäule in Gaserzeugern, Hochöfen, Kupolöfen und anderen Schachtöfen, bei den Füllkörpern der Waschtürme und schließlich als Filterwiderstand eine große Rolle. In Filterstoffen und Filterkuchen ist infolge der Kleinheit der Poren nur eine Laminar- bzw. Sickerströmung möglich, die zwar schon oft zum Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen gemacht wurde, die

¹ Gröber, H.: H. Rietschels Leitfaden der Heiz- und Lüftungstechnik. 11. Aufl. (Berlin 1938).

² Vgl. hierzu W. Nusselt: Z. VDI Bd. 73 (1929) Heft 22 S. 763/764 u. Heft 44 S. 1588/89.

³ Jeschke, H.: Wärmeübergang und Druckverlust in Rohrströmungen. Sonderheft „Technische Mechanik“ zur Z. VDI (1925) S. 24/28.

⁴ Zimmermann, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1938) Heft 10 S. 265/269.

⁵ Euler, H.: Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 7 (1933/34) Heft 11 S. 606/614.

⁶ Richter, H.: Rohrhydraulik, S. 181/190. Berlin 1934. — Erk, S.: Förderung homogener Stoffe. In A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. I Tl. 1 S. 97/136.

aber noch keine befriedigende, der Bedeutung der Filtration angemessene Lösung des Problems gefunden hat¹. In ähnlicher Weise wurden auch die Schüttungen gröberer Körper bisher vorwiegend empirisch behandelt, so von Ramsin², Kräutle³, Furnas⁴ und Diepschlag⁵. Die Theorie der Strömung durch grobe Schüttstoffe^{6,7} knüpft an die Vorstellung an, daß im Haufwerk Kanälchen vorhanden sind, deren Abmessungen zwar im einzelnen nicht bekannt sind, deren Summe aber durch das Lückenvolumen gekennzeichnet ist (vgl. S. 89/93), während die mittlere Geschwindigkeit gegeben ist durch den Quotienten Geschwindigkeit im leer gedachten Raum, dividiert durch das Lückenvolumen. Fehling⁸ hat auf Grund seiner Ableitung aus dem Ähnlichkeitsgesetz, der Auswertung der im Schrifttum mitgeteilten Messungen und seiner eigenen Versuche erkannt, daß der Widerstandsbeiwert zahlenmäßig gleich dem Widerstandsbeiwert der einzelnen Kugel ist, daß der Widerstand weiterhin proportional der 4. Potenz des Lückenvolumens und einer von der Reynoldsschen Zahl unabhängigen, nur mit dem Schüttstoff veränderlichen Konstante ist (vgl. S. 90).

Da wir es bei Brennstoffen nie mit Gleichkorn zu tun haben, sondern mit einem Korngemisch, so liegt natürlich eine große Schwierigkeit in der Bestimmung des „mittleren Korndurchmessers“ und in den Veränderungen, die das strömende Medium an der Kornzusammensetzung und der Schichtung des Haufwerks hervorruft. Da ein Teil des frei liegenden Feinstkorns sofort mitgerissen werden kann und eine gewisse „Luftaufbereitung“ stattfindet, sind auch dauernde Veränderungen des Widerstandes möglich. Hiervon macht Arbatsky⁹ in seiner Feuerung Gebrauch, indem er durch einen Luftstoß eine solche Klassierung der Brennstoffschicht vornimmt, um damit den weiteren Schichtwiderstand beträchtlich zu senken. Eine zweite, die klare Übersicht über die Strömungsverhältnisse störende Erscheinung ist das Backen des Brennstoffs, welches ähnlich wie das im weiteren Verlauf der Verbrennung auftretende Versintern und Verschlacken der Brennstoffasche die Korn-

¹ Zusammenfassend und ausführlich behandelt bei W. Siegel: „Filtration“, in A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. I 2. Tl. (Leipzig 1933) S. 191/307 und E. Hegelmann: „Filtrieren“, in E. Berl: Chem. Ingenieur-Technik Bd. 3, S. 231/298. Berlin 1935.

² Ramsin, L. K.: Wärme Bd. 51 (1928) Heft 16 S. 301/303.

³ Bansen, H.: Wärmewertigkeit, Wärme- und Gasfluß. Düsseldorf 1930.

⁴ Furnas, C. C.: U. S. Bur. of Mines Bull. Bd. 307 (1929).

⁵ Diepschlag, E.: Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 12 S. 133/136.

⁶ Wagner, A., A. Holschuh u. W. Barth: Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 6 (1932/33) Heft 4 S. 129/136.

⁷ Barth, W., u. W. Esser: Forschung Bd. 4 (1933) Heft 2 S. 82/86.

⁸ Fehling, R.: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 2 S. 33/44.

⁹ Arbatsky, I. W.: Die Abhängigkeit des Widerstandes einer Brennstoffschicht von ihrer Belastung. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 8 S. 233/235.

größe verändert (also dem Einfluß des Abbrandes entgegenarbeitet) und den Widerstand im allgemeinen heraufsetzt¹.

Mit steigender Luftgeschwindigkeit (Rostbelastung) nähert sich die gesamte Schicht einem instabilen Zustand, sobald nämlich die Geschwindigkeit der Luft die Schwebegeschwindigkeit des Kornes überschreitet und den gegenseitigen Reibungswiderstand der festen Teilchen überwindet. Diese Stabilitätsgrenze bestimmt praktisch die Grenzleistung einer Feuerung², da schon die Annäherung an diesen labilen Zustand besonders bei nicht backenden Brennstoffen zu unwirtschaftlich hohen Flugkoksverlusten führen kann. Wird indessen der Reaktionsraum dem Flugkoksanfall entsprechend ausgelegt, so kann man auch an der Stabilitätsgrenze arbeiten (Schwebefeuerung, Winkler-Generator), jede weitere Steigerung führt dann mehr und mehr zur reinen Flugverbrennung (Kohlenstaubfeuerung) oder Flugvergasung. Das Arbeiten an der Stabilitätsgrenze ist also auf enge Leistungsbereiche begrenzt, was man durch konische Strömungsräume zum Teil auszugleichen versucht.

Widerstand umströmter Körper. Fallgeschwindigkeit.

Der Widerstand umströmter Körper ist als Funktion der Reynoldsschen Zahl darstellbar. Betrachten wir als einfachsten Fall die Kugel, auf den die meisten praktischen Fälle zurückgeführt werden können (gegebenenfalls durch die Einführung eines „gleichwertigen Kugeldurchmessers“), so erhält man als Widerstand

$$W = C \frac{d^2 \pi w^2}{4} \frac{w^2}{2g} \gamma. \quad (99)$$

Soll das Gewicht der Kugel — abzüglich ihres Auftriebes — mit den Widerstandskräften im Gleichgewicht stehen, also ein Tragen in der Schwebelage erreicht werden, so muß

$$\frac{\pi d^3}{6} (\gamma_K - \gamma) = W \quad (100)$$

sein. Aus Gl. (99) und (100) läßt sich bei bekannter Widerstandszahl C die Schwebegeschwindigkeit oder, was dasselbe ist, die konstante Fallgeschwindigkeit eines kugelförmigen Körpers errechnen.

Im Bereich kleiner Reynoldsscher Zahlen ist nach Stokes

$$C = 24 (Re)^{-1} = \frac{24 \nu}{w d}. \quad (101)$$

¹ Werkmeister, H.: Feuergasbeschaffenheit und Windverteilung bei Wanderrostfeuerungen. 72. VDI-Hauptversammlung Trier 1934. Berlin 1934.

² Rosin, P., u. H.-G. Kayser: Zur Physik der Verbrennung fester Brennstoffe. Z. VDI Bd. 75 (1931) Heft 26 S. 849/857. — Arend: Untersuchungen über das aerodynamische Verhalten von Schüttungen nicht backender Kohle auf Wanderrosten. Bericht D. 53 des Reichskohlenrats. Berlin 1933.

Aus Gl. (99) bis (101) erhält man dann die Schwebegeschwindigkeit zu

$$w = \frac{1}{18} d^2 \frac{\gamma_{\kappa} - \gamma}{\gamma} g \frac{1}{\nu}. \quad (102)$$

Bei sehr kleinen Reynoldsschen Zahlen dagegen, also bei Durchmessern, wie sie bei Aerosolen (feste Schwebestoffe in Gasen mit Teilchendurchmessern bis 5μ) vorkommen, ist noch eine Korrektur notwendig, die von E. Cunningham^{1,2} angegeben wurde. Man unterscheidet daher einen Stokes-Cunninghamschen Bereich, einen Stokesschen und einen Über-Stokesschen Bereich, der letztere ist für die meisten technischen Anwendungsgebiete der wichtigste. Eine von Oseen angegebene Verbesserung der Stokesschen Formel bringt keine wesentliche Erweiterung des Gültigkeitsbereiches. Man ist daher auf empirische Darstellungen des Verlaufs von C als Funktion von Re angewiesen, wobei vorzugsweise die allgemeine Form

$$C = \frac{24}{Re} (1 + a (Re)^b) \quad (103)$$

gewählt worden ist (vgl. Zahlentafel 5).

Zahlentafel 5. Die Konstanten a und b der Gl. (103).

Autor	a	b	Schrifttumshinweis
C. W. Oseen	3/16	1	Oseen: Neuere Methoden und Ergebnisse in der Hydrodynamik. Leipzig 1927
L. Schiller und A. Naumann	0,150	0,687	Z. VDI Bd. 77 (1933) Heft 12 S. 318/320
T. Widell	0,13	0,7	Z. VDI Bd. 80 (1936) Heft 50 S. 1497/98 u. Bd. 81 (1937) Heft 10 S. 308
W. Gumz (gültig im Bereich $Re = 0 \dots 0,75$)	0,139	1	Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 8 S. 253 bis 255 nach Versuchen von W. Möller: Phys. Z. Bd. 39 (1938) Heft 2 S. 253/255

Da es bei derartigen Gleichungen nicht nur darauf ankommt, einzelne Meßreihen richtig wiederzugeben, sondern auch den Anschluß an die Nachbarggebiete zu ermöglichen, also in gewissem Grade extrapolierbar zu sein, benutzt man nach dem Vorbild von Frössling³ bzw. W. Schmidt⁴ mit Vorteil eine Gleichung von der Form⁵

$$\frac{1}{w} = \frac{1}{w_{St}} + \frac{1}{w'}. \quad (104)$$

¹ Winkel, A., u. G. Jander: Schwebestoffe in Gasen (Aerosole). Stuttgart 1934.

² Hiedemann, E., u. O. Brandt: Bewegungsgesetze von Schwebeteilchen. Z. VDI Beih. Verfahrenstechn. Folge 1938, Heft 5 S. 149/152.

³ Frössling, N.: Gerlands Beitr. Geophys. Bd. 51 (1937) Heft 2/3, S. 167/173.

⁴ Schmidt, W.: Sitz.-Ber. Akad. Wiss. Wien Bd. 118 (1909) S. 71.

⁵ Gumz, W.: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Berlin 1939 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 8 S. 253/255.

worin w_{st} die „Stokes-Geschwindigkeit“ nach Gl. (102) und w' die „Über-Stokes-Geschwindigkeit“ bedeutet. Man erhält dann die Gleichungen

$$\frac{1}{w} = 1,835 \frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma} \nu \frac{1}{d^2} + 0,1349 \sqrt[5]{\left(\frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma}\right)^2 \frac{1}{\nu d}} \quad (105)$$

im Bereich $Re < 8$, der für die Staubtechnik hauptsächlich in Frage kommt, ferner

$$\frac{1}{w} = 1,835 \frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma} \nu \frac{1}{d^2} + 0,1514 \sqrt{\frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma} \frac{1}{d}} \quad (106)$$

im Bereich $8 < Re < 300$, und

$$\frac{1}{w} = 1,835 \frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma} \nu \frac{1}{d^2} + 0,1463 \sqrt[3]{\frac{\gamma}{\gamma_K - \gamma} \frac{1}{d}} \quad (107)$$

im Bereich $300 < Re < 2500$.

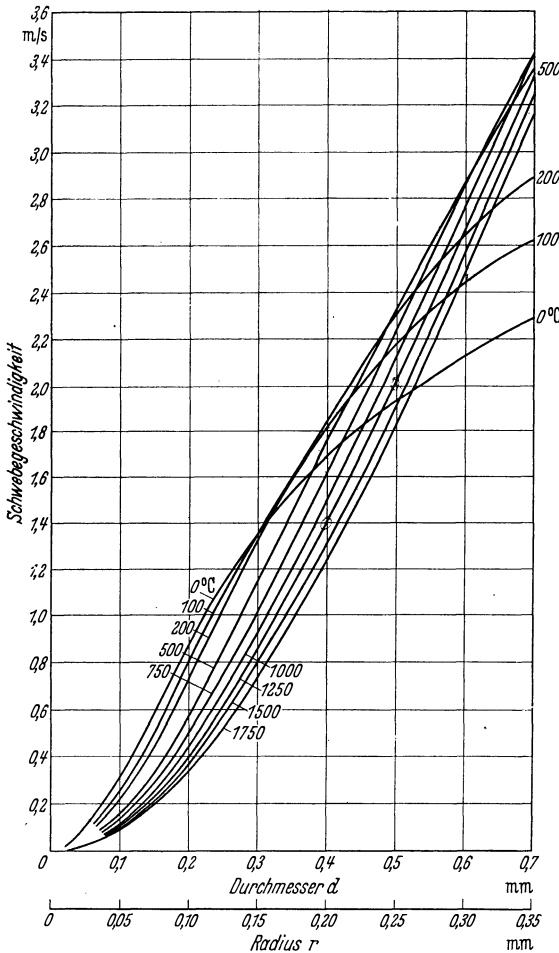


Abb. 9. Schwebegeschwindigkeit von Kugeln $\gamma_K = 1000 \text{ kg/m}^3$ in Rauchgas in Abhängigkeit vom Durchmesser (Radius) und der Temperatur.

Darin bedeuten γ das spez. Gewicht, ν die kinematische Zähigkeit des Traggases, γ_K das spez. Gewicht, d den Durchmesser des Schwabekörpers (Kugel) [m]. Abb. 9 zeigt das ausgewertete Ergebnis der Gl. (105) für Kugeln mit $\gamma_K = 1000 \text{ kg/m}^3$ in Rauchgas. Die Unterschiede der Rauchgase verschiedener Brennstoffe sind so gering, daß sie vernachlässigt werden können. Den Einfluß des spez. Gewichtes der Kugeln erkennt man aus Abb. 10. Aus der geometrischen Summe der Gas- und der Fallgeschwindigkeit der Festkörper läßt sich die wirkliche Geschwindigkeit eines Schwabekörpers in einem durchströmten Raum (z. B. Feuerraum) und damit seine Aufenthaltsdauer leicht ermitteln.

Einschränkend ist noch darauf hinzuweisen, daß die mathematische Kugelgestalt in der Feuerungstechnik selten auftritt (allenfalls angenähert bei zerstäubtem Öl oder bei den Cenosphären, d. s. Hohlkugeln, die sich aus dem Staub backender Steinkohlen bilden), bei unregelmäßig geformten Körpern wird man daher Widerstandszahlen erhalten, die nach beiden Richtungen von denen der Kugel abweichen können (im Bereich kleiner Re -Werte zum größten Teil darunter liegen), so daß in erster Annäherung und mit praktisch ausreichendem Erfolg mit der Annahme einer Kugelgestalt gerechnet werden kann (s. auch Abb. 11).

Eine technisch wichtige Anwendung von Schwebevorgängen ist die pneumatische Förderung. Läßt man in einen Förderluftstrom Staub einfallen, so muß er zunächst von seiner Anfangsgeschwindigkeit Null auf die Endgeschwindigkeit w_k beschleunigt werden. Da sich die Förderluftgeschwindigkeit nicht verringern kann — infolge der Verdrängung eines Teils der Luft durch den festen Stoff tritt vielmehr eine Erhöhung ein —, so

muß diese Energie aus dem Druck geliefert werden, d. h. es tritt ein meist beträchtlicher Druckabfall ein. Nach Durchlaufen eines bestimmten Weges (des sog. „Bremsweges“) ist die Maximalgeschwindigkeit erreicht. Dieser Weg ist im Bereich der Gültigkeit des Stokesschen

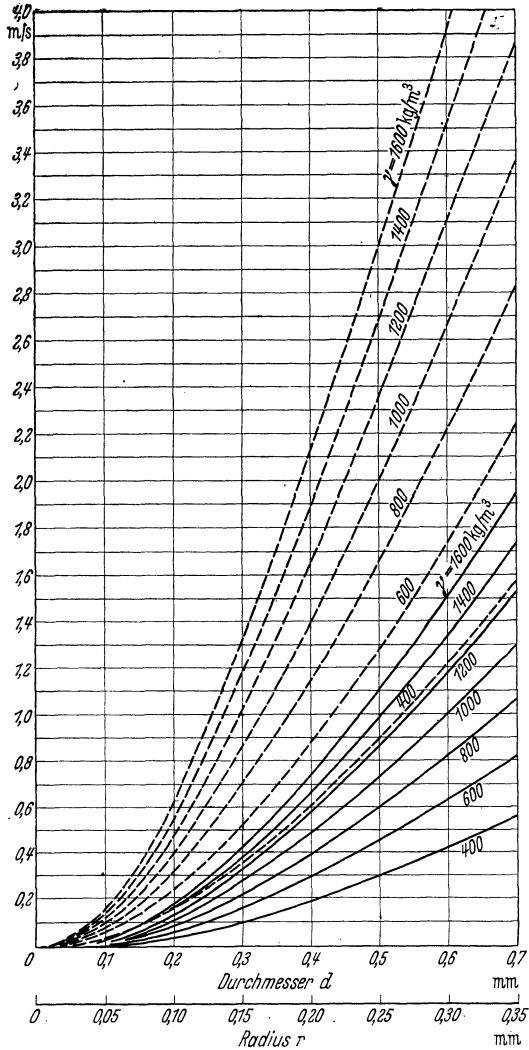


Abb. 10. Schwebegeschwindigkeit w_s (gestrichelt) und mittlere Schwebegeschw. $(w_s)_m$ (ausgezogen) von Kugeln in Rauchgas bei $t = 1250^\circ \text{C}$.

Gesetzes nach Sell¹

$$s = \frac{w_s w_k}{g} \quad (108)$$

w_s = Schwebegeschwindigkeit, w_k = maximale Korngeschwindigkeit, g = Erdbeschleunigung. Die Förderung des festen Stoffes verursacht (ohne die erstmalige Beschleunigung und ohne etwaige Hubarbeit in senkrechten Leitungen) einen relativen Druckverlust π (Verhältnis des

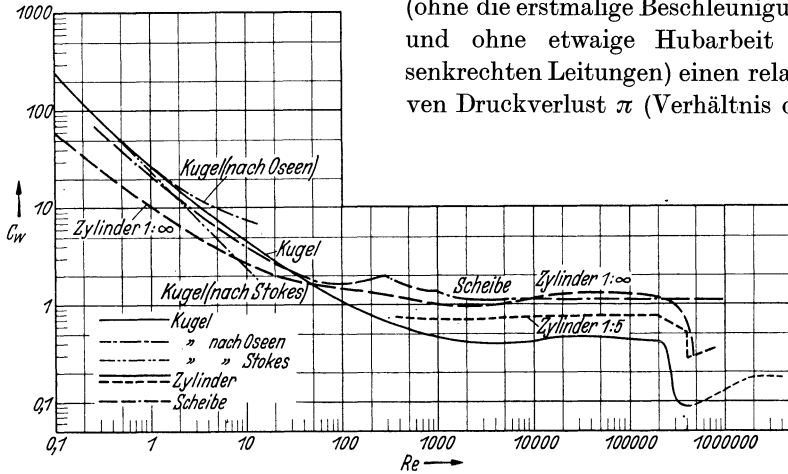


Abb. 11. Widerstand von Kugeln, Zylindern und Scheiben.

Druckabfalls von reiner Luft zu demjenigen von Luft mit dem zu fördernden Material)²

$$\pi = 1 + a \mu \quad (109)$$

μ ist das Mischungsverhältnis (Verhältnis des Gewichtes des Fördergutes zu demjenigen des Fördermittels), a eine von der Geschwindigkeit der Trägerluft abhängige Konstante, die nach Gasterstaedt³ bei 0,32 bis 0,4, im Mittel bei 0,36 liegt⁴. Die bei einem Korn ohne Eigengeschwindigkeit auftretende höchste Relativgeschwindigkeit ist die Fallgeschwindigkeit (im senkrechten Luftstrom), in horizontalen Leitungen ist nach den Versuchen Gasterstaedts⁵

$$w_r = w_s(0,170 + 0,0121 w_g) \quad (110)$$

w_r = Relativgeschwindigkeit (zwischen Korn und Traggas), w_s = Schwebegeschwindigkeit des Kornes, w_g = Traggasgeschwindigkeit.

¹ Sell, W.: Staubausscheidung an einfachen Körpern und in Luftfiltern. VDI-Forsch.-Heft 347. Berlin 1931.

² Erk, S.: Förderung inhomogener Stoffe. In A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. I 1. Tl. S. 137/146. Leipzig 1933.

³ Gasterstaedt, J.: Die experimentelle Untersuchung des pneumatischen Fördervorganges. VDI-Forsch.-Heft 265. Berlin 1924.

⁴ Albrecht, F.: Phys. Z. Bd. 32 (1931) S. 48/56.

⁵ Gumz, W.: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Berlin 1939.

Mit der Dynamik des Staubes bei gekrümmten Bahnen des Trag-gases, wie sie besonders bei Staubabscheidern vorkommen, befassen sich die Arbeiten von Sell¹, Albrecht², Fahrenbach³ und Madel⁴.

Ausströmung aus Düsen.

Strömt ein unter hohem Druck (p_1) stehendes, ideales Gas (Temperatur T_1 , spez. Volumen v_1) durch eine Düse oder Mündung aus in einen Raum vom Druck p_2 , so ist

$$w = \sqrt{2g \frac{\kappa}{\kappa - 1} p_1 v_1 \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{\kappa - 1}{\kappa}} \right]}, \quad (111)$$

was sich aus der Beziehung

$$A \frac{w^2}{2g} = i_1 - i_2 \quad (112)$$

ableiten läßt⁵, worin A das mechanische Wärmeäquivalent, i die Enthalpie (den Wärmehalt) bedeutet. In Gl. (111) ist

$$\kappa = c_p/c_v, \quad (113)$$

jedoch kann der Druck in der Mündung nur bis auf den „kritischen Wert“ p_s absinken, wobei das kritische Druckverhältnis gegeben ist durch die Beziehung

$$p_s/p_1 = \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}. \quad (114)$$

Beim Ausströmen von Dampf auf Atmosphärendruck — Beispiel: Rußbläser — ist das zur Verfügung stehende Druckgefälle stets größer als das kritische, man kann daher nach Gl. (111) und (114) das ausströmende Dampfgewicht berechnen und gelangt nach einigen Umformungen zu der Beziehung

$$G = \mu F \psi_{\max} \sqrt{2g \frac{p_1}{v_1}} \quad [\text{kg/s}], \quad (115)$$

worin $\mu = 0,96 \dots 0,98$ (gut gerundeter Einlauf der Düse vorausgesetzt) ist, und

$$\psi_{\max} = \left(\frac{1}{\kappa + 1} \right)^{\frac{1}{\kappa - 1}} \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa + 1}}. \quad (116)$$

Die Werte für ψ_{\max} können der Zahlentafel 6 entnommen werden⁶. Man erkennt eine gewisse, wenn auch schwache Temperaturabhängig-

¹ Sell, W.: Zit. S. 38.

² Albrecht, F.: Zit. S. 38.

³ Fahrenbach, W.: Forschung Bd. 2 (1931) Heft 11 S. 395/407.

⁴ Madel, H.: Entstaubung mit Hilfe von Massenkräften. In A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. I 2. Tl. S. 325/366. Leipzig 1935.

⁵ Schmidt, E.: Einführung in die Thermodynamik. S. 222ff. Berlin 1936 — Bošnjaković, Fr.: Technische Thermodynamik. I. Tl. Dresden u. Leipzig 1935.

⁶ Vergleiche mit Dampfverbrauchsmessungen an Rußbläsern s. Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 52 S. 721ff.

keit des ψ_{\max} -Wertes. Rauchgas (mit 12% CO_2) unterscheidet sich kaum von der Luft.

Beim Austreten eines freien Strahles findet nicht nur eine Expansion auf den Umgebungsdruck, sondern auch ein Austausch mit der

Zahlentafel 6.

	κ	p_s/p_1	ψ_{\max}
Heißdampf . . .	1,30	0,546	0,472
Sattdampf ¹ . . .	1,135	0,578	0,450
Luft (0°) ² . . .	1,40	0,528	0,484
(500°) . . .	1,353	0,536	0,478
(1000°) . . .	1,319	0,542	0,474
Rauchgas (0°) . . .	1,386	0,531	0,483

Umgebung statt; so wird die umgebende Luft (Gas) in den Strahl eingesaugt und durch die Strahlenergie beschleunigt, was eine Verbreiterung und schnelle Schwächung des Strahles zur Folge hat (siehe Abb. 12). Diese Ausbreitungsvorgänge sind von Tollmien³ und

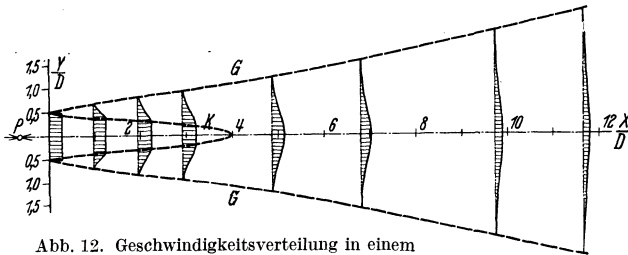


Abb. 12. Geschwindigkeitsverteilung in einem Freistrahl (nach Ruden).

Schlichting⁴ theoretisch behandelt worden, wobei gute Übereinstimmung mit den Messungen⁵ erzielt wurde. Die Schwächung des Strahles wird um so größer sein, je kleiner der Düsendurchmesser (oder das Verhältnis von Strahloberfläche zu seiner Masse) ist; die Zentralgeschwindigkeit w_x ist — außerhalb des kurzen Bereiches, wo der

¹ Nach Zeuner ist für Naßdampf $\kappa = 1,035 + 0,1 \cdot x$ (x = Dampfgehalt des Naßdampfes, Sattdampf mit $x = 1$ hat dann ein $\kappa = 1,135$).

² $\kappa = f(t)$ vgl. F. Habert: Wärmetechnische Tafeln. Düsseldorf u. Berlin 1935.

³ Tollmien, W.: Berechnung turbulenter Ausbreitungsvorgänge. Z. ang. Math. Mech. Bd. 6 (1926) Heft 6 S. 468/478.

⁴ Schlichting, H.: Laminare Strahlausbreitung. Z. angew. Math. Mech. Bd. 13 (1933) Heft 4 S. 260/263.

⁵ Schiller, L.: Hydro- und Aerodynamik. In W. Wien u. F. Harms: Handbuch der Experimentalphysik Bd. 4 1. Tl. S. 315/325 (weiteres Schrifttum S. 322). — Zimm, W.: Über die Strömungsvorgänge im freien Luftstrahl. VDI-Forsch.-Heft 243. Berlin 1921.

Strahlkern noch unberührt bleibt, also außerhalb der Länge $x = 4 d^*$ bis $x = 4,74 d^{**}$ — angenähert

$$\frac{w_x}{w_0} = \frac{k_1}{\frac{x}{d} + k_2} \quad (117)$$

wobei nach Davies¹ $k_1 = 8,4$, $k_2 = 2$ gesetzt werden kann. Die Geschwindigkeitsverteilung eines ebenen (flachen) Strahles (nach Förth-

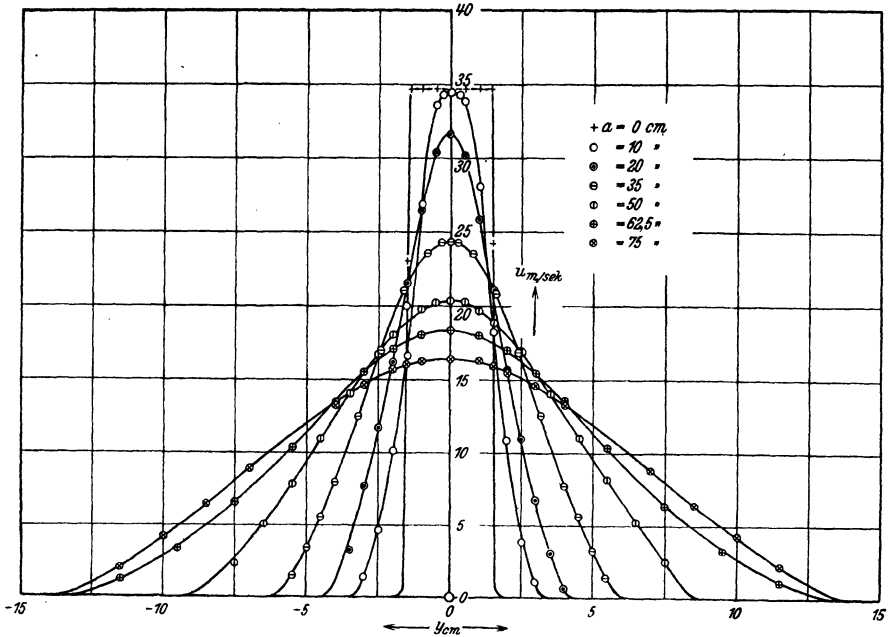


Abb. 13. Geschwindigkeitsverteilung in einem turbulenten, ebenen Freistrahle (nach Förthmann). a = Abstand vom Spalt, Spaltbreite 6,5 cm.

mann²) zeigt Abb. 13. Für die Durchschlagskraft eines Strahles ist daher in erster Linie maßgebend der Druck vor der Düse und der Düsendurchmesser³.

* Ruden, P.: Naturwiss. Bd. 21 (1933) S. 375.

** Hörner, S.: Diss. Braunschweig 1933.

¹ Davies, R. F.: Proc. Instn. mech. Engrs., Lond. Bd. 137 (1937) S. 11/72.

² Förthmann: Ing.-Arch. Bd. 15 (1934) S. 47.

³ Cleve, K., u. R. Müller: Über die Wirkungsweise von Rußbläsern. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 21 (1940) Heft 1 S. 17/19.

Die Brennstoffe.

Zusammensetzung und Eigenschaften der festen Brennstoffe.

Kennzeichnung und Analyse.

Zur Verwendung stehen zur Verfügung die natürlichen festen Brennstoffe wie Holz, Torf, Braunkohle und Steinkohle oder die künstlichen, d. h. die in bezug auf Formwert und meist auch auf Heizwert und Verbrennungseigenschaften veredelten Brennstoffe wie Holzkohle, Torfbriketts, Torfkoks, Braunkohlenbriketts, Braunkohlenschwelkoks, Steinkohlenbriketts, Steinkohlenschwelkoks und Hochtemperaturkoks.

Die Brennstoffe bestehen aus der eigentlichen brennbaren Substanz (Reinkohle), Wasser und Asche. Die brennbare Substanz besteht ihrerseits aus dem fixen Kohlenstoff und den flüchtigen Bestandteilen, die bei der Erhitzung gasförmig entweichen. Die Ermittlung der Anteile an Wasser, Asche und an flüchtigen Bestandteilen bezeichnet man als Kurzanalyse oder Immediatanalyse. Die Feststellung der flüchtigen Bestandteile durch eine laboratoriumsmäßige Probeverkokung liefert durch die für den Brennstoff und sein geologisches Alter charakteristische Gasmenge — man spricht von gasarmen, fetten und gasreichen Brennstoffen — und durch das Aussehen des zurückbleibenden Koksstückens praktisch wichtige Aufschlüsse über das Verhalten des Brennstoffes bei der Zündung und Verbrennung, über die Flammengänge, die Verteilung der Wärmeentwicklung im Rostbett und im Feuerraum und über das Backvermögen und damit über sein Verhalten auf dem Rost und seine Eignung als Rohstoff zur Verkokung. Je nach dem Kokssehen und dem Gasgehalt unterscheidet man bei den Steinkohlen Sand- oder Sinterkohlen (zerfallener, höchstens gesinterter Koksrückstand, 40—50% fl. Best.), Gasflammkohlen (backend, stark geblähter Rückstand, hoher Gasgehalt 35—40% fl. Best.), Gaskohlen (backend, besonders zur Stadtgaserzeugung verwendet, 25 bis 35% fl. Best.), Koks- oder Fettkohlen (gut backend, fester Koksrückstand, 20—25% fl. Best.), Eßkohlen (gefritteter Koksstückens, nach ihrer Verwendung als Schmiedekohlen in Schmiede-Essen benannt, 15—20% fl. Best.), Magerkohlen (nicht backender, sandiger Koksrückstand, gasarm 10—15%) und Anthrazit (sandiger Koksrückstand, sehr gasarm, geologisch älteste Kohle, 5—10% fl. Best.). Die künstlich entgasten Brennstoffe endlich besitzen nur noch geringe Mengen an flüchtigen Bestandteilen, und zwar um so weniger, je höher die Entgasungstemperatur war; beim Hochtemperaturkoks betragen sie nur noch 1% und darunter. Die Kohlenstoffsubstanz nach Abzug von Wasser

und Asche bezeichnet man als Reinkohle, den Koksrückstand nach Abzug der Asche als fixen Kohlenstoff (C_{fix}) oder Reinkoks.

Über Bestimmung und Untersuchung der flüchtigen Bestandteile besteht ein reichhaltiges Schrifttum¹. Als gebräuchlichste Konventionalmethode ist die „Bochumer Methode“², eine Verkokung in geschlossenem Platintiegel mit Gasbeheizung (von A. Schondorff und F. Muck entwickelt), zu nennen. Eine für Reihenuntersuchungen besonders gut durchgebildete Methode (im geschlossenen Quarztiegel im elektrischen Muffelofen) wurde von W. Radmacher³ ausgearbeitet. Bei der Bestimmung wirken gewisse flüchtige Bestandteile der mineralischen Substanz störend, besonders dann, wenn der Gehalt an flüchtigen Bestandteilen (der Kohlenstoffsubstanz) gering und der Aschengehalt hoch ist, z. B. bei aschenreichen Anthraziten. Diese Brennstoffe haben teilweise auch die Neigung zu versprätzen (d. h. bei der Erhitzung explosionsartig auseinanderzuffliegen), so daß besondere Vorsichtsmaßnahmen zur Vermeidung von Substanzverlusten durch Herausschleudern fester Teilchen aus dem Tiegel notwendig sind⁴. In gleicher Weise darf die Veraschung im Platintiegel nur als Konventionalmethode angesprochen werden, da das Verhalten der mineralischen Bestandteile auch von der Temperatur abhängig ist (vgl. S. 57).

Zur Kennzeichnung der Ausbeute an Gas, Teer und anderen Kohlenwertstoffen dient die Schwelanalyse, wozu vorzugsweise die Aluminiumretorte nach Fischer-Schrader⁵ benutzt wird (s. a. Zahlentafel 10, S. 54) und die Verkokungsanalyse nach A. Bauer⁶, die apparativ die verschiedenste Ausgestaltung gefunden hat, mit bestem praktischen Erfolg durch die Jenkner-Retorte⁷. Eine Zusammenstellung der verschiedenen Verfahren hat Hoffmann⁸ besorgt.

In chemischer Hinsicht ist die brennbare Substanz aus im einzelnen nicht genau bekannten, hochmolekularen organischen Verbindungen

¹ Vgl. die Zusammenstellung von P. Hoffmann, Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 12 S. 276/278.

² DIN DVM 3725.

³ Brennst.-Chemie Bd. 19 (1938) S. 217/226, 237/245; Bd. 20 (1939) S. 121. — Glückauf Bd. 74 (1938) S. 628/633 u. 778/779.

⁴ Seyler, C. A.: J. Inst. Fuel Bd. 12 (1939) Heft 64 S. 188 — Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 8 S. 237.

⁵ Fischer, F., u. H. Schrader: Brennst.-Chemie Bd. 1 (1920) Heft 6 S. 87/89 — Z. angew. Chemie Bd. 33 (1920) Heft 56 S. 172/175 — Stahl u. Eisen Bd. 40 (1920) Heft 43 S. 1448/1449 — Ges. Abh. zur Kenntnis der Kohle Bd. 5 (Berlin) (1922) S. 55/64.

⁶ Bauer, A.: Beiträge zur Chemie der sogenannten trockenen Destillation der Steinkohle. Diss. Rostock 1906.

⁷ Jenkner, A.: Glückauf Bd. 68 (1932) Heft 12 S. 274/279.

⁸ Hoffmann, P.: Die Methoden zur Bestimmung der Kohlenwertstoffausbeuten bei der Verschwelung und Verkokung der Steinkohle. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 9 S. 205/209 mit 42 Schrifttumsnachweisen.

aufgebaut aus den Elementarbestandteilen Kohlenstoff, Wasserstoff, Sauerstoff, Stickstoff und Schwefel, der letztere teils organisch, teils anorganisch, d. h. an die Begleitminerale gebunden. Der Kohlenstoff kommt in der Natur in den zwei Modifikationen als Diamant und als Graphit vor, die dritte Form, der sog. „amorphe Kohlenstoff“, existiert nach neuerer Anschauung nicht, sondern er besteht aus Graphitkristalltrümmern (Kristalliten), meist ohne dreidimensionale Orientierung. In der Kohle ist ja der Kohlenstoff zunächst an Wasserstoff, zum Teil auch an Stickstoff, Sauerstoff und Schwefel gebunden; durch Kohlenstoffanreicherung z. B. durch die Erhitzung bei der Verkokung werden die an den Kohlenstoff gebundenen Elemente (zum Teil als Kohlenwasserstoffe) abgespalten und der graphitische Charakter des Kohlenstoffs macht sich bemerkbar so durch das glänzende Aussehen des Kokes, durch die Zunahme der Wärmeleitfähigkeit und der elektrischen Leitfähigkeit, was auch aus Röntgenuntersuchungen nachzuweisen ist. Durch längere Erhitzung auf höhere Temperaturen tritt durch Kristallwachstum und Ausrichtung der C-Atome in das normale Graphitgitter eine zunehmende Graphitierung ein, ein Vorgang, der allerdings nur sehr langsam verlaufen kann. Der Sauerstoffgehalt ist ein Maß für das geologische Alter; junge Brennstoffe wie Holz und Torf sind sehr O_2 -reich (30—45%, s. Zahlentafel 8, S. 50), es folgen die Braunkohlen (20—25%) und dann in weitem Abstand die jüngeren Steinkohlen mit etwa 5—5,5% und schließlich die älteren Steinkohlen mit 3,75—4%. Ebenso fällt der H_2 -Gehalt mit zunehmendem geologischen Alter. Zur Kennzeichnung der Kohlen wird auch das Verhältnis $H:C$ oder $H:C/12^*$, ferner $(H - O/8) : C$ herangezogen. $H_d = (H - O/8)$ wird als „disponibler Wasserstoff“ bezeichnet, dabei liegt die sicherlich nicht streng zutreffende Annahme zugrunde, daß aller Sauerstoff an Wasserstoff (als H_2O) gebunden wäre; H_d ist also diejenige Wasserstoffmenge, die nicht an Sauerstoff gebunden und mithin frei verfügbar ist.

Die Klassifikation der festen Brennstoffe ist nach den verschiedensten Gesichtspunkten versucht worden, bisher aber noch nicht einheitlich durchgeführt. Eine übersichtliche Zusammenfassung dieser Vorschläge gibt H. Bode¹, der eine Systematik auf chemischer und petrographischer Grundlage vorschlägt.

Bei der Untersuchung der Brennstoffe ist die wichtigste Voraussetzung, daß die Probe einen guten Durchschnittswert der in die Untersuchung einbegriffenen Kohlenmenge darstellt; die Probenahme erfordert daher angesichts der natürlichen Schwankungen aller Eigen-

* Aufhäuser, D.: Brennstoff und Verbrennung. Berlin 1926.

¹ Bode, Hans: Die Klassifikation der festen Brennstoffe auf petrographischer und chemischer Grundlage. Z. Berg-, Hütten- u. Salinenw. Bd. 80 (1932) S. B 173 bis B 201.

Zahlentafel 7. Normung der Untersuchung fester und flüssiger Brennstoffe¹.

DIN DVM 3701	Prüfung von Brennstoffen, feste Brennstoffe, Allgemeines, Übersicht.
„ „ 3702	E (Entwurf) Bestimmung der Festigkeit von Steinkohlen-Hochtemperaturkoks durch die Trommelprobe.
„ „ 3705	Richtlinien für die Betriebsbestimmung der Feinheit von Brennstaub.
„ „ 3706	Richtlinien für die Prüfbestimmung der Feinheit von Brennstaub.
„ „ 3711	Probenahme und Probenaufbereitung von stückigen festen Brennstoffen.
„ „ 3712	Probenahme von Brennstaub.
„ „ 3716	Prüfung von Brennstoffen, oberer und unterer Heizwert fester und flüssiger Brennstoffe.
„ „ 3721	Feste Brennstoffe, chemische Prüfverfahren.
„ „ 3725	Bestimmung des Verkokungsrückstandes und der flüchtigen Bestandteile fester Brennstoffe.
„ „ 3651	Probenahme von ölartig-flüssigen, salbenartigen und fettartig-festen Stoffen.
„ „ 3673	Prüfung von Leichtkraftstoffen, Kältebeständigkeit.
„ „ 3676	— — Wasseraufnahmevermögen (Wasserwert).
„ „ 3678	— — Säurewert.
DIN 6511 (Vornorm)	Mineralölzeugnisse und verwandte Stoffe, Einteilung und Bezeichnung.
„ 6512 (Vornorm)	— — Alphabetisches Sachverzeichnis.
„ 1170	Rundlochbleche für Prüfsiebe.
„ 1171 Bl. 1	Drahtgewebe für Prüfsiebe, Abmessungen.
	Bl. 2 Drahtgewebe für Prüfsiebe, Prüfung und Prüfeinrichtung.

schaften ganz besondere Vorsicht. Für ihre Durchführung sei auf die Anleitung für die Probenahme und Untersuchung von festen Brennstoffen² verwiesen. Die Menge der zu ziehenden Durchschnittsprobe wird nach neueren Vorschlägen³ abhängig gemacht von dem zulässigen Fehler, von dem auf Grund der Handelsüblichkeit zu erwartenden Durchschnittsaschengehalt des Brennstoffs und von der Korngröße. Für einige Untersuchungsmethoden⁴ liegen bereits Normen bzw. Konventionalmethoden vor (vgl. vorstehende Zahlentafel 7), weitere sind in Vorbereitung⁵.

¹ Über Schmieröle vgl. DIN VDM 3652—3662.

² Regeln für die Abnahmeversuche an Dampfkesseln. VDI-Dampfkessel-Regeln. DIN DVM 1942. Berlin 1937.

³ Richter, H.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 21 (1940) Heft 12 S. 269/271.

⁴ Über die Versuchsdurchführung vgl. auch die Handbücher über Kohlen-Chemie und Technologie, u. a. sei verwiesen auf: H. Strache u. R. Lant: Kohlenchemie. Leipzig 1924 — W. J. Müller u. E. Graf: Kurzes Lehrbuch der Technologie der Brennstoffe. Wien 1939 — O. Simmersbach u. G. Schneider: Koks-Chemie. Berlin 1930. Dort ausführliches Schrifttum.

⁵ Richter, H.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 3 S. 72/74 — Arch. Wärmewirtsch. Bd. 21 (1940) Heft 12 S. 269/271.

Die Feuchtigkeit.

Das Wasser liegt im Brennstoff in verschiedenen Bindungsformen vor, es kann zum Teil äußerlich anhaften (Grubenwasser, Waschwasser aus der Aufbereitung, Regen und Schnee) und wird dann als „grobe Feuchtigkeit“ bezeichnet, zum Teil wird auch bei längerem Lagern an der Luft noch eine beträchtliche Wassermenge festgehalten, die „hygroskopische Feuchtigkeit“. Zur Kennzeichnung der Bindung des Wassers an die Kohlesubstanz unterscheidet man auch „Oberflächenwasser“, umfassend das Haftwasser (grobe Feuchtigkeit), das Adsorptions- und Adhäsionswasser und das Grobkapillarwasser und daneben das „innere Wasser“ (Innenkapillarwasser)¹. Dieses innere Wasser ist nur schwer von der Kohlesubstanz zu trennen, aus diesem Grunde ist die Wasserbestimmung im Trockenschrank durch ein- oder zweistündiges Behandeln einer Kohlenprobe von 5 g bei 105° C auch nur als ein Konventionalverfahren zu betrachten, welches zwar bei Steinkohlen ausreichend genau ist, bei Braunkohlen dagegen leicht versagt, ganz abgesehen von der Fälschung durch das Einsetzen der Entgasung. Das Hydratwasser des Tons und anderer mineralischer Bestandteile wird durch den Trocknungsvorgang noch nicht erfaßt. Eine zuverlässigere Methode ist nach M. Dolch die „kryohydratische Methode“ zur Wasserbestimmung². Über die Xylol-Methode und andere direkte Bestimmungsmethoden sei auf das Schrifttum verwiesen³. Fehler in der Wasserbestimmung wirken sich auch auf die Elementaranalyse aus, ist die Wasseraustreibung nicht vollständig, so fällt der C-Gehalt zu gering, der O₂- und H₂-Gehalt zu hoch aus.

Die Gegenwart des bei der Verbrennung entstehenden Wasserdampfes ist für den Ablauf der Verbrennungsreaktionen förderlich, auch erhöht der Wasserdampfgehalt der Rauchgase die Gasstrahlung. Größere Wassermengen sind jedoch als störender Ballast anzusprechen, da sie die Transportkosten des Brennstoffes stark erhöhen, die Verbrennungstemperatur senken, bei tiefer Rauchgasabkühlung durch Kondensieren ein Schwitzen der kälteren Heizflächen und damit Verschmutzungen und Korrosionen hervorrufen, und da sie schließlich den Heizwert herabsetzen und einen technisch nicht rückgewinnbaren Abgasverlust zur Folge haben.

Die brennbare Substanz.

Die Elementarzusammensetzung der verschiedenen festen Brennstoffe ist in erster Linie von ihrer Entstehung aus der Pflanzensubstanz,

¹ Bericht E 1 des Reichskohlenrats. Die Trocknung und Entwässerung von Kohle. Berlin 1936.

² Dolch, M.: Brennstoff- u. Wärmew. Bd. 12 (1930) Heft 21/22 S. 253/267 — Die Untersuchung der Brennstoffe und ihre rechnerische Auswertung. Halle a. d. S. 1932.

³ Siehe Fußnote 4 S. 45.

vom geologischen Alter und den geologischen Einwirkungen (Druck, Temperatur) bzw. dem sich daraus ergebenden Inkohlungsgrad abhängig. Die eigentliche Kohlensubstanz ist meist streifig, d. h. es wechseln verschiedene im Aussehen, Glanz, spez. Gewicht und in den sonstigen Eigenschaften voneinander unterscheidbaren Streifenarten miteinander ab, deren prozentueller Anteil die Eigenschaften der betreffenden Kohle bestimmen. Unter dem Mikroskop erkennt man in den Streifenarten

Übersicht über die petrographischen Kohlenbestandteile*.

Streifenart	Hauptbestandteile	Gefüge	Eigenschaften	Entstehung	Asche
Vitrit (Glanzkohle)	Vitrinit mit den Abarten Telinit und Collinit	homogen, weich, brüchig	hohes Backvermögen, großer Blähgrad, jedoch vom Inkohlungsgrad abhängig	aus Rinden und Holz, soweit unvermodert, vor allem in Mooren	etwa 1%, davon 65—70% wasserlöslich (hauptsächlich Pflanzenasche, primäre Asche)
Clarit (Übergang von Glanzkohle zu Mattkohle)	Vitrinit und Exinit (bitumenreiche Harzkörper)	heterogen, in der Festigkeit zwischen Vitrit und Durit stehend)	backend, begünstigt durch die Teerbildner (Harz- und Bitumenbestandteile)	wie Vitrit und Durit	etwa 1—2% (überwiegend Pflanzenasche)
Durit (Mattkohle)	Mikrinit (opake Grundmasse) und Exinit und Resinit	heterogen, fest und zäh	sehr geringe Backfähigkeit, geringer Treibdruck	aus Sporen, Blatthäuten und Algen	6—7% (vorwiegend Tonsubstanz, sekundär-syngenetische Asche, meist sehr feinkörnig und gleichmäßig verteilt)
Fusit (Faserkohle)	Fusinit und Semifusinit	homogen, spröde und zerreiblich	ohne jegliche Backfähigkeit, nicht schmelzend	möglicherweise durch Verkohlung des Holzes (Waldbrand)	4—30%, stark schwankend, i. M. etwa 15% (Fremdasche: Kalkspat, Schwefelkies, Phosphorsäure, sekundär-epigenetische Asche)

* Stach, E.: Lehrbuch der Kohlenpetrographie. Berlin 1935. — Kühlwein, F. L., u. A. Jenkner in H. Kurz u. F. Schuster: Koks, ein Problem der Brennstoffveredlung. Leipzig 1938. — Lessing, R.: Z. oberschles. berg- u. hüttenm. Ver. Bd. 67 (1928) Heft 4 S. 215/221.

einzelne Gefügebestandteile, die durch ihre Struktur die Herkunft aus Baumrinden und Holz und aus den bitumenreichen Harzkörpern der Sporen, Samenkapseln und Blatthäute anzeigen. In der vorstehenden Übersichtstafel sind die wichtigsten Merkmale der vier Streifenarten Vitrit, Clarit¹, Durit und Fusit zusammengestellt. Die Hauptbestandteile Vitrit oder Glanzkohle und Durit oder Mattkohle unterscheiden sich vor allem durch ihre Härte, der weichere Vitrit findet sich vor allem in der Feinkohle, der festere Durit in den Grobkohlen, z. B. den Nußkohlen. Gemahlene Nußkohlen weisen daher andere Eigenschaften auf als die im Abbau und in der Aufbereitung anfallenden Feinkohlen (auch bei gleicher Korngröße), sie eignen sich z. B. weit weniger zur Erzeugung eines guten Hüttenkokes. Der Fusit oder die Faserkohle, auch als mineralische Holzkohle bezeichnet, wird für viele Verwendungszwecke, mit Ausnahme der Verbrennung, als unerwünschter Kohlenbestandteil angesehen. Er ist sehr leicht zerreiblich und neigt folglich dazu, sich in der Feinkohle anzureichern, wo er infolge seines überdurchschnittlich hohen Aschegehaltes den Anteil an Ballaststoffen stark erhöht.

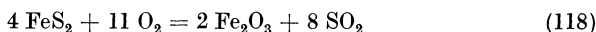
Ein sehr häufiger Begleiter der Steinkohlen ist der sog. „Brandschiefer“, ein Übergang von Kohle zum Tonschiefer. Die Übergänge sind natürlich gleitend, Kohle besitzt nach üblicher Unterscheidung 0—30% Asche, Brandschiefer (Kohlenschiefer) 30—50% Asche und Schiefer (Berge) 50—100% Asche.

Der Schwefelgehalt.

Eine besondere Stellung nimmt der Schwefel in der Kohle ein, obwohl er prozentual in den meisten Kohlen nur in geringen Mengen vorkommt. Es ist nicht ganz eindeutig, inwieweit er der brennbaren Substanz zuzuordnen ist und inwieweit er den anorganischen Beimischungen, der Asche, angehört. Er entstammt teils den pflanzlichen, unter Umständen auch tierischen Überresten, teils kann er als anorganische Schwefelverbindung (Sulfide, Sulfate) aus den benachbarten Gesteinsschichten in die Kohlensubstanz gelangt sein. Bei den Steinkohlen herrscht der Schwefel in Form von Eisenbisulfid FeS_2 , als Pyrit oder Markasit vor; organisch gebundener Schwefel ist nur in geringen Mengen vorhanden, Sulfate fehlen meist. Bei den Braunkohlen überwiegt der organisch gebundene Schwefel, daneben kommen auch Sulfate (CaSO_4 , Na_2SO_4 u. a.) und Sulfide (Pyrit) vor. Bei der Erhitzung unterliegen

¹ Clarit stellt lediglich ein Gemenge von Vitrit und Durit als Übergang zwischen diesen beiden Gefügearten dar, es wird daher zum Teil nicht als selbständiger Gefügebestandteil anerkannt (vgl. E. Stach: Lehrbuch der Kohlenpetrographie. Berlin 1935).

die Schwefelverbindungen mannigfaltigen Umbildungen, die Pyrite z. B. werden abgeröstet nach



bzw.



Die basische Kohlenasche bildet mit dem SO_3 Sulfite, die dann zu Sulfaten oxydiert werden. Die nach Durchlaufen hoher Temperaturen (sei es beim Laboratoriumsversuch im Tiegel oder in der Feuerung) festgestellten Sulfate, in der Analyse als SO_3 bestimmt, sind also keineswegs in den ursprünglichen mineralischen Kohlebegleitern vorhanden, sondern erst nachträglich gebildet, was natürlich die Beurteilung der Aschenanalyse erschwert. Für den Praktiker ist es wichtig zu wissen, daß ein Teil des Kohlenschwefels in der Asche und Schlacke gebunden wird, der Rest in das Rauchgas übergeht. Allerdings wechseln die Mengen mit der Höhe der Temperatur, denn bei höheren Temperaturen findet eine stärkere Zersetzung der Sulfate statt, der Sulfatschwefel in den Rückständen nimmt also ab. Es kann also durchaus vorkommen, daß die bei mäßigen Temperaturen ($750\text{--}800^\circ\text{C}$) vorgenommene laboratoriumsmäßige Veraschung im Tiegel höhere Sulfatmengen ergibt als die Verbrennung auf dem Rost oder in der Kohlenstaubflamme, bei welcher Spitzentemperaturen von 1600 bis 1800°C auftreten. Eine weitere Vortäuschung von Aschenschwefel ist möglich durch die Aufnahme von SO_3 aus den Abgasen des beheizenden Gasbrenners. Nach Thieler¹ findet man von 100 Teilen Gesamtschwefel in der Kohle im Mittel 73,7% im Rauchgas wieder, davon 71,4% als SO_2 und 2,3% als SO_3 , der Rest von 26,3% geht in die festen Rückstände, davon 1,3% als Sulfid, und 25% als Sulfat. Bei einigen Brennstoffen tritt auch Schwefelwasserstoff (bis 7,6% als H_2S) im Rauchgas auf, in stärkerem Maße ist das bei Erhitzung unter Luftabschluß (Verschelung, Verkokung) der Fall. Bezeichnet man den in das Rauchgas übergehenden ursprünglichen Kohlenschwefel als „verbrennlichen Schwefel“, so ist dies ein praktischer Behelf, der natürlich nicht ganz korrekt in seiner Bezeichnung ist, auch kann der so bezeichnete „verbrennliche Schwefel“ tatsächlich etwas höher liegen als im Laboratorium festgestellt.

Brennstoff-Tabellen.

In Zahlentafel 8 sind nunmehr eine Reihe charakteristischer deutscher Brennstoffe mit Angaben ihres Gehaltes an Asche und Wasser und ihres Heizwertes sowie der Zusammensetzung der Reinkohle zusammengestellt. Zahlentafel 9 gibt eine kleine Auswahl außerdeutscher Brennstoffe. Einige Schwelanalysen gibt Zahlentafel 10 wieder.

¹ Muhlert, F.: Der Kohlenschwefel. Halle a. d. S. 1930.

Zahlentafel 8. Zusammensetzung und Heizwerte fester Brennstoffe.

Revier	Brennstoff	Im Verwendungszustand						Bezogen auf Reinkohle								(CO ₂ + SO ₂) _{max}	
		Asche vH		Wasser vH		Heizwert kcal/kg		fl. Best. vH	C	H ₂	O ₂	N ₂	S	Heizwert			v ^{tr} _{min} L _{min}
		Grenz.	Mitt.	Grenz.	Mitt.	H _o	H _u							H _o	H _u		
	Holz, frisch	0,1—0,5	0,25	40—60	50,00	2368	2006	>70	50,43	6,17	43,28	0,12	0,00	4760	4430	0,990	20,22
	Holz, lufttrocken	0,2—0,8	0,42	12—25	15,00	4026	3657										
	Torf, frisch	0,1—1,8	0,9	80—90	85	786	236	70	58,8	5,7	33,4	1,7	0,4	5574	5270	0,987	19,69
	Torf, lufttrocken	0,4—9,0	4,5	20—35	25	3930	3566										
Rheinland	Rohkohle	1,8—3,5	2,4	55—60	59,00	2474	2014	54—55	68,13	5,25	25,12	1,00	0,50	6410	6130	0,983	19,48
	Brikett (Union)	—	5,0	—	15,00	5128	4814										
Mitteldeutschland	Rohkohle	3—6	4,04	42—54	51,53	3098	2652	56—58	68,78	5,82	21,71	1,01	2,68	6967	6657	0,976	18,91
	Brikett (Sonne)	8—14	9,43	12—17	13,92	5340	5020										
Lausitz	Rohkohle	2—3	2,14	45—56	52,18	2927	2486	40—55	66,66	5,37	26,15	1,05	0,77	6408	6122	0,982	19,46
	Brikett (Troll)	5—6	5,65	10—17	12,91	5219	4909										
Ostmark	Braunkohlen-Stückkohle 20—75 mm desgl. 15—40 mm	5—9	7	36—39	37,5	3539	3162	53	68,2	5,2	26,2	0,4	6377	6100	0,983	19,52	
Wolfsegg-Trauntal		6—8	7	8—9	8,5	6188	5889	40	73,3	5,5	20,5	0,7	7323	7030	0,977	19,03	
Seegraben	Tiefbaukohle	3—6	5,1	15—20	19,0	5604	5260										
	Tagebaukohle	3—9	7,7	28—32	30,2	4493	4124										
Sudetengau	Pechkohle	7—12	8,6	6—10	7,9	6141	5850	50—55	73,18	5,48	15,42	1,41	4,51	7355	7063	0,974	18,78
Oberbayern		8—10	9	1—3	2,5	7425	7150										
	Gas- und Förderkohle	3—6	5	1—3	2,5	7760	7480	35	84,66	5,41	7,26	1,60	1,07	8390	8100	0,972	18,55
	Gas-Stückkohle	3—7	6	3—5	4	7550	7270										
	Gas-Flamm-Nußkohle	6—7	6,5	8—10	9	7090	6790										
	gew. Feinkohle	8—10	9	1—3	2,5	7670	7415										
Ruhr und Aachen	Förderkohle	3—6	5	1—3	2,5	8015	7750	25	88,55	5,00	3,83	1,57	1,05	8665	8395	0,973	18,64
	Stückkohle	3—7	6	3—5	4	7800	7530										
	Nußkohle	6—7	6,5	8—10	9	7320	7040										
	gew. Feinkohle	8—10	9	1—3	2,5	7685	7460										
	Förderkohle	3—7	6	3—5	4	7820	7580	16	90,26	4,38	2,95	1,40	1,01	8685	8450	0,976	18,91
	Nußkohle	10—12	11	1—3	2,5	7510	7295										
	gew. Feinkohle																
	unweg. Feinkohle																

Braunkohle

Ruhr und Aachen	Magerkohle	8-10	9	1-3	2,5	7655	7450	11	91,18	4,00	2,50	1,41	0,91	8650	8435	0,978	19,06
		3-7	6	3-5	4	7785	7570		16,22	89,64	4,28	4,94	1,14	8640	8412	0,976	
Saar	Anthraxit	10-12	11	1-3	2,5	7480	7280	9,5	90,62	3,97	3,06	1,27	1,08	8609	8397	0,978	19,11
		3-7	8	0,5-2,5	1,3	7981	7776		1	97,0	0,40	0,60	1,00	1,00	7970	7950	
Saar	Zechenkoks	7-9	8	0-5	3	7090	7060	39,3	81,70	5,34	11,01	1,20	0,75	7970	7680	0,974	18,75
		8-10	9	1-3	2,5	7050	6780		34,6	86,02	5,49	6,73	1,10	0,66	8550	8260	
Ober-schlesien	Flammkohle	3-6	4,5	1-3	2,5	7410	7130	36,0	83,0	5,0	10,1	1,4	0,5	8090	7823	0,976	18,88
		3-7	5	3-5	4	7250	6965		35,8	82,5	5,1	10,3	1,5	0,6	8050	7778	
Ober-schlesien	Fettkohle	8-10	9	1-3	2,5	7570	7295	34,8	81,6	5,2	10,9	1,6	0,7	8020	7743	0,975	18,80
		3-6	4,5	1-3	2,5	7950	7670		9,7	91,7	2,6	4,0	1,1	0,6	8156	8117	
Ober-schlesien	Gas-flammkohlen	3-7	5	3-5	4	7780	7490	2,85	96,96	0,57	0,48	1,10	0,89	8000	7970	0,997	20,62
		3-5	3,35	3-5	4	7443	7169		32	84	5	9	1,1	0,9	8370	8100	
Nieder-schlesien	Schwelkoks	5-7	6	3-5	4	7530	7270	25	89	5	4	1,1	0,9	8520	8250	0,973	18,67
		5-8	7	5-7	6	7280	7010		16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	
Nieder-schlesien	Gas-flammkohle	6-8	7,5	7-9	8	7070	6800	17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	0,975	18,85
		5-7	6	3-5	4	7670	7400		35-40	81,41	5,48	10,37	1,79	0,95	8160	7868	
Nieder-schlesien	Fettkohle	5-7	6	3-5	4	7580	7310	16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	0,974	18,77
		5-8	7	5-7	6	7325	7055		17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	
Ibberbüren	Magerkohle	5-8	7,5	7-9	8	7115	6840	16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	0,974	18,77
		5-7	6	3-5	4	7580	7310		17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	
Ibberbüren	Eßkohle gew. Nußkohle	4-6	5	1-4	2,5	8054	7818	17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	0,975	18,85
		4-6	5	1-4	2,5	8054	7818		17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	
Sachsen	Gas-flammkohle	2-8	4	5-14	10	7018	6706	35-40	81,41	5,48	10,37	1,79	0,95	8160	7868	0,973	18,63
		1-4	2,4	5-12	9,7	7173	6858		16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	
Sachsen	Waschnußkohle	2-10	6,2	8-15	11,8	6691	6381	16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	0,974	18,77
		4-12	7,2	14-22	18,7	6047	5718		17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	
Sachsen	Waschkiebkohle	4-12	7,2	14-22	18,7	6047	5718	16	86	5	7	1,1	0,9	8420	8150	0,974	18,77
		4-12	7,2	14-22	18,7	6047	5718		17,8	90,16	4,48	2,53	1,29	1,54	8707	8468	

Steinkohle

Zahlentafel 9. Zusammensetzung und Heizwerte ausländischer fester Brennstoffe.

Herkunft	Brennstoffart	Im Verwendungszustand				Bezogen auf Reinkohle							$\frac{V_{\text{min}}^{\text{tr}}}{J_{\text{min}}}$	$\frac{(\text{CO}_2 + \text{SO}_2)_{\text{max}}}{\text{SO}_2}$	
		Asche	Wasser	H_o	H_u	fl. Best.	C	H ₂	O ₂	N ₂	S	H _o			H _u
Australien	Yallourn, Vict.	0,87	63,50	2211	1746	53,3	66,25	4,52	28,43	0,55	0,25	6205	5964	0,991	20,22
Bulgarien	Pernik	16,27	15,93	5107	4814	47,24	72,60	5,46	19,54	2,40	7532	7241	0,976	18,98	
	Zentr.-Balkan	—	—	—	—	35,10	82,74	5,17	9,10	2,99	8124	7848	0,973	18,70	
	Kokskohle	—	—	—	—	21,68	87,25	4,60	5,18	2,97	8156	7911	0,974	18,83	
Canada	Braunkohle	7,81	22,90	4712	4388	44,80	71,88	5,04	21,22	1,41	0,45	6800	6531	0,982	19,37
	Bitum.	10,38	1,95	6868	6600	43,01	79,07	5,47	13,21	1,28	0,97	7834	7542	0,974	18,77
Chile	Lebu	7,66	2,96	7134	6846	40,2	81,85	5,66	7,82	1,60	3,07	7982	7680	0,970	18,43
Großbritannien	Yorkshire	4,7	2,5	7816	7542	34,94	84,31	5,26	7,41	1,63	1,39	8468	8187	0,973	18,63
	Durham	4,46	1,27	8105	7836	32,89	87,36	5,19	4,78	1,64	1,03	8598	8321	0,972	18,58
	Süd-Wales	2,30	1,72	8321	8131	5,74	92,82	3,52	1,63	1,10	0,93	8670	8482	0,980	19,26
	Schottland	4,57	8,83	6833	6478	37,9	85,7	6,4	6,6	0,9	0,4	7890	7542	0,966	18,12
	Lancashire	3,9	2,3	7843	7559	37,1	83,85	5,38	6,89	1,85	2,03	8361	8074	0,972	18,54
	North-Staffordshire	5,98	3,60	6878	6584	36,9	78,48	5,65	13,47	1,48	0,92	7607	7306	0,973	18,67
	Warwickshire	2,24	8,50	7036	6726	40,7	81,69	5,46	10,77	1,32	0,76	7883	7592	0,973	18,67
	North-Wales	2,45	3,10	7698	7410	39,9	82,62	5,33	9,18	1,62	1,25	8150	7866	0,973	18,66
	Leicestershire	4,86	9,76	6732	6443	39,81	80,92	5,09	11,32	1,68	0,99	7885	7614	0,976	18,87
	Cumberland	4,55	3,12	7806	7527	36,8	85,79	5,31	6,43	1,65	0,82	8456	8173	0,972	18,59
	Indien	Bengalen	9,21	2,53	(7395)	(7123)	—	84,95	5,41	9,04	0,60	(8379)	(8087)	0,972	18,62
	Indochina	Dong-Trieux	4,03	2,20	7548	7450	2,78	96,38	1,69	1,28	0,65	8049	7959	0,989	20,07
Iran	Abijek-Feschend	11,23	0,94	7441	7239	—	88,94	4,19	4,19	1,31	1,07	8472	8249	0,977	19,04
Italien	Perugia (Umbrien)	15,0	50,0	2079	1688	56,3	65,90	4,96	25,96	1,64	1,54	5940	5675	0,986	19,68
	Valdarno (Toscana)	7,6	35,0	3576	3206	55,0	64,04	5,28	28,69	0,89	1,12	6230	5949	0,985	19,70
	Arsa (Venezia Giulia)	13,55	2,58	6835	6544	52,9	75,66	6,16	5,24	1,24	1,17	8150	7821	0,964	17,97
	Bacu Abis (Sardin.)	17,9	4,0	5967	5729	—	73,50	5,13	9,23	1,78	1,03	7640	7366	0,973	18,62
Sulcis (Sardinien)	18,7	2,9	6027	5775	49,9	75,18	5,63	9,69	1,82	7,68	7688	7388	0,970	18,41	

Zahlentafel 10. Schwefelanalysen ($t = 550^\circ \text{C}$) verschiedener Brennstoffe bez. auf Reinkohle nach W. Fritsche¹.

Kohlenart	Ausbeute, bezogen auf Reinkohle				H_0 kcal/Nm ³ bez. auf trock. Gas	Gaszusammensetzung												
	Teer %	Zerset- zungs- wasser %	Halb- koks %	Gas- ausbeute Nm ³ /kg		H ₂ S %	CO ₂ %	Unoges. KW (C ₂ H ₄) %	CO %	H ₂ %	CH ₄ %	C ₂ H ₆ %	N ₂ %					
Ruhrkohle																		
Gasflammkohle (Lohberg)	14,2	4,9	73,3	0,0778	9040	4,4	7,0	5,2	6,2	16,7	47,3	10,1	3,1					
Cannelkohle (Lohberg)	21,0	3,6	66,0	0,0860	7120	4,3	16,7	5,5	2,7	22,9	35,6	10,1	2,8					
Fettkohle (Rheinpreußen)	6,4	1,0	86,3	0,0646	9200	4,8	0,5	3,0	0,7	22,5	56,1	11,0	4,3					
Oberbayr. Pechkohle	13,0	8,5	66,6	0,1009	5700	18,0	20,7	4,1	11,1	6,5	29,1	6,5	4,0					
Braunkohle																		
Sudetenland (Brüx)	16,2	10,7	71,6	0,1124	5660	2,6	33,1	4,6	15,9	7,6	28,7	5,4	4,1					
Sächs. Schwelkohle	37,9	6,2	48,0	0,1312	5010	11,0	37,9	6,3	8,1	6,6	21,1	5,1	3,8					
Lausitzer B.K. (Ilse)	12,9	10,3	55,8	0,1594	3400	2,9	48,0	2,8	14,6	7,8	15,1	2,9	5,8					
Rhein. Bk.	14,9	8,1	56,5	0,1486	3080	2,3	55,0	2,9	13,9	6,9	14,4	2,6	2,0					
Oberbayr. Torf	14,7	24,2	43,2	0,1237	2800	0,8	54,5	2,8	20,0	3,3	14,5	1,8	2,3					
Westf. Torf	11,8	26,4	47,3	0,1243	2770	1,2	58,5	2,8	21,0	2,0	10,5	1,6	2,4					

¹ Fritsche, Wolfram: Die direkte Bestimmung der fl. Bestandteile bei der Urverkokung. Ges. Abh. z. Kenntn. d. Kohle (hrsg. von Franz Fischer) Bd. 6 Berlin 1923 — Brennstoff-Chem. Bd. 2 (1921) Heft 22/24 S. 337/343, 361/367, 377/383 und Bd. 3 (1922) Heft 1/2 S. 4/10, 18/25.

Der Aschengehalt.

Aus den Aussagen über die Gefügebestandteile geht schon hervor, welche großen Unterschiede in der Menge und Art der Asche in der Kohle vorkommen. Noch größere Schwankungen aber werden auftreten, wenn man noch die zufälligen mineralischen Kohlebegleiter berücksichtigt, die infolge starker Verwachsungen mit der Kohlesubstanz — wie im Falle des Brandschiefers — nicht restlos ferngehalten werden können. Die Verteilung der Asche auf die einzelnen bei der Aufbereitung hergestellten Sorten ist, wie aus der Übersicht S. 47 (letzte Spalte) hervorgeht, sehr verschieden, am höchsten bei der ungewaschenen Feinkohle (hoher Fusitanteil) und bei der Förderkohle, wesentlich niedriger bei den gewaschenen Nußkohlen und bei der Stückkohle. Die mit starker Trocknung verbundene Brikettierung bewirkt bei den Braunkohlebriketts eine entsprechende Erhöhung des Aschengehaltes gegenüber der Rohbraunkohle.

Die Zusammensetzung der Asche ist außerordentlich schwankend. Dies gilt nicht nur für Kohlen verschiedener Herkunft, sondern auch für Kohlen der gleichen Grube oder Zeche, ja selbst für Kohlen des gleichen Flözes. Aus einer Reihe von Untersuchungen haben Rosin und Fehling¹ Häufigkeitswerte für die Aschenzusammensetzung aufgestellt (s. Abb. 14), aus denen der grundsätzlich verschiedene Aufbau der Steinkohlen- und Braunkohlenasche hervorgeht. In der Steinkohlenasche herrschen einerseits Tone vor mit etwa 15—21% Al_2O_3 , 25—45% SiO_2 , 20—45% Fe_2O_3 und ganz geringen Gehalten an CaO (2—4%), MgO (0,5—1%) und 4—10% SO_3 . Demgegenüber tritt bei der Braunkohlenasche der Tongehalt stark

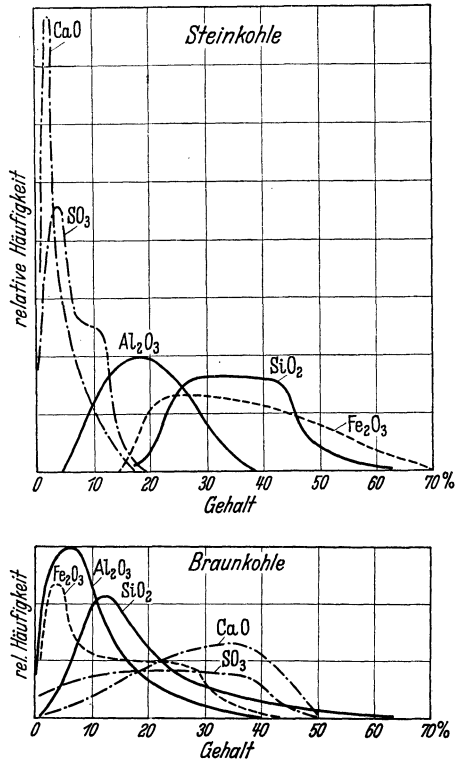


Abb. 14. Zusammensetzung von Braunkohlen- und Steinkohlenasche (Häufigkeitskurven).

¹ Bericht D. 54/55 des Reichskohlenrates. Berlin 1935. — Fehling, R.: Asche, Schlacke und Verschlackung. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 9 S. 151 bis 155.

zurück, 4—9% Al_2O_3 , 8—18% SiO_2 , während der CaO-Gehalt mit 25—40% und der MgO-Gehalt mit 0,5—6% wesentlich höher liegt. Der SO_3 -Gehalt mit einer sehr flachen Häufigkeitskurve kann Werte bis 50% annehmen. Charakteristisch ist besonders der hohe Kalkgehalt. Aus dem hohen SO_3 -Gehalt hat man vielfach auf einen hohen Gipsgehalt geschlossen, es wurde jedoch bei der Behandlung des Kohlenschwefels schon darauf hingewiesen, daß die Sulfatbildung ein nachträglich eintretender Vorgang ist. Vereinzelt kommen bei Braunkohlenaschen, die unter Salzstöcken liegen, auch hohe Salzgehalte (CaSO_4 , BaSO_4 , Na_2SO_4 , Chloride u. a.) vor, die wegen ihrer Flüchtigkeit besonders unangenehm sind (Heizflächenverschmutzung)^{1, 2}.

Zur Kennzeichnung der Asche nach ihrer Herkunft unterscheidet man zwischen der „inneren Asche“, die vorwiegend der Pflanzensubstanz entstammt, und in der sich eine gewisse Anreicherung wertvoller Elemente bemerkbar macht, die die Pflanze ihrer Umgebung entzogen und aufgespeichert hat. Der Gehalt an innerer Asche beträgt jedoch nur etwa 1—2%, so daß eine technische Gewinnung der nachweislichen Elemente wie Kobalt, Nickel, Titan, Molybdän, Chrom, Vanadium, Zinn, Zink, Blei, ferner die Edelmetalle Gold, Platin, Palladium und Silber sowie der seltenen Metalle wie Beryllium, Gallium, Germanium und Lanthan nicht in Frage kommen kann. Die wirkliche Kohlenasche besteht ja zum überwiegenden Teil aus den Begleitmineralien der Kohle, der sog. „äußeren Asche“. Die äußere Asche aber enthält ja gerade die an den aufgezählten Elementen und Mineralien verarmten Schichten, so daß die Kohlenasche und -Schlacke trotz ihrer wertvollen Bestandteile nicht als eine wichtige Rohstoffquelle angesprochen werden kann, die man bisher nicht genügend beachtet habe³. Über die in Steinkohlenaschen vorkommenden Verbindungen und Mineralien sei auf die Angaben von F. Muck verwiesen⁴.

Es muß ausdrücklich betont werden, daß zwischen den mineralischen Bestandteilen eines Brennstoffs im ursprünglichen Zustand und dem

¹ Vgl. W. Kleeberg: Für den Kesselbetrieb schädliche Salze der Rohbraunkohle. Braunkohle Bd. 39 (1940) Heft 10 S. 94/97.

² Eine ausführliche Zusammenstellung des Schrifttums über Kohlenasche geben H. Sustmann u. R. Lehnert: Brennst.-Chemie Bd. 18 (1937) Heft 18 S. 353/356.

³ Eine gegenteilige Auffassung vertritt A. Krümmel: Die chem. Ind. (Gemeinschaftsausgabe) 1938 Heft 7 S. 178/179, jedoch ohne Angabe darüber, welcher Aufwand zur Gewinnung dieser Metalle notwendig wäre. Auch ist dabei angenommen, daß die an aschearmen Brennstoffen, also vorwiegend mit innerer Asche gewonnenen Ergebnisse auf den Gesamtaschengehalt übertragbar wären.

⁴ Muck, F.: Die Chemie der Steinkohle. S. 91/92. Leipzig 1891. — Ferner F. W. Hinrichsen u. S. Taczak: Die Chemie der Kohle. S. 126/128. Leipzig 1916 (zugleich 3. Aufl. von Muck: Die Chemie der Steinkohle), und Simmersbach-Schneider: Koks-Chemie. 3. Aufl. S. 161. Berlin 1930.

Aschengehalt, wie er gewöhnlich durch eine laboratoriumsmäßige Verbrennung im Platintiegel bei 750—900° C als Glührückstand bestimmt wird, ein oft recht beträchtlicher Unterschied besteht. Der Grund liegt darin, daß die mineralischen Bestandteile dabei bereits Veränderungen unterworfen werden, die ihr Gewicht und ihre Eigenschaften beeinflussen. Bei der Aschenanalyse werden meist folgende Angaben gemacht: Gehalt an SiO₂, Al₂O₃, Fe₂O₃, CaO, MgO sowie an SO₃, P₂O₅ und an Alkalien (Na₂O, K₂O), deren genauer Aufschluß zeitraubend ist und die daher meist nur als Rest bestimmt werden. Zahlentafel 11, S. 61 gibt einige für ihr Schmelzverhalten bezeichnende Analysen wieder:

Verhalten der mineralischen Bestandteile bei der Erhitzung.

Betrachten wir einmal die häufigsten mineralischen Begleitstoffe der Kohle und ihre Veränderung bei der Erhitzung (Veraschung, Verfeuerung), sowie die Folgerungen, die sich daraus für die Verbrennung aschenreicher Brennstoffe ergeben¹. Die Steinkohlenaschen enthalten in erster Linie Tone, das sind jene in der Natur überaus verbreiteten Sedimente, die als Verwitterungs- und Zersetzungsprodukte von Feldspaten und anderen tonerhaltigen Gesteinen anzusehen sind². Diese Feldspatresttone haben etwa die Zusammensetzung



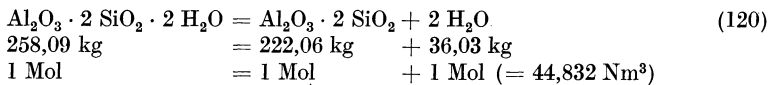
Der Kaolin kann als ein typischer Vertreter dieser Gruppe von Tonen angesehen werden, wenn er auch selten rein in der Kohlenasche vorkommt. Er hat die Zusammensetzung



bzw. genauer



Beim Erhitzen gibt der Ton sein Hydratwasser ab:

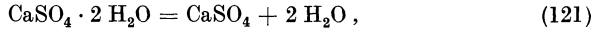


¹ Schuster, F.: Asche, Elementarzusammensetzung und Heizwert von Kohle. Gas- u. Wasserfach Bd. 74 (1931) Heft 27 S. 629/635 — Brennst.-Chemie Bd. 11 (1930) Heft 12 S. 237/239 u. Bd. 12 (1931) Heft 22 S. 425/426. — Lessing, R.: Die Mineralbestandteile der Staubkohle. Z. ober Schles. berg- u. hüttenm. Ver. Bd. 67 (1928) Heft 4 S. 215/221 und 14. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrats. Berlin 1928. — Mayer, K.: Brennst.-Chemie Bd. 10 (1929) Heft 19 S. 377/382. — Terres, E., u. A. Rost: Die Bindung der anorganischen Bestandteile und der wahre Aschengehalt. Gas- u. Wasserfach Bd. 78 (1935) S. 129/135. — Holthaus, C.: Kritische Untersuchung der Aschenbestimmung in Steinkohlen. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 9 (1936) Heft 8 S. 369/388.

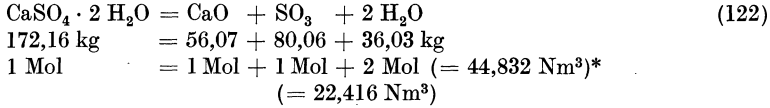
² Salmang, H.: Die physikalischen und chemischen Grundlagen der Keramik. Berlin 1933.

Auf 1 kg Ton entfallen demnach $44,832/258,09 = 0,1737 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2\text{O}$ bzw. auf 1 kg Al_2O_3 (im Ton) $44,832/101,94 = 0,4398 \text{ Nm}^3$ und auf 1 kg SiO_2 (im Ton) $44,832/120,12 = 0,3732 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2\text{O}$.

Auch die Sulfate geben ihr Hydratwasser sehr leicht ab, so z. B. der Gips

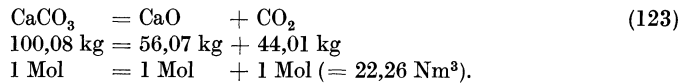


weiter wird CaSO_4 zersetzt, so daß folgender Gesamtumsatz eintritt:

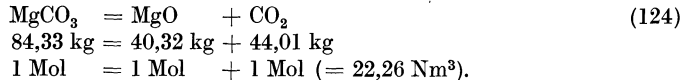


Auf 1 kg CaO entfallen $44,832/56,07 = 0,7996 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2\text{O}$ und $22,416/56,07 = 0,3998 \text{ Nm}^3 \text{ SO}_3$ oder auf 1 kg SO_3 $0,560 \text{ Nm}^3 \text{ H}_2\text{O}$ und $0,280 \text{ Nm}^3 \text{ SO}_3$.

Die Karbonate beginnen bei etwa 600°C ihre Kohlensäure abzugeben, bei 950°C ist die CO_2 -Abspaltung im allgemeinen vollständig beendet. Dabei kann es also vorkommen, daß bei Laboratoriumsuntersuchungen die CO_2 -Abgabe noch unvollkommen ist, bei der wirklichen, bei weit höheren Temperaturen verlaufenden Verbrennung dagegen vollständig ist, so daß dadurch die Aschenmenge falsch bestimmt und die Aschenbilanz undurchsichtig wird. Auch erhöht die nicht aus dem Kohlenstoff stammende Kohlensäure den CO_2 -Gehalt, beeinflusst damit auch die Bestimmung des Luftüberschusses und die Genauigkeit der Wärmebilanz. Wenn diese Einflüsse selbst bei kalkreichen Aschen noch immerhin gering sind, so liegen die Verhältnisse in Kalk- und Zementöfen schon wesentlich anders, wo die Karbonat-Kohlensäure eine beträchtliche Rolle spielt (vgl. S. 175). Beim Kalk (Kalziumkarbonat) ist

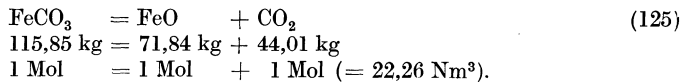


Auf 1 kg CaCO_3 entfallen $22,26/100,08 = 0,2224 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$ und auf 1 kg CaO $22,26/56,07 = 0,3970 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$. Beim Magnesit (Magnesiumkarbonat) ist



Es entfallen also auf 1 kg MgCO_3 $22,26/84,33 = 0,2640 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$ und auf 1 kg MgO $22,26/40,32 = 0,5521 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$.

Das Eisenkarbonat zerfällt nach

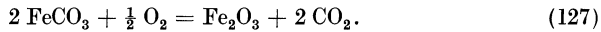


* Über die Molvolumina vgl. Zahlentafel 60 S. 419.

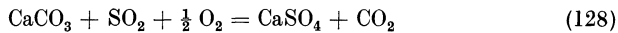
Auf 1 kg FeCO_3 entfallen $22,26/115,85 = 0,1921 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$, auf 1 kg FeO $22,26/71,84 = 0,3099 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2$. Eisenoxydul geht nach



in Eisenoxyd über, so daß die beiden Vorgänge zusammengefaßt werden können durch die Beziehung



Auf die Abröstung des Pyrits (FeS_2) unter Bildung von SO_2 bzw. SO_3 wurde bereits hingewiesen [s. Gl. (118) u. (119)]. Auch die nachträgliche Sulfatbildung wurde erwähnt, sie kann, ausgehend von Karbonaten, z. B. auch nach Gleichung



vor sich gehen. Endlich können die seltener vorkommenden Chloride in der Hitze verflüchtigt werden.

Als Zahlenbeispiel betrachten wir eine jüngere oberschlesische Steinkohle¹, die 8,57% Asche von folgender Zusammensetzung enthalte:

31,16% SiO_2	0,23% MnO
19,84% Al_2O_3	0,70% TiO_2
19,02% Fe_2O_3	6,65% SO_3
13,42% CaO	0,23% P_2O_5
7,00% MgO	1,75% Alkalien.

Auf 1 kg Al_2O_3 ($m = 101,94$) entfallen nach Gl. (120) $258,09/101,94 = 2,5318 \text{ kg Ton}$, wobei $120,12/101,94 = 1,1783 \text{ kg SiO}_2$ gebunden werden. Das sind in unserem Beispiel $0,1984 \cdot 2,5318 = 0,5023 \text{ kg Ton}$, in denen $0,1984 \cdot 1,1783 = 0,2338 \text{ kg SiO}_2$ gebunden sind, so daß von den vorhandenen $0,3116 \text{ kg SiO}_2$ $0,0778 \text{ kg}$ als freie Kieselsäure bzw. Quarz (Sand) übrigbleiben. Das Kalziumkarbonat setzt sich zusammen aus den vorhandenen $0,1342 \text{ kg CaO}$ und nach Gl. (123) aus $44,01/56,07 = 0,7849 \cdot 0,1342 = 0,1053 \text{ kg CO}_2$, das sind also $0,2395 \text{ kg CaCO}_3$. Das Magnesiumkarbonat ist zusammengesetzt aus $0,0700 \text{ kg MgO}$ und nach Gl. (124) aus $44,01/40,32 = 1,0915 \cdot 0,07 = 0,0764 \text{ kg CO}_2$, zusammen $0,1464 \text{ kg MgCO}_3$.

Der Gesamtschwefel teilt sich laut Analysenangabe folgendermaßen auf²:

0,05% Sulfatschwefel
0,28% organischer Schwefel
<u>0,75% Pyritschwefel</u>
1,08% Gesamtschwefel.

¹ Nach C. Holthaus: a. a. O.

² Für die Berechnung ist die Kenntnis des Pyritschwefels notwendig. Wo diese Angabe fehlt, muß der Pyritschwefel abgeschätzt werden, der bei Steinkohlen im allgemeinen den größten Anteil am Gesamtschwefel hat.

Nach der Formel des Pyrits FeS_2 ($m = 119,96$) entspricht $0,75\%$ Pyrit-Schwefel $119,96/64,12 = 1,871 \cdot 0,75 = 1,40\%$ Pyrit, bezogen auf die Kohle oder — bei $8,57\%$ Aschegehalt der Kohle — $0,014/0,0857 = 0,1634$ kg Pyrit je kg Asche. Daraus ergibt sich der Eisen- bzw. Eisenoxydanteil wie folgt: $55,84/119,96 = 0,4655 \cdot 0,1634 = 0,07606$ kg Fe oder $159,68/111,68 = 1,4298 \cdot 0,07606 = 0,1087$ kg Fe_2O_3 . Von den festgestellten $0,1902$ kg Fe_2O_3 sind $0,1087$ kg im Pyrit enthalten, es verbleiben als Fe_2O_3 noch $0,0815$ kg. Die übrigen Bestandteile $0,0070$ kg TiO_2 , $0,0023$ kg MnO , $0,0023$ kg P_2O_5 und $0,0175$ kg Alkalien seien zu einem Restglied von $0,0291$ kg zusammengezogen.

Die Zusammensetzung der ursprünglichen Mineralsubstanz, wie sie einem kg Asche (Glührückstand) entspricht, ist dann die folgende:

0,5023 kg =	40,5% Ton
0,0778 kg =	6,3% Quarz (Sand) und freie Kieselsäure
0,2395 kg =	19,3% Kalk
0,1464 kg =	11,8% Magnesit
0,1634 kg =	13,2% Pyrit
0,0815 kg =	6,6% Eisenoxyd
<u>0,0291 kg =</u>	<u>2,3% übrige Bestandteile</u>
1,2400 kg =	100,0%

Der wahre Aschegehalt ist also 24% höher als der Glührückstand. Ferner liefert die mineralische Substanz noch $0,4398 \cdot 0,1984 = 0,0873 \text{ Nm}^3$ Wasserdampf (aus dem Hydratwasser des Tones) und $0,5521 \cdot 0,0700 + 0,3970 \cdot 0,1342 = 0,0918 \text{ Nm}^3$ CO_2 aus den Karbonaten, bezogen auf 1 kg Glührückstand. Je kg Brennstoff (mit $8,57\%$ Asche) sind dies $0,0244 \text{ Nm}^3$ H_2O und $0,0257 \text{ Nm}^3$ CO_2 .

Neben den gewichtsmindernden Reaktionen bei der Erhitzung kommen auch gewichtszunehmende vor, so die Oxydation von Eisenoxydul zu Eisenoxyd und die Aufnahme von SO_2 aus den Verbrennungsgasen. M. Dolch¹ führt folgende Beispiele an:

	Englische Steinkohle (Uroz)	Mitteldeutsche Braunkohle	Oberbayrische Pechkohle	Mitteldeutsche Schmelzkohle (Leopold)
Glührückstand	21,38%	10,21%	9,68%	10,35%
Wahrer Aschegehalt	26,22%	13,14%	14,88%	6,73%
Unterschied	+ 4,84%	+ 2,93%	+ 5,20%	— 3,62%
Abweichung in Proz. des Glührückstandes	+22,7%	+28,7%	+53,7%	—35,0%

Die angegebenen Aschegehalte beziehen sich auf wasserfreie Kohle, die Glührückstände sind in der üblichen Weise über der offenen Flamme bestimmt. Es ist klar, daß sich diese Unterschiede auch auf die Bestimmung des Brennbares und seine Zusammensetzung, ganz besonders

¹ Dolch, M.: Die Untersuchung der Brennstoffe und ihre rechnerische Auswertung. S. 33. Halle a. d. S. 1932.

aber auf die Bestimmung des Sauerstoffs als Rest außerordentlich fälschend auswirken müssen¹.

Zur Umrechnung des Glührückstandes in die wahre Asche sind verschiedene Formeln vorgeschlagen worden, die aber nicht in allen Fällen genügen². Auch die oben angeführten Berechnungen stellen angesichts der vielen möglichen Reaktionen und der großen Zahl möglicher Produkte und Zwischenprodukte nur eine Annäherung dar. Bei normalen, hochwertigen Brennstoffen spielen diese Einflüsse keine Rolle, bei den Abfallbrennstoffen der Steinkohle (Mittelprodukt, Schlamm) und bei den meisten Rohbraunkohlen dürfen sie jedoch nicht völlig vernachlässigt werden.

Das Aschenschmelzverhalten.

Da eine große Zahl von Mineralarten als Kohlebegleiter vorkommt, ist nicht zu erwarten, daß sich die Asche etwa wie ein einheitlicher, homogener Körper verhält. So kann es auch keinen scharf erfaßbaren Aschenschmelzpunkt geben, und die zahlreichen Bemühungen, aus der Aschenanalyse Schlüsse auf den Schmelzpunkt zu ziehen, sind nicht oder nur mit Einschränkungen erfolgreich gewesen. Teune³ hat als Charakteristik vorgeschlagen:

$$K = \frac{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3}{\text{Fe}_2\text{O}_3 + \text{MgO} + \text{CaO}}$$

Der Schmelzpunkt liegt erfahrungsgemäß um so höher, je größer *K* ist, wie ein Vergleich der Analysen (nach Prost) in Zahlentafel 11 zeigt.

Zahlentafel 11. Aschenanalysen.

	Leichtschmelzbar bei ca. 1169° C	Schmelzbar bei ca. 1350° C	Schmelzbar bei ca. 1450—1500° C	Schwer schmelzbar
SiO ₂	48,60	47,20	43,95	49,46
Al ₂ O ₃	23,43	29,58	32,0	33,28
Fe ₂ O ₃	14,68	6,96	8,45	5,50
CaO	3,08	6,52	6,00	2,76
MgO	2,88	4,66	2,07	6,78
SO ₃	6,96	3,33	1,45	1,50
P ₂ O ₅	1,85	0,50	1,60	1,42
Alkalien	4,52	3,20	3,14	3,83
Sonstiges	—	0,97	1,29	1,47
	100,00	100,00	100,0	100,00
<i>K</i> _{Teune}	2,49	4,23	4,60	5,50

¹ Dolch, M.: a. a. O. S. 35.

² Schuster, F.: Gas- u. Wasserfach Bd. 74 (1931) Heft 27 S. 629/635. — Holthaus, C.: a. a. O.

³ Teune, I. M. E.: Gas, Haag 1912 Heft 11 S. 506ff. — Referat J.Gasbeleucht. Bd. 56 (1913) Heft 9 S. 213.

Eine Verbesserung schlägt Donath vor, indem er in der Summe des Nenners noch FeO einfügt¹. Nach Prost² erhält man eine geeignete Kennziffer aus dem Verhältnis des Sauerstoffgehaltes der Tonerde zu der Summe der Sauerstoffgehalte von Fe₂O₃, CaO und MgO, dividiert durch das Verhältnis des Sauerstoffgehaltes der Kieselsäure zum Sauerstoffgehalt der Tonerde. Dieser Quotient soll bei Schmelztemperaturen von etwa 1200° C kleiner sein als 1, bei 1350° C 1—2, bei 1450° 1,5—3 und bei 1500° größer als 3. Der Vergleich mit Schmelzversuchen ergibt allerdings erhebliche Streuung der Werte, wie überhaupt diese Methoden doch nur wenig zuverlässig sind.

Einen etwas besseren Anhalt gibt der Versuch, wenn auch er nur mit mancherlei Einschränkungen ein Bild über das wirkliche Verhalten der Asche vermitteln kann. Bei der Mehrzahl der Methoden wird die zu untersuchende Asche fein gemahlen, gut gemischt und mit Hilfe von Bindemitteln zu Kegeln oder anderen Probekörpern geformt. Damit sind die physikalischen Voraussetzungen gegenüber den Vorgängen in der Technik stark geändert, denn in der Kohle findet sich eine so gleichmäßige Verteilung aller Aschebestandteile keineswegs vor, so daß sich daraus schon ein ganz andersartiges und viel ungleicherer Verhalten ergeben muß. Es kommen daher in Wirklichkeit sehr große Verschiedenheiten der Struktur vom weichen Mehl über faserige oder schwammige Formen bis zu harten, salzartigen, kristallinen Körnern vor, wie Rosin und Fehling in ihren Untersuchungen festgestellt haben³.

Die verschiedenen Untersuchungsmethoden lassen sich in zwei Hauptgruppen einordnen:

1. Die Beobachtung von Probekörpern (Kegeln) in gasbeheizten oder elektrischen Öfen

2. Die Aufzeichnung der Festigkeit bzw. des Erweichens eines Probekörpers, auf den ein Stempel von bestimmtem Gewicht drückt.

Zu der ersten Gruppe gehört zunächst die einfache Segerkegel-Methode. Mit Hilfe eines Bindemittels (Dextrin) werden aus der zu untersuchenden Asche kleine Pyramiden von etwa 15 mm Seitenlänge des Grunddreiecks und 40 mm Höhe geformt und in der Hitze (z. B. in einem gasbeheizten Ofen) mit gewöhnlichen Segerkegeln verglichen. Diese Methode ist sehr roh und erfordert große Aschenmengen. Man ging daher nach und nach dazu über, die Methoden zu verbessern, eine genauere Temperaturmessung durch Thermoelemente oder durch Pyrometer einzuführen, die Probekörper zu verkleinern, die Ofenatmosphäre nach Belieben zu beherrschen (oxydierende, reduzierende oder gemischte Ofenatmosphäre) und schließlich elektrische Öfen und Lichtbögen als

¹ Donath, Ed.: Die Verfeuerung der Mineralkohlen. Dresden u. Leipzig 1924.

² C. r. Congr. Chauff. Ind. Bd. 1 — Chal. et Ind. Bd. 4 (1923) Nr. 39 S. 14.

³ Bericht D 54/55 des Reichskohlenrats. Berlin 1935.

Heizquelle zu benutzen. Der gasbeheizte Ofen mit Korundtiegel, in welchem die Aschenpyramiden von 6,35 mm ($\frac{1}{4}$ "') Kantenlänge des Grunddreiecks und 19,05 mm ($\frac{3}{4}$ "') Höhe eingesetzt und von außen beobachtet werden, ist in USA. als Normbestimmungsmethode vorgeschlagen worden (ASTM. D. 271—33)¹.

Der Wunsch, mit möglichst kleinen Probemengen auszukommen, führte zur Aschenschmelzpunktsuntersuchung im elektrischen Ofen. Als Beispiel sei ein von W. C. Heraeus, Hanau, herausgebrachter Schmelzpunktsbestimmungsapparat beschrieben. Die pulverisierte Aschenprobe wird mit destilliertem Wasser angefeuchtet und mit einem Pinsel auf ein Platinblech aufgetragen. Dieses wird in einen kleinen, einseitig offenen Röhrenofen mit besonders starker Platinbewicklung eingebracht, der am anderen Ende ein Metallröhrchen mit den beiden 0,4 mm starken, mittels Kapillaren aus Marquardtscher Masse isolierten Drähten eines Platin-Platinrhodium-Thermoelementes zum genauen Ablesen der im Ofen herrschenden Temperaturen trägt. Mit einer mit dem Stativ des Ofens verbundenen verschiebbaren Zeißschen Fernrohrlupe wird der kleine Aschenkegel bis zu seinem Niederschmelzen beobachtet und zu gleicher Zeit das Millivoltmeter des Thermoelementes abgelesen. Die Stromzufuhr wird so geregelt, daß nach langsamem Anheizen eine gleichmäßige Temperatursteigerung erzielt wird, die maximal bis auf 1500° C getrieben werden kann. Dieser hohen Temperatur soll der Ofen jedoch zu seiner Schonung nur so kurz wie möglich ausgesetzt werden. Aschen, deren Schmelzpunkt dann noch nicht erreicht ist, können für den Feuerungsbetrieb als ungefährlich angesehen werden.

M. Dolch und E. Pöchmüller² verwenden einen Gleichstrom-Lichtbogen als Heizquelle, der verstellbar und beweglich angeordnet ist. Durch ein Mikroskop und eine Blende wird die kleine Aschenprobe — der Rückstand aus der Elementaranalyse ist schon ausreichend —, die auf die plattgeklopfte Lötstelle eines Thermoelementes aufgebracht wird, in ihrem Verhalten beobachtet. Eine Verbesserung der Temperaturmessung bei dieser Methode haben Šimek, Coufalík und Beránek vorgeschlagen³.

¹ ASTM Standards on Coal and Coke. S. 27/33. Philadelphia 1936. — Fieldner, A. C., u. W. A. Selvig: Fuel Sci. Bd. 5 (1926) Heft 1 S. 24/33. — Über das ältere Schrifttum vgl. auch A. C. Fieldner, A. E. Hall u. A. L. Feild: U. S. Bureau of Mines Bull. Bd. 129 (1918) und Chem. metall. Engng. Bd. 20 (1919) S. 538.

² Dolch, M., u. E. Pöchmüller: Über eine einfache Form der Aschenschmelzpunktsbestimmung. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 15/16 S. 149/151. — Dolch, M.: Die Untersuchung der Brennstoffe und ihre rechnerische Auswertung. S. 27/31. Halle a. d. S. 1932.

³ Šimek, B. G., F. Coufalík u. Z. Beránek: Über die Bestimmung und Bewertung der Aschenschmelzpunkte. Feuerungstechn. Bd. 22 (1934) Heft 1 S. 1/6.

Zu der zweiten Gruppe der Untersuchungsmethoden gehört vor allem das heute weit verbreitete Verfahren nach Bunte-Baum¹, welches den Vorteil besitzt, nicht nur eine mehr oder minder subjektive Aschenschmelztemperatur, sondern eine Kurve über den Schmelzverlauf zu liefern. Bunte und Baum arbeiteten zunächst mit Probekörpern von 30 mm Höhe und 30 mm Durchmesser, aus pulverisierter Asche und einer 10%-Dextrinlösung hergestellt, die in einen Kohlegrießofen eingesetzt und langsam erhitzt wurden (4—6°/min). Der auf

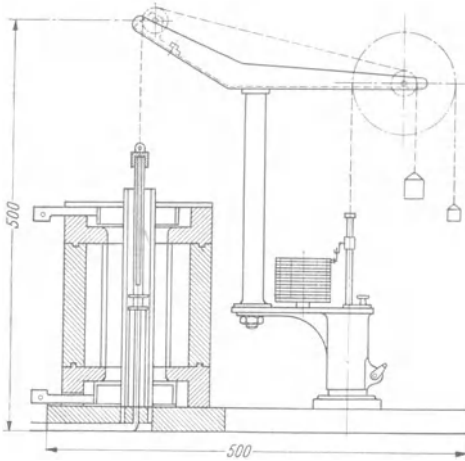


Abb. 15. Apparatur zur Untersuchung des Schmelzverhaltens nach Bunte-Baum-Reerink.

dem auf einem Graphitstempel ruhende und oben mit einem Kohleplättchen abgedeckte Probekörper wurde durch einen austarierten Taststab mit noch 100 g Übergewicht belastet und seine Bewegung mit der Höhenveränderung des Probekörpers beim Sintern, Erweichen und Schmelzen registriert. Das Verfahren wurde später dahingehend verbessert, daß man mit nur 0,7—1 g Asche (10 mm hoher Probekörper) auskommt, während dann das Übergewicht des Taststabes nur noch 30 g beträgt. Durch Anbringen

von Luftdüsen in der Ofengrundplatte wurde die Einhaltung einer gemischten Ofenatmosphäre ermöglicht (s. Abb. 15).

Die Schmelzkurven der Aschen können außerordentlich verschieden sein, gemeinsam ist ihnen lediglich, daß sie keinen scharf erkennbaren Schmelz„punkt“ aufweisen, wie dies bei homogenen Körpern der Fall ist. In den meisten Fällen findet man beim Schmelzvorgang nacheinander drei Vorgänge: die Sinterung, ein Vorgang der Mineralbildung², anschließend das Erweichen, d. i. die Bildung niedrig schmelzender eutektischer Gemische und endlich das Fließen, die Lösung der restlichen Aschenbestandteile in der Teilschmelze. Die Kurve kann daher

¹ Bunte, K., u. K. Baum: Untersuchungen über Schmelzvorgänge bei Brennstoffaschen. Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 5 u. 6 S. 97/101 u. 125/130. — Bunte, K., u. W. Reerink: Gas- u. Wasserfach Bd. 72 (1929) Heft 34 S. 832/839. — Reerink, W., u. K. Baum: Wärme Bd. 53 (1930) Heft 39 u. 40 S. 746/751 u. 766/771.

² Fehling, R.: Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 9 S. 151/155 und Bericht D. 54/55 des Reichskohlenrats. Berlin 1935.

nicht nur, wie das Beispiel „a“ in Abb. 16, allmählich in den Schmelzpunkt oder die Fließtemperatur einlaufen, sondern wie die Beispiele „b“ und „c“ von Steinkohlenaschen zeigen, einen oder auch mehrere Haltepunkte aufweisen oder, wie das Beispiel der Kurve „d“ einer Braunkohlenasche, überhaupt keinen Schmelzpunkt anzeigen trotz mancherlei Veränderungen und Umbildungen. Das Absinken der Kurve muß übrigens nicht immer ein Erweichen bedeuten, sondern kann auch ein Schrumpfen sein, hervorgerufen durch Kohlensäureabspaltung und Hydratwasserabgabe. Ferner erweist sich die Atmosphäre als sehr belangreich, besonders bei eisenreichen Aschen. Bei oxydierender und reduzierender Atmosphäre kann man in gewissen Fällen Unterschiede bis zu 300° gegenüber einer gemischten Atmosphäre feststellen¹. Reerink und Baum² führen dies auf die Bildung von Ferrosilikat (Fayalit) Fe_2SiO_4 zurück, die eine gemischte Atmosphäre voraussetzt, da zunächst Fe_2O_3 zu FeO reduziert werden muß. Bei gemischter Atmosphäre läßt sich auch am ehesten ein Zusammenhang zwischen dem Ergebnis des Laboratoriumsversuches und dem Verhalten in der Feuerung feststellen, wobei mit fallenden Schmelztemperaturen eine immer stärkere Neigung zur Bildung einer grobkörnigen und dabei festen Schlacke zu beobachten ist.

Durch die Erhitzung findet eine selektive Veränderung der Aschenzusammensetzung statt, die Verschlackungen von Heizflächen (auch mehrfach geschmolzene Laboratoriumsschmelzen) weisen daher ein anderes Verhalten und meist niedrigere Schmelz- und Fließtemperaturen auf als die ursprüngliche Asche³. Die Verschlackungsvorgänge werden nach Untersuchungen von Lange⁴ von gewissen Zwischenprodukten, besonders Siliziumsulfid, begünstigt, die es erklären, wie das in der Feuerung nicht zu verflüchtigende Silizium und Siliziumoxyd durch die Mitwirkung des Kohlenschwefels transportiert und durch anschließende Oxydation des Sulfids wieder zu SiO_2 zurückgebildet wird.

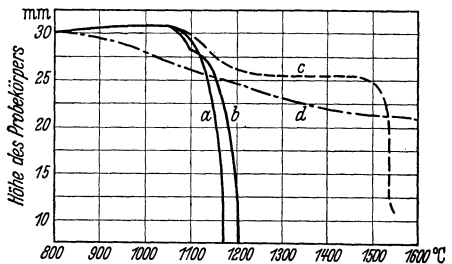


Abb. 16. Typisches Schmelzverhalten verschiedener Kohlenaschen (Bunte-Baum).

Durch die Erhitzung findet eine selektive Veränderung der Aschenzusammensetzung statt, die Verschlackungen von Heizflächen (auch mehrfach geschmolzene Laboratoriumsschmelzen) weisen daher ein anderes Verhalten und meist niedrigere Schmelz- und Fließtemperaturen auf als die ursprüngliche Asche³. Die Verschlackungsvorgänge werden nach Untersuchungen von Lange⁴ von gewissen Zwischenprodukten, besonders Siliziumsulfid, begünstigt, die es erklären, wie das in der Feuerung nicht zu verflüchtigende Silizium und Siliziumoxyd durch die Mitwirkung des Kohlenschwefels transportiert und durch anschließende Oxydation des Sulfids wieder zu SiO_2 zurückgebildet wird.

¹ Fieldner, A. C., u. W. A. Selvig: Fuel Sci. Bd. 5 (1926) Heft 1 S. 24/33.

² Reerink, W., u. K. Baum: Wärme Bd. 53 (1930) Heft 39 u. 40 S. 746/751 u. 766/771.

³ Bericht D. 54/55 des Reichskohlenrats. Berlin 1935.

⁴ Lange, W.: Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 30 S. 410/413. — Lessnig, R.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 7 S. 145/149.

Neben der Art des Brennstoffs und der Asche des betreffenden Flözes ist auch die Korngröße und der Aschengehalt für das Schmelzverhalten maßgebend. Im allgemeinen zeigen nach der Aufbereitung der Kohle die gewaschenen Nußkohlen mit mittleren Aschengehalten (6—9%) ein günstigeres Verhalten als die aschenreichere Förderkohle und Feinkohle, während besonders aschenarme Fraktionen ebenfalls ungünstiger liegen. Das Ziel der Aufbereitung wird daher für die Zwecke der Verfeuerung nicht die Erzeugung möglichst aschenarmer Brennstoffe sein, um so weniger, als ja eine gewisse Aschen- und Schlackenmenge bei Rostfeuerungen als Schutz des Rostbelages vor zu hohen Temperaturen und vor unmittelbarem Schlackenangriff erwünscht ist. Anders liegen die Voraussetzungen bei solchen Anwendungsfällen (z. B. Vergasung in Kleingaserzeugern), wo es auf weitgehende Verringerung des absoluten Schlackenansfalls ankommt. Hand in Hand mit dem Verlauf der Schmelztemperaturen der Aufbereitungserzeugnisse geht eine Verschiebung der Aschenzusammensetzung, der günstigste Wert (bei mittleren Aschengehalten) weist auch ein Maximum an $\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$ auf, während das Absinken bei höheren Aschengehalten meist auf höheren Pyritgehalt zurückzuführen ist.

Aus allen Beobachtungen und Untersuchungen geht hervor, daß man bei der Beurteilung des Aschenschmelzverhaltens auf Grund eines Laboratoriumsversuches und bei Schlüssen auf das Verhalten in der Feuerung größte Vorsicht walten lassen muß. Der Versuch kann auch nur als ein Anhalt gewertet werden.

Bewertung der Brennstoffe.

Der Wert eines Brennstoffes ist, wie bei allen Naturprodukten, von seiner Verwendungsmöglichkeit, den Kosten seiner Förderung und Aufbereitung (Selbstkosten) und von den Marktverhältnissen, also von Angebot und Nachfrage abhängig. Im Gegensatz aber zu solchen Naturerzeugnissen, die nur einem Verwendungszweck zugeführt werden — z. B. Erze, bei denen lediglich der Metallgehalt schwankt —, ist die richtige Bewertung der Brennstoffe weit schwieriger, da sie zugleich Rohstoffe für eine volkswirtschaftlich sehr bedeutende Veredlungsindustrie sind, an die sich eine Reihe wichtiger Zweige der chemischen und pharmazeutischen Industrie anschließen. Soweit lediglich die Verfeuerung ins Auge gefaßt wird, ist der Heizwert das wichtigste und gebräuchlichste Bewertungsmerkmal; wenn auch nach kaufmännischen Gepflogenheiten, nicht nach dem Heizwert, sondern lediglich nach dem Gewicht gehandelt wird. Bei der räumlichen Trennung zwischen Fundstelle und Verbraucher spielt jedoch — wie bei allen Massengütern — die Fracht eine sehr große Rolle, so daß für den Verbraucher der Wärmepreis frei Verwendungsstelle wichtiger ist als der

Heizwert. Er bestimmt auch die natürlichen Absatzgebiete der einzelnen Kohlenreviere. Damit sind jedoch die Bewertungsgrundlagen nicht annähernd erschöpft, vielmehr sind noch eine Reihe anderer Brennstoffeigenschaften zu berücksichtigen, so die Körnung, die Kornverteilung, die Reaktionsfähigkeit, die Backfähigkeit, das Ascheverhalten u. a. m., die für Leistung und Wirkungsgrad mitbestimmend sind.

Entscheidend für die Bewertung der Kohlen ist daher auch der natürliche Sorten- und Artenanfall, denn der Bergbau kann nicht etwa die Herstellung bestimmter, besonders marktgängiger Brennstoffe betreiben — wenn auch die Brennstoffveredlung durch Brikettieren, Schwelen und Verkoken gewisse Möglichkeiten bietet —, sondern es fallen bei der Herstellung (Aussiebung) gewisser erwünschter Sorten auch eine Reihe anderer Sorten, gröbere und feinere, an, wobei die Mengenverhältnisse bei jeder Brennstoffart je nach den mechanischen Eigenschaften (Härte, Festigkeit, Zerreiblichkeit), zum Teil auch den angewendeten Abbaumethoden verschieden sind. Auch die Menge der bei der Aufbereitung anfallenden minderwertigen Produkte („Mittelprodukt“ oder „Mittelgut“) beschränkt die Ausbeute an einem bestimmten Reinprodukt und erhöht die Selbstkosten durch Aufbereitungsverluste und beschränkt die Ausbeute der Förderung. Vom volkswirtschaftlichen Standpunkt ist zu bedenken, daß unter gleichen Verhältnissen die „minderwertigen“ Brennstoffe die gleichen Selbstkosten verursachen wie die hochwertigen, ja daß der Arbeitsaufwand, bezogen auf gleichen Nutzungswert, sogar bedeutend höher ist, während eine wirtschaftliche Verwendung nur im engsten Umkreis der Erzeugungstätte möglich ist.

Daraus ergeben sich auf dem Brennstoffmarkt die Spannungen, die als „Sorten-Problem“ bezeichnet werden, und die zu gelegentlicher Unterbewertung mancher schwerverkäuflicher Sorten (z. B. vor einigen Jahren der Magerfeinkohle) geführt haben, die zugleich aber auch Veranlassung für eine technische Weiterentwicklung der Feuerungstechnik geworden sind.

Noch schwieriger wird die Brennstoffbewertung, wenn andere Brennstoffverbraucher in Betracht gezogen werden, wie Gaserzeuger, Kleingaserzeuger für Fahrzeuge, Kokereien, Schwelereien, Eisen- und Metallhüttenbetriebe u. ä. Hier tritt der Heizwert stärker zurück, und Eigenschaften wie Backen, Treiben, Teergehalt, Härte, Standfestigkeit, Zerreiblichkeit, Körnung, Kornverteilung, Reaktionsfähigkeit u. a. spielen eine entscheidende Rolle — neben gewissen Grenzwerten in der chemischen Zusammensetzung wie Gehalt an Schwefel, Phosphor, Stickstoff, Asche —, ohne daß eine zahlenmäßige Beziehung zwischen diesen Eigenschaften aufgestellt werden und ohne daß eine erwünschte Eigenschaft andere unerwünschte Eigenschaften kompensieren könnte. Ein „Arten-

Problem“ kann nur durch eine Lenkung des Verbrauchs zugunsten volkswirtschaftlich bevorzugter Verwendungszwecke vermieden werden, so z. B. wird Fettfeinkohle in erster Linie den Kokereien, Gasflammeinkohlen den Hydrierwerken zugeführt werden müssen, während die Feuerungen — trotz des günstigen Wärmepreises dieser Sorte — vom gesamtwirtschaftlichen Standpunkt gesehen zweckmäßiger Nußkohlen verfeuern.

Für die Bewertung minderwertiger Steinkohlen, wie sie im Eigenbetrieb der Zechen verfeuert werden, vergleichen Bansen und Krebs¹ die Kesselkohle mit einem marktüblichen Normalbrennstoff (Vergleichsbrennstoff) von bekanntem Preis und stellen die Wertminderung (Wirkungsgradverschlechterung, Leistungsabfall) fest bis zu dem durch den „Selbstgang“² der Feuerung gegebenen Grenzwert. Die sich aus der Waschkurve ergebenden Schichten, die diesem Aschengehalt entsprechen (in diesem Beispiel ist es ein Reinkohlengehalt von 21%), sind reiner Ballast und sollten aus der Feuerung ferngehalten werden. Dabei darf man sich nicht durch den noch recht günstig erscheinenden „mittleren Aschengehalt“ der Kesselkohle täuschen lassen, der sich ergäbe, wenn diese oder noch aschenreichere Schichten mit in die Kesselkohle hineingenommen werden.

Bei den Brennstoffen für metallurgische Zwecke müssen die zusätzlichen Umwandlungskosten berücksichtigt und neben den thermischen Gesichtspunkten auch die Betriebs- und Stoffkosten herangezogen werden. Zur Bewertung³ dient auch hier ein „Vergleichskoks“. Eine Gegenüberstellung von Kokskohle und Kesselkohle ermöglicht dann eine Entscheidung über die wirtschaftlichste Verwertung der einzelnen Schichten der Waschkurve.

Ohne Berücksichtigung des Verwendungszweckes lassen sich daher absolute Bewertungskenngrößen nicht aufstellen. Wir wollen daher in den folgenden Abschnitten die einzelnen Brennstoffeigenschaften getrennt behandeln.

Verbrennungswärme und Heizwert.

Die Verbrennungswärme oder der obere Heizwert (H_0) eines festen oder flüssigen Brennstoffs ist diejenige Wärmemenge in kcal, die bei

¹ Bansen, Hugo, u. Ernst Krebs: Die feuerungstechnische und metallurgische Bewertung von Brennstoffen als Grundlage für die wirtschaftliche Aufbereitung. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 15 (1941) Heft 1 S. 1/10.

² In Anlehnung an die Bezeichnungsweise im Ofenbetrieb wird hierunter jene Grenze des Wasser- und Aschengehaltes bzw. des Reinkohlengehaltes verstanden, an der die entwickelte Wärme gerade genügt, um alle Verluste zu decken, und bei der die Verbrennungsgase den Rost mit der Temperatur der brennenden Schicht verlassen. Die Nutzleistung ist dann Null geworden.

³ Bansen, Hugo, u. Ernst Krebs: Arch. Eisenhüttenw. Bd. 14 (1940/41) Heft 3 S. 91/105.

vollständiger Verbrennung der Gewichtseinheit (kg) verfügbar wird, wenn nach der Verbrennung die Verbrennungserzeugnisse auf die Ausgangstemperatur (0° bzw. Zimmertemperatur) abgekühlt werden, wobei sich das gebildete Wasser in flüssigem Zustand befindet. Der obere Heizwert wird durch die Verbrennung einer kleinen Probemenge in der kalorimetrischen Bombe ermittelt. Bei Gasen ist die Bezugseinheit gewöhnlich 1 Nm³ trockenes Gas, gelegentlich auch das kmol. Der in Deutschland vorwiegend benutzte untere Heizwert (H_u) ist diejenige Wärmemenge, die 1 kg (bzw. 1 kmol) oder 1 Nm³ trockenes Gas bei vollständiger Verbrennung entwickelt, wenn die Verbrennungsprodukte auf die Ausgangstemperatur abgekühlt werden, die kondensierbaren Bestandteile aber im dampfförmigen Zustand bleiben oder gedacht werden. Dieser Wert kann nicht unmittelbar gemessen werden, er ergibt sich aus der Verbrennungswärme nach Abzug der Verdampfungswärme des vorhandenen und des gebildeten Wasserdampfes zu

$$H_u = H_0 - 597 W = H_0 - 597(9 H + H_2O). \quad (129)$$

Darin bedeuten W den Wassergehalt des Verbrennungsgases, H und H_2O den Wasserstoffgehalt und den Wassergehalt des verbrannten Brennstoffs in Proz. Da in praktischen Anlagen eine Kondensation des Wassers nicht erreicht, im Gegenteil unbedingt vermieden wird, kann die Verdampfungswärme des Wassers nicht ausgenutzt werden und es ist daher sinngemäß, daß man zur Feststellung von Heizwerten und Wirkungsgraden mit dem unteren Heizwert rechnet¹.

Auch aus der Elementaranalyse kann die Verbrennungswärme und der Heizwert errechnet werden, wenn auch nicht mit der gleichen Genauigkeit, die bei der kalorimetrischen Messung erreicht wird. Wegen der Unkenntnis der Bindungsformen der Elementarbestandteile untereinander sind zahlreiche Vorschläge gemacht worden², von denen die sog. „Verbandsformel“ (nach Dulong) eine Zeitlang bevorzugt benutzt wurde. Sie lautete für den unteren Heizwert

$$H_u = 81 \cdot C + 25 \cdot S + 290 \cdot \left(H - \frac{O}{8}\right) - 6 \cdot W. \quad (130)$$

¹ Soweit in der deutschen technischen Literatur von „Heizwert“ gesprochen wird, ist immer der untere Heizwert gemeint. In der englischen und amerikanischen technischen Literatur dagegen wird unter Heizwert stets der obere Heizwert verstanden. Beim Vergleich von Wirkungsgradangaben ist hierauf besonders zu achten. Die Wärmebilanz enthält bei der englischen Darstellungsweise meist noch ein Glied „Wärmeinhalt (Enthalpie) des Wasserdampfes“ neben dem „Wärmeinhalt des trockenen Rauchgases“.

² Vgl. H. Strache u. R. Lant: Kohlenchemie. S. 475/476. Leipzig 1924. Formeln von Dulong, Schwackhöfer, Balling, Kerl, Ferrini und R. Lant. — d'Huart, K., u. M. W. Neufeld: Zbl. Hütten- u. Walzwerke Bd. 31 (1927) S. 296ff. — d'Huart, K.: Wärme Bd. 51 (1928) S. 685/687 u. 797/800. — Schuster, F.: Energetische Grundlagen der Gastechnik. (Kohle—Gas—Teer Bd. 30.) S. 97/106. Halle a. d. S. 1933.

Sie gibt jedoch bei den jüngeren Brennstoffen wenig brauchbare Ergebnisse, besser eignen sich daher die nachstehend aufgeführten Formeln:

Nach W. Steuer¹ ist

$$H_0 = 81 \cdot C + 345 \cdot H + 25 \cdot S - 30,56 \cdot O \quad (131)$$

$$H_u = 81 \cdot C + 291 \cdot H + 25 \cdot S - 30,56 \cdot O - 6 \cdot W. \quad (132)$$

Ähnlich ist nach L. Sümegi²

$$H_0 = 81 \cdot C + 345 \cdot H - 51,94 \cdot O + 25 \cdot S \quad (133)$$

$$H_u = 81 \cdot C + 285 \cdot H - 48,19 \cdot O + 25 \cdot S - 6 \cdot W. \quad (134)$$

Nach R. Vondráček³ ist

$$H_0 = (78,6 + 2,8 \cdot \sqrt[4]{100 - C'}) \cdot C + 270(H - 0,1 \cdot O) + 25 \cdot S \quad (135)$$

$$H_u = (78,6 + 2,8 \cdot \sqrt[4]{100 - C'}) \cdot C + 215(H - 0,1 \cdot O) + 25 \cdot S - 6 \cdot W \quad (136)$$

und im Bereich von $C' = 90 - 45\%$

$$H_0 = (89,1 - 0,062 \cdot C') \cdot C + 270 \cdot (H - 0,1 \cdot O) + 25 \cdot S, \quad (137)$$

wobei C' den Kohlenstoffgehalt der Reinkohle in Proz. bedeutet. Aus den Berechnungen von R. Michel⁴ lassen sich folgende Beziehungen⁵ ableiten:

$$H_0 = 81,3 \cdot C + 297 \cdot H + 15 \cdot N + 45,6 \cdot S - 23,5 \cdot O \quad (138)$$

$$H_u = 81,3 \cdot C + 243 \cdot H + 15 \cdot N + 45,6 \cdot S - 23,5 \cdot O - 6 \cdot W \quad (139)$$

In diesen Formeln, die Verbrennungswärme und Heizwert in kcal/kg angeben, sind die Elementarbestandteile in Proz. einzusetzen.

Da sowohl die Heizwertbestimmung mit Bombe und Kalorimeter als auch die Durchführung der Elementaranalyse zeitraubend und daher auch kostspielig ist, kann man auch Näherungsmethoden zur Heizwertbeurteilung heranziehen, die lediglich die Kenntnis der Immediat- oder Kurzanalyse (Asche, Wasser, flüchtige Bestandteile) voraussetzen. Für die Kontrolle des Einkaufs und der laufenden Betriebsüberwachung sind diese Methoden durchaus ausreichend und für solche Betriebe zu

¹ Steuer, Wilhelm: Verbesserung der kalorimetrischen Heizwertbestimmung und Aufstellung einer Heizwertformel für sämtliche fossilen Brennstoffe. Diss. Breslau 1937.

² Sümegi, L.: Gas- u. Wasserfach Bd. 83 (1940) Heft 30 S. 357/359.

³ Vondráček, R.: Montan. Rdsch. Bd. 17 (1925) Heft 10 S. 317/321. — Brennst.-Chemie Bd. 8 (1927) Heft 2 S. 22/23.

⁴ Michel, R.: Berechnung der Verbrennungswärme fester und flüssiger Brennstoffe nach den Wärmewerten ihrer Einzelbestandteile. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 9 S. 273/278.

⁵ Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 10 S. 322/323.

empfehlen, die über kein eigenes chemisches Laboratorium verfügen¹. Hat man durch Veraschen im Platintiegel den Aschengehalt ($A\%$) und im Trockenschrank oder durch eine andere Methode den Wassergehalt ($W\%$), sowie nach der Bochumer Methode den Gehalt an flüchtigen Bestandteilen ($V\%$) bestimmt, so ist die Verbrennungswärme der Reinkohle

$$Q_r = 8150 + 66,5 V - 1,75 V^2 \quad (140)$$

und der Heizwert der Reinkohle

$$H_r = 8150 + 38,33 V - 1,1806 V^2. \quad (141)$$

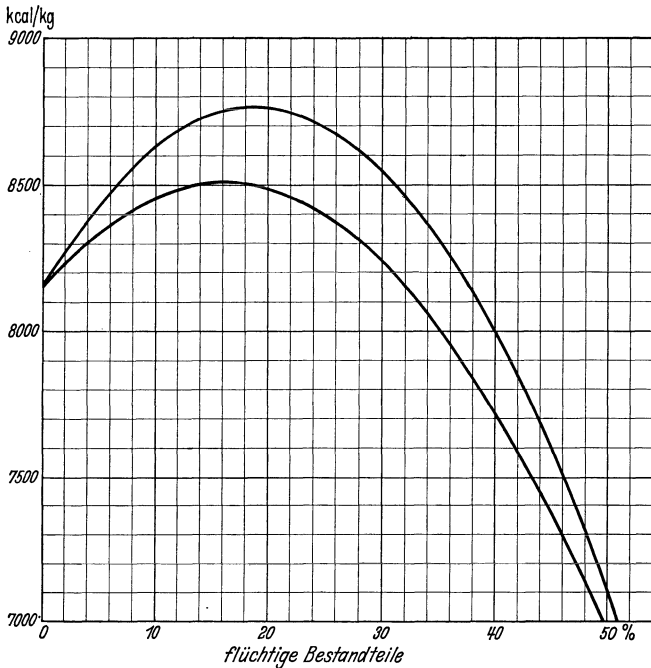


Abb. 17. Verbrennungswärme (obere Kurve) und Heizwert (untere Kurve) der Reinkohle in Abhängigkeit von ihrem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen.

Die Ergebnisse, die empirisch aus über 100 Einzelanalysen gewonnen worden sind, können der Abb. 17 entnommen werden. Den Heizwert und analog die Verbrennungswärme erhält man dann zu

$$H_u = (100 - A - W) \frac{H_r}{100} - 6 W. \quad (142)$$

Zu diesen Ableitungen sind noch folgende Einschränkungen zu machen: Die Formeln dürfen nur auf solche Brennstoffe angewendet

¹ Gumz, W.: Über den Zusammenhang zwischen der Verbrennungswärme, dem Heizwert und den flüchtigen Bestandteilen der Steinkohle. Feuerungstechn. Bd. 14 (1931) Heft 1 S. 1/3. — Vgl. auch de Jonge: L'Econ. Combust. Bd. 1 (1930) Nr. 3 S. 1/8. — Scheer, W.: Glückauf Bd. 78 (1942) Heft 4 S. 52/53.

werden, die für die Ableitung benutzt worden sind, d. h. auf Steinkohlen verschiedener Herkunft im Bereich von $V = 5\text{--}45\%$ fl. Best., jedoch nicht auf Braunkohlen, Torf, Holz, ferner nicht auf künstlich erzeugte Brennstoffe wie Koks und Schmelzkoks und endlich nicht auf Brennstoffmischungen. Abb. 18 läßt erkennen, daß eine Mischung von 50% Magerkohle von 7,5% fl. Best. und 8409 kcal/kg Heizwert (Punkt *A*)

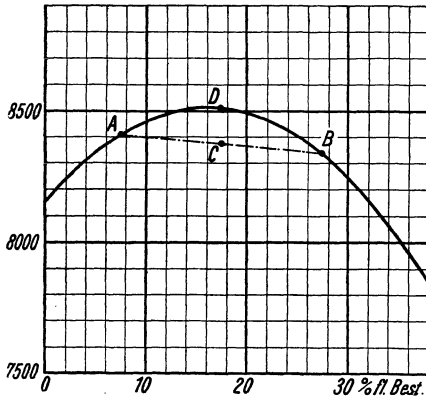


Abb. 18. Heizwert von Brennstoffmischungen.

mit 50% Fettkohle von 27,5% fl. Best. und 8336 kcal/kg Heizwert (Punkt *B*) natürlich trotz seines Gehaltes an fl. Best. von 17,5% nur einen Heizwert von $0,5 H_A + 0,5 H_B$ geben kann (Punkt *C*) und nicht den auf der Kurve liegenden Heizwert (Punkt *D*).

Der Kurvenast von 0 bis 5% darf nicht auf Koks angewandt werden, da die bei der Herstellung auftretenden hohen Temperaturen eine Änderung der Kohlenstoffmodifikation hervorrufen, wie sie

besonders durch Messung der Wärmeleitfähigkeit klar zutage treten¹. Da Graphit nach W. A. Roth nur eine Verbrennungswärme von 7856 kcal/kg (β -Graphit) bzw. 7832 kcal/kg (α -Graphit) aufweist², ergibt sich ein entsprechend niedriger Koksheizwert. Für Reinkoks kann man als Mittelwert ohne Rücksicht auf den Gehalt an fl. Best. annehmen

$$Q_r = 7970 \text{ kcal/kg} \quad (143)$$

$$H_r = 7934 \text{ kcal/kg.} \quad (144)$$

Diese Zahlen gestatten aus der Angabe des Asche- und Wassergehaltes den Heizwert zu errechnen. Ein Koks mit 5% Wassergehalt und 9% Aschegehalt besitzt demnach einen unteren Heizwert von

$$86 \cdot 79,34 - 6 \cdot 5 = 6793 \text{ kcal/kg.}$$

Für Holz und Holzabfälle (insbesondere für Nadelhölzer) wird von der Mech. Prüfungsanstalt, Stockholm, die Formel

$$H_u = 4590 - 51,9 W \quad (145)$$

¹ Fritz, W., u. H. Moser: Spez. Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Temperaturleitfähigkeit von Steinkohle, Holzkohle und Koks. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 5 S. 97/107.

² Roth, W. A.: Die Verbrennungswärme von Hüttenkoks und anderen Kohlenstoffarten. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 2 (1928) Heft 4 S. 245/247.

angegeben¹, worin *W* den Wassergehalt in Proz. bedeutet. Holzabfälle mit 50% Wassergehalt haben demnach einen Heizwert von 2000 kcal/kg.

Verhalten der Kohlensubstanz bei der Erwärmung. Quellen, Treiben, Blähen, Erweichen, Schwinden.

Nach dem Koksausehen bei der Tiegelverkokung unterscheidet man in der Reihenfolge ihres geologischen Alters:

1. Magere, nichtbackende Steinkohlen mit einem sandigen, höchstens ganz schwach zusammenhängenden, gefritteten Koks.

2. Backende Fettkohlen (bituminöse Kohlen) mit gut zusammengebackenem festen Koks, bei abnehmendem geologischem Alter Gasflammkohlen mit backenden, aber stärker geblähten, schwammigen, weniger festen Koks.

3. Trockene (unterbituminöse) Kohlen, Sand- oder Sinterkohlen mit einem gesinterten, nur lockeren Koks.

4. Jüngere Kohlen (Braunkohlen) mit feinkörnigem, zerfallendem Koks.

Bei der Erhitzung backender Steinkohlen unter Luftabschluß (Schwelen, Verkoken, Destillation) spielen sich folgende Vorgänge ab²: Unter 100° ist die Wärmeinwirkung gering und auf das Austreiben der hygroskopischen Feuchtigkeit beschränkt, allerdings kann man nach Imhof³ von 50° ab bereits ein leichtes Ansteigen des Treibdrucks (Quelldrucks) feststellen. Oberhalb 100° setzt die Entgasung ein, wenn auch zunächst noch sehr langsam. Der Bereich bis etwa 300° wird als Vorentgasung, der Bereich oberhalb 430° als Nachentgasung bezeichnet. Dazwischen liegt die Erweichungszone der Kohle, in welcher sie zunächst etwas plastisch wird und je nach ihrem Erweichungsgrad mehr oder weniger erweicht und schließlich am Ende zusammenfließt. Es ist dies ein in seinen Ursachen nicht ganz geklärter Vorgang⁴, der ohne ein Schmelzen im Sinne eines homogenen festen Körpers an dessen Schmelzpunkt zu sein, eine gewisse Ähnlichkeit mit dem Schmelzverhalten eutektischer Gemische aufweist. Bei einer weiteren Erwärmung tritt eine Wiederverfestigung ein und bei höchsten Temperaturen eine zunehmende Graphitierung.

¹ Håkanson, H., u. H. Lundberg: Ing. Vetensk. Akad. Handl. Nr. 17. — Lindhagen, M. T.: Ing. Vetensk. Akad. Medd. Nr. 25.

² Vgl. P. Damm: Die Eigenschaften der Koks-kohle und die Vorgänge bei der Verkokung. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 2 (1928) Heft 2 S. 59/72.

³ Imhof, Hans: Neue Beobachtungen zur Aufklärung des Treibens und Blähens der Steinkohlen. Diss. Karlsruhe 1938.

⁴ Vgl. O. Simmersbach u. G. Schneider: Grundlagen der Kokschemie. 3. Aufl., bes. S. 22/47. Berlin 1930.

Die Erweichung läßt sich nach Foxwell¹ durch den Widerstand messen, den eine Kohenschüttung beim Durchströmen eines inerten Gases (N_2) bietet, und der bei zunehmender Plastizität bis zum Fließen sehr stark zunimmt, um nachher wieder abzufallen. Man erhält damit ein Bild über den Plastizitätsverlauf, allerdings liegt der Erweichungsbeginn nach Imhof², aus dem Verlauf des Quelldrucks zu schließen, tiefer, als es die Foxwell-Kurve angibt, da diese erst dann einen Anstieg verzeichnet, wenn die Erweichung so weit fortgeschritten ist, daß das Lückenvolumen eine merkliche Verengung erfährt, und daß die Deformation oder das Fließen einzelner Teilchen beginnt.

Schon vorher, im Temperaturbereich von 50 bis 350°, setzt ein Quellen der Kohle ein, welches nach Imhof³ die Ursache für das Treiben der Kohlen ist und durch Depolymerisationserscheinungen der Kohle erklärt werden soll. Der Quelldruck steigt teilweise stufenförmig an, um oberhalb 350° im allgemeinen auf Null zurückzugehen. Ein solcher Quelldruck wurde sowohl bei den sog. „treibenden“ als auch bei den „nichttreibenden“ Kohlen beobachtet. Ob ein für den Koks-ofen gefährlicher Treibdruck oder ein das Ausdrücken des Ofens erschwerender Druck auf die Ofenwandungen auftritt, hängt weniger von der Höhe des Quelldrucks allein als vielmehr noch von anderen gleichzeitig auftretenden Erscheinungen ab, so von der Lage der Erweichungszone, dem Grade der Dünflüssigkeit beim Erweichungspunkt, also der Nachgiebigkeit in der plastischen Zone, und von der Stärke des Schwindens des Kokes, was wiederum eine Funktion des Entgasungsverlaufes ist.

Versteht man unter „Treiben“ die Druckentfaltung der Kohle bei der Erwärmung im geschlossenen Raum, so ist das Blähen ein Vorgang, der sich bei freier Ausdehnungsmöglichkeit der Kohle abspielt. Er unterscheidet sich grundsätzlich vom Quellen und Treiben und tritt auch in einem ganz anderen Temperaturbereich auf, nämlich vorzugsweise im Temperaturbereich oberhalb 400°, wo der Quelldruck bereits schon auf Null zurückgegangen ist. Obwohl das Blähen schon unterhalb des Erweichungspunktes beginnt, kommt es in der Hauptsache doch dann zustande, wenn eine starke Gasentbindung mit einem breiten Plastizitätsbereich und einer starken Erweichung zusammentrifft. Bei völlig unbehinderter Ausdehnungsmöglichkeit nach allen Richtungen,

¹ Foxwell, G. E.: The plastic state of coal. Fuel Sci. Bd. 3 (1924) Nr. 4 S. 122ff. — Schroth, W.: Gas- u. Wasserfach Bd. 73 (1930) Sonderheft S. 22/23. — Bunte, K., H. Brückner u. W. Ludewig: Glückauf Bd. 69 (1933) Heft 34 S. 765/770. — Bradetzeanu, C.: Kritische Untersuchungen über die Foxwell-sche Plastizitätskurve für Steinkohlen. Braunkohlenarchiv Heft 54 (1941) S. 39/55.

² Imhof, Hans: a. a. O.

³ Imhof, Hans, u. H. Brückner: Zur Kenntnis des thermischen Verhaltens von Steinkohle. I. Angew. Chem. Bd. 52 (1939) Heft 46 S. 671/676.

z. B. bei schwebenden Teilchen, bilden sich dabei Hohlkugeln (Cenosphären)¹.

Das durch den Erweichungsvorgang bewirkte Backen und das Bindevormögen ist für die Koksbildung von größter Bedeutung. Nach Richter² muß man unterscheiden zwischen der „Backfähigkeit“, der Eigenschaft der Kohle, beim Erhitzen in einen teigigen bildsamen Zustand überzugehen, und dem „Bindevormögen“, der Fähigkeit backender Kohle, bei der Verkokung nicht bindefähige, selber nicht backende Bestandteile (auch artfremde Bestandteile) zu einem festen Kokskuchen zu binden. Bei den meisten Methoden zur Bestimmung der Backfähigkeit wird nicht diese, sondern die Bindefähigkeit festgestellt; allerdings besteht ein enger Zusammenhang zwischen Backfähigkeit und Bindevormögen, zumindest setzt das Bindevormögen die Backfähigkeit voraus, dagegen ist der umgekehrte Fall möglich, daß gute Backfähigkeit, aber geringeres Bindevormögen zusammen auftreten. Zähigkeit und Oberflächenspannung der Kohle im Erweichungszustand spielen dabei eine Rolle. Manche Widersprüche zwischen den Ergebnissen eines Laboratoriumsversuchs und praktischen Großversuchsergebnissen mögen auf diese mangelnde Unterscheidung zwischen Backfähigkeit und Bindevormögen zurückzuführen sein.

Im Nachentgasungsbereich tritt bei der Weitererwärmung durch Verkokung des Bindemittels die Wiederverfestigung ein, begleitet von einem die Risse des Kokes verursachenden Schwinden. Die Dichte, Festigkeit und das Reaktionsvermögen des Kokes hängen von der Höhe des Treibdrucks und der Temperatur sowie von der Schnelligkeit der Erhitzung ab. Nach F. Fischer³ sind die Eigenschaften des Treibens, Backens und Blähens an bestimmte Substanzen gebunden, die man durch Extraktion aus der Kohle trennen kann, womit zugleich die Eigenschaften der Restkohle grundlegend verändert werden. Träger des Backvermögens (nicht des Treibens) ist das „Ölbitumen“, während das Treiben durch das „Festbitumen“ bestimmt wird. Für das Verhalten der Kohle maßgebend ist endlich die Eigenschaft der Restkohle, beim Zusatz der Bitumenanteile zu erweichen. Durch Sauerstoffeinwirkung werden die Eigenschaften des Erweichens und Treibens, in geringerem Maße auch des Blähens, stark geändert, das Backvermögen kann dadurch weitgehend verringert oder gar völlig zerstört werden.

¹ Newall, H. E., u. F. S. Sinnatt: Fuel Sci. Bd. 3 (1924) Nr. 12 S. 424/434.

² Richter, H.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 3 S. 72/74.

³ Fischer, F., u. W. Glud: Ges. Abhandl. zur Kenntnis der Kohle Bd. 1 S. 54/63. Berlin 1917. — Fischer, F., H. Broche u. J. Strauch: Brennst.-Chemie Bd. 5 (1924) Heft 19 S. 299/301 u. Bd. 6 (1925) Heft 3 S. 33/43. — Broche, H., u. Th. Bahr: Brennst.-Chemie Bd. 6 (1925) Heft 22 S. 349/354. — Broche, H., u. H. Schmitz: Brennst.-Chemie Bd. 13 (1932) Heft 5 S. 81/85.

Wenn auch nicht in so hohem Maße wie bei der Verkokung sind die Eigenschaften des Backens und Blähens auch für das Verhalten der Kohle in der Feuerung bei der Verbrennung von Bedeutung. Auch bei der Verbrennung kann man den Vorgang des Erweichens gut beobachten und im plastischen Zustand die Kohle zu Fäden ziehen. Für den Zusammenhalt feinkörniger Kohle oder des Grusgehaltes gröberer Kohle ist diese Backeigenschaft in gewissem Grade erwünscht, dagegen ist ein starkes Erweichen und ein Zusammenlaufen des Einzelkorns zu großen Trauben oder gar zu zusammenhängenden plattenförmigen Stücken gefährlich, weil dadurch die Luftzufuhr durch den Rost gedrosselt und stellenweise ganz unterbunden, die Kühlung des Rostes verhindert und der Ausbrand der Kohle bzw. des Koks unmöglich gemacht wird. Die dadurch bedingten Feuerungsschwierigkeiten werden vielfach zu Unrecht der Verschlackung zur Last gelegt und damit ihre Bekämpfung in falsche Bahnen gelenkt. Kokereibetrieb und Feuerungsbetrieb haben also gerade gegenteilige Wünsche, da man in der Feuerung die Erzeugung eines festen, schön geschmolzenen, aber reaktions-trägen Koks vermeiden und einen möglichst schlechten, bröckeligen, aber sehr reaktionsfähigen Koks anstreben sollte. Gut geschmolzenen Koks erhält man, abgesehen von der Auswahl geeigneter Kokskohle, durch schnelles Erhitzen, einen schlechten Koks dagegen bei langsamer Erwärmung und längerem Halten auf niedrigen Temperaturen sowie durch Voroxydation. Dies beruht auf dem Abschwelen bzw. der chemischen Veränderung des für das Erweichen und Backen wichtigen Ölbitumens während der langen Vorentgasungsperiode. Die Reaktionsfähigkeit des Koks ist um so größer, je weniger die Kohle backt und treibt, je weniger hoch der Koks überhitzt wird und je weniger die Graphitierung fortgeschritten ist. Langsames und mäßiges Erwärmen drängt daher nicht nur die Neigung zum Zusammenlaufen zurück, sondern erhöht auch die Reaktionsfähigkeit des Restkoks.

Bei der Erwärmung nichtbackender Kohlen während des Verbrennungsvorganges tritt vielfach ein Schrumpfen, bei einigen Kohlen auch ein Kornzerfall, ein Zerspringen und Splittern ein. Auch die Expansion im Innern gebundenen Wassers und in geschlossenen Hohlräumen eingeschlossener Gase kann eine gewisse Sprengwirkung ausüben, besonders bei sehr plötzlicher, schneller Erhitzung.

Die laboratoriumsmäßigen Methoden zur Feststellung des Bindevermögens gehen vorzugsweise auf die Verfahren von Campredon¹ und Meurice² zurück und bestehen im wesentlichen darin, daß die fein zermahlene Kohlenprobe mit einem nicht backenden Zusatz (meist Sand, auch Koks und Anthrazit) gemischt und bei einer bestimmten

¹ Campredon, L.: C. R. Acad. Sci., Paris Bd. 121 (1895) S. 820.

² Meurice, A.: Ann. Mines Belg. Bd. 19 (1914) S. 625.

Temperatur (z. B. 850° C) verkocht wird, und daß die nicht eingebundene Sandmenge (Campredon, Damm¹) bestimmt oder der Koks-kuchen einer Druckfestigkeits- (Meurice, Kattwinkel², Hock³) oder Trommelfestigkeitsprüfung (Roga⁴) unterzogen wird. Da eine einheitliche Methode noch nicht besteht, die einzelnen Methoden vielmehr den verschiedenen Verwendungszwecken und den Backfähigkeitsgrenzen verschiedener Kohlenreviere angepaßt sind — so eignen sich die Methoden nach Kattwinkel² und Hock-Forschungsstelle³ besonders für stark backende, die Methoden Meurice-Damm¹ und Roga⁴ für schwach backende Kohlen — ist es um so notwendiger, bei Angaben einer Backfähigkeitszahl die Ermittlungsmethode mit anzugeben. In England wurde ein an Campredon-Meurice anknüpfendes Normprüfverfahren festgelegt⁵.

Für die Ermittlung des Treibvermögens⁶ stehen eine Reihe von Untersuchungsgeräten zur Verfügung, die auf das Gerät von Korten⁷ zur Messung des Blähens zurückgehen, das eine Reihe von Abwandlungen und Verbesserungen erfahren hat, so u. a. durch Damm⁸, Koppers und Jenkner⁹, Baum und Heuser¹⁰ und Asbach¹¹, ferner das Gerät von Gieseler¹², welches die Betriebsverhältnisse des Koks-ofens nachzuahmen versucht und endlich solche Verfahren, die im Großbetrieb im Koksofen selbst durchgeführt werden.

Die Gasausbeute nimmt mit der Temperatur zu, der Heizwert und das spez. Gewicht ab, die Teerausbeute nimmt erst zu, dann wieder ab, gleichzeitig ändert sich durch die eintretende Verkrackung seine Zusammensetzung und sein Charakter (Abb. 19). Bei niedrigen Temperaturen (unterhalb 300°) ist die Gasausbeute zunächst sehr gering, der Hauptgasbestandteil ist Kohlensäure (besonders bei den jüngeren Kohlen)

¹ Damm, P.: Glückauf Bd. 64 (1928) Heft 32/33 S. 1072/1080 u. 1105/1111.

² Kattwinkel, R.: Glückauf Bd. 62 (1926) Heft 30 S. 972/973 — Gas- u. Wasserfach Bd. 69 (1926) Heft 8 S. 145/150 — Brennst.-Chemie Bd. 13 (1932) Heft 6 S. 103/104.

³ Hock, H., u. E. Fritz: Glückauf Bd. 68 (1932) Heft 44 S. 1005/1012.

⁴ Roga, B.: Z. oberschles. berg- u. hüttenmänn. Ver. Bd. 70 (1931) Heft 12 S. 565/574.

⁵ BSI. Nr. 705 (1936); vgl. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 10 S. 301/2.

⁶ Überblick über das Schrifttum s. Gröbner, W.: Feuerungstechn. Bd. 30 (1942) Heft 12 S. 4/8.

⁷ Korten, F.: Glückauf Bd. 56 (1920) Heft 33 S. 652/655 — Stahl u. Eisen Bd. 40 (1920) Heft 33 S. 1105/1108.

⁸ Damm, P.: Glückauf Bd. 64 (1928) Heft 32/33 S. 1073/1080 u. 1105/1111.

⁹ Koppers, H., u. A. Jenkner: Glückauf Bd. 67 (1931) Heft 11 S. 353/362.

¹⁰ Baum, K., u. P. Heuser: Glückauf Bd. 66 (1930) Heft 44/45 S. 1497/1502 u. 1538/1544.

¹¹ Asbach, H. R.: Techn. Mitt. Krupp Forsch.-Ber. Bd. 4 (1941) Heft 8 S. 162/171.

¹² Gieseler, K.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 21/22 S. 309/319 u. 328/332.

und Schwefelwasserstoff neben sehr geringen Mengen Methan. Mit steigender Erwärmung kommt man zu einer Temperatur, bei welcher die

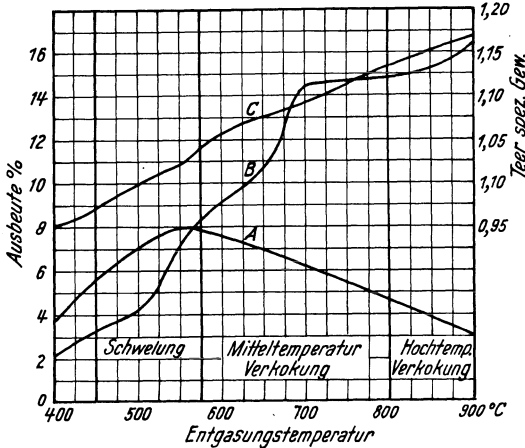


Abb. 19. Teerausbeute (A), Gasausbeute (B) und Wichte des Teeres (C) einer Steinkohle in Abhängigkeit von der Entgasungstemperatur nach Thau.

Teerentwicklung beginnt, also die Zersetzung der Kohlenstoffsubstanz einsetzt und die Gasmenge sprunghaft steigt, wobei hauptsächlich Methan entsteht („Methansprung“)¹. Diese Zersetzungstemperaturen liegen bei Steinkohlen zwischen 330 bis 360 °C. Von da ab steigt die Gasausbeute (in Nm³/t) mit der Temperatur etwa linear an, und zwar rechnet man im praktischen Betrieb bei der Schwelung (500 bis 600 °C) mit 100 bis 150 Nm³/t Steinkohle, bei der Hochtemperaturverkokung (1000 °) mit 390 bis 420 Nm³/t (vgl. auch Abb. 20)²⁻⁴.

Die Gaszusammensetzung hängt sowohl von der Kohlenart als auch von der Entgasungstemperatur ab⁵. Zahlentafel 10 S. 54 und Abb. 21

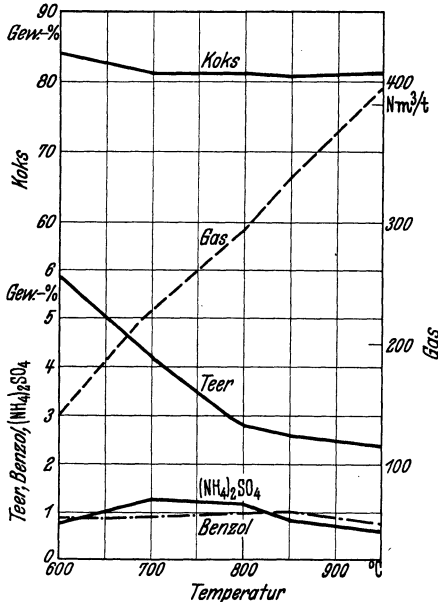


Abb. 20. Ausbeute an Gas, Teer, Koks und Nebenprodukten (Kokskohle) nach Jenkner.

¹ Pott, A., H. Broche, H. Nedelmann, H. Schmitz u. W. Scheer: Glückauf Bd. 69 (1933) Heft 39 S. 903/912.

² Thau, Adolf: Kohlschwelung. Halle a. d. S. 1938 — Spausta, Franz: Treibstoffe für Verbrennungsmotoren. Wien 1939.

³ Karl, Alfred: Über den Verlauf der Entgasung bei der trockenen Destillation von Steinkohlen und den Weg der Gase im Koksofen. Diss. Aachen 1931 — Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. 2. Aufl. Essen 1937.

⁴ Jenkner, A.: Bestimmung des Ausbringens an Gas, Koks und Nebenprodukten im Laboratorium. Glückauf Bd. 68 (1932) Heft 12 S. 274/279.

⁵ Burgess, M. J., u. R. V. Wheeler: The volatile constituents of coal. Fuel Sci. Bd. 4 (1925) Heft 5 S. 208/217.

(nach Messungen des Laboratoriums des Rheinisch-Westf. Kohlen-syndikats¹) zeigen Beispiele für die systematische Veränderung der Gas-zusammensetzung mit der Kohlenart. Neben dem Methan treten aber bei den niedrigeren Temperaturen auch noch Äthan, Propan, Butan usw. auf. Nach Untersuchungen von Namikawa und Kunisue² an japani-schen Kohlen mit Hilfe der Podbielniak-Apparatur ergaben sich bei

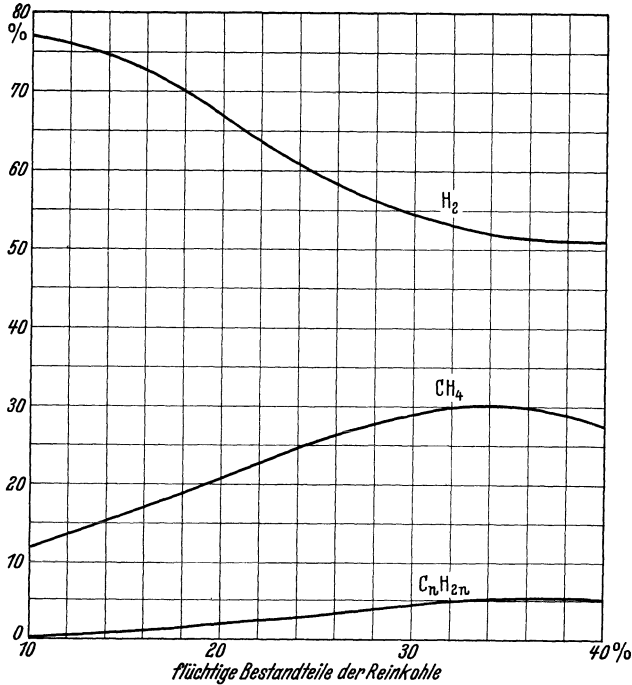


Abb. 21. Gaszusammensetzung der fl. Bestandteile, bezogen auf Reinkohle nach Untersuchungen des Laboratoriums des Rheinisch-Westfälischen Kohlen-Syndikats (Destillationstemperatur 900°).

einer Entgasungstemperatur von 550° C als Mittelwerte für die ver-schiedenen Homologe der Methanreihe (zusammen = 100 % gesetzt):



Der Heizwert des Methans einschließlich seiner Homologe ergibt sich demnach zu $H_0 = 11582 \text{ kcal/Nm}^3$ und $H_u = 10474 \text{ kcal/Nm}^3$ gegenüber 9520 und 8550 kcal/Nm³ des reinen Methans.

Reaktionsfähigkeit.

Obwohl der Ablauf der Reaktion der Verbrennung oder der Ver-gasung von einer großen Zahl teils chemischer, teils physikalischer

¹ Ruhrkohlenhandbuch 3. Aufl. Berlin 1937.

² Namikawa, T., u. H. Kunisue: Studies on the complete gasification of coal. (XII). J. Soc. Chem. Ind. Japan Bd. 40 (1937) Heft 9 S. 312B/313B.

Faktoren abhängt, läßt sich durch Festlegung der apparativen Bedingungen und der Versuchsdurchführung besonders im Gebiet der niedrigeren Temperaturen eine spezifische Reaktionsfähigkeit feststellen. Ihre Messung, ja selbst ihre genaue Definition als reine Stoffeigenschaft ist indessen so schwierig, daß man sich bei der großen Zahl von Vorschlägen noch nicht auf eine Einheitsmethode einigen konnte, die hinreichende Genauigkeit, Zuverlässigkeit und einwandfreie Reproduzierbarkeit besäße. Erhebliche Schwierigkeiten bereitet auch die Übertragung der Ergebnisse solcher Laboratoriumsmethoden auf die großtechnischen Verhältnisse, wie sie in Feuerungen, Gaserzeugern oder Schächtofen vorliegen. Im Prinzip beruhen diese Methoden auf der Verbrennung einer kleineren oder größeren Probemenge bestimmter Korngröße in einem Glasgefäß, einem Porzellanschiffchen, einem kleineren oder größeren Schachtlofen oder in der Reduktion einer bestimmten CO_2 -Menge. Besonders für die Verbrennlichkeit von Koks sind derartige Methoden ausgearbeitet worden¹. Da die Unterschiede um so größer ausfallen müssen, je niedriger die Temperatur ist, andererseits der Zündpunkt die unterste Grenze für die Durchführbarkeit darstellt, hat man auch die Zündpunktsbestimmung zur Beurteilung der Reaktionsfähigkeit herangezogen².

Mit steigenden Temperaturen verschwinden die feststellbaren Unterschiede, da die Reaktionsfähigkeit eine Stoffeigenschaft ist, die wie alle chemischen Einflüsse, bei hohen Temperaturen zurücktritt, da das Reaktionsgeschehen und sein zeitlicher Ablauf dann überwiegend von physikalischen Bedingungen, so vor allem von der zugeführten Luftmenge und der Luftgeschwindigkeit, abhängt (vgl. S. 294 ff). Daraus erklären sich auch die besonderen Schwierigkeiten bei der Schaffung einer geeigneten Einheitsmethode.

Blayden, Noble und Riley haben besonders für die Messung der Reaktionsfähigkeit von Koks die Methode der „kritischen Luftmenge“ (Critical air blast test) entwickelt³. Sie besteht darin, daß eine Schicht feinkörnigen Kokes zum Glühen gebracht wird, worauf man die kri-

¹ Aus der großen Zahl dieser Vorschläge sei als Beispiel auf die folgenden als die bekanntesten hingewiesen: H. Koppers: Stahl u. Eisen Bd. 42 (1922) S. 569, A. Korevaar: Stahl u. Eisen Bd. 43 (1923) S. 431, H. Bähr: Brennst.-Chemie Bd. 5 (1924) S. 385, F. Häuser: Glückauf Bd. 61 (1925) S. 693, C. Speckhardt: Glückauf Bd. 72 (1936) S. 225, ferner auf die zusammenfassende Darstellung von G. Agde u. H. Schmitt: Theorie der Reduktionsfähigkeit von Steinkohlenkoks. (Kohle—Koks—Teer Bd. 16.) Halle a. d. S. 1928.

² Bunte u. Kölmel: Gas- u. Wasserfach Bd. 65 (1922) S. 592. — Vgl. auch R. Heinze, M. Marder u. E. Rammler: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 3 S. 49/54.

³ Blayden, Noble u. Riley: J. Inst. Fuel Bd. 7 (1934) S. 139. — Brewin, W., u. J. K. Thompson: Fuel Sci. Bd. 16 (1937) Nr. 12 S. 361/365. — Askey, P. J., u. S. M. Doble: Fuel Sci. Bd. 16 (1937) Nr. 12 S. 359.

tische Mindestluftmenge bestimmt, die notwendig ist, um die Verbrennung 20 min aufrechtzuerhalten. Die kritische Luftmenge (C.A.B.-Wert) ist bei gut reagierendem Koks niedrig (z. B. bei Schwelkoks $566 \text{ cm}^3/\text{min} = 0,020 \text{ C.A.B.}$ bei 38 mm Durchmesser des Verbrennungsrohres), bei schlechter reagierendem Koks dagegen hoch (Mitteltemperaturkoks $850 \text{ cm}^3/\text{min} = 0,030 \text{ C.A.B.}$, Hochtemperaturkoks 1420 bis $1980 \text{ cm}^3/\text{min} = 0,050\text{--}0,070 \text{ C.A.B.}$).

Zündvorgang und Zündtemperatur.

Die Einleitung des Verbrennungsvorganges bezeichnet man als Zündung. Eine Oxydation des Brennstoffes kann bei allen Temperaturen stattfinden, bei niedrigen Temperaturen dagegen geschieht dies mit so geringer Geschwindigkeit, daß die entwickelte Wärme an die Umgebung abgegeben wird, wodurch keine dauernde Temperaturerhöhung eintritt und der Vorgang wieder zum Stillstand kommt. Hierbei spielt bei den festen Brennstoffen sowohl die Wärmeabgabe nach außen (abhängig vom Temperaturgefälle, der Geschwindigkeit der umgebenden Luft, der Körnung und der Oberflächenbeschaffenheit) eine Rolle, als auch die Wärmeabfuhr von der Oberfläche in das Innere (Wärme- und Temperaturleitfähigkeit des Brennstoffs). Erst oberhalb eines gewissen Temperaturbereichs steigert sich die Reaktionsgeschwindigkeit derart, daß die entwickelte Wärmemenge die abgegebene Wärmemenge übersteigt, die Temperatur der Brennstoffoberfläche also rasch zunimmt und der Vorgang so beschleunigt wird, daß eine intensive Verbrennung eintritt und dauernd aufrechterhalten wird. Diesen Vorgang bezeichnet man als Zündvorgang. Er hängt ab

1. von der Reaktionsgeschwindigkeit also der Reaktionsfähigkeit, einer Stoffeigenschaft des betreffenden Brennstoffs, und
2. von den die Aufheizung hemmenden oder fördernden Faktoren wie die Körnung des Brennstoffs, sein Wassergehalt, die Umgebungstemperatur, das Temperaturgefälle, die Wärmezu- oder -abstrahlung, die Luftgeschwindigkeit usw., also von einer Reihe teils physikalisch stofflicher, teils apparativer Bedingungen.

Diese Zusammenhänge erschweren sowohl die einfache Definition der Zündtemperatur als auch ihre Messung. Das darf indessen nicht dazu führen, die Existenz einer Zündtemperatur als Stoffeigenschaft überhaupt zu leugnen. Ein Blick auf Abb. 22, welche die Messungen der Zündtemperaturen von W. Hack¹ nach der Methode von H. Jentzsch² zeigt, läßt die Unterschiede der einzelnen Kohlenarten deutlich erkennen. Nach Hack sind die Zündtemperaturen vor allem

¹ Hack, W.: Diss. Berlin 1931 — Brennst.-Chemie Bd. 13 (1932) Heft 19 S. 361/364.

² Jentzsch, H.: Z. VDI Bd. 68 (1924) Heft 44 S. 574.

Zahlentafel 12. Zündpunkte fester, flüssiger und gasförmiger Brennstoffe.

Brennstoff	Zündtemperatur °C		Methode und Quelle
	in Luft	in Sauerstoff	
a) Feste Brennstoffe:			
Holz, Weichholz	220		im Sauerstoffstrom ¹
Hartholz	300		2
Torf, lufttrocken	225—280		2
Rohbraunkohle	135—174		3
"	230—240		Feddeler u. Jentzsch ⁸
Böhmische Braunkohle	208—218		Jentzsch ^{4, 5}
Steinkohle			
Gasflammkohle (O.-S.)	214—230		Jentzsch ⁴
Fettkohle (Ruhr)	243—248		" 4
Eßkohle (Ruhr)	260		" 4
Magerkohle (Ruhr)	339		" 4
Anthrazit (Donez)	485		" 4
Holzkohle, Birke	144		im Sauerstoffstrom ⁶
Eiche	185		" " 6
Buche	208		" " 6
Grudekoks	205		" " 1
Steinkohlenschwelkoks	395—420		Feddeler u. Jentzsch ⁸
Petrolkoks	411		im Sauerstoffstrom ⁶
Pechkoks	544—582		7
Hochtemperaturkoks	505—560		5
"	600		Feddeler u. Jentzsch ⁸
Acheson-Graphit	658		im Sauerstoffstrom ⁶
b) Flüssige Brennstoffe:			
			Zündwert
Benzin	330—520		2,9 — 7,5 Jentzsch ⁹
Benzol	520—600		3,67—20,8 " 9
Gasöl	230—242		3,80— 5,05 " 9
Heizöl	212		7,10 " 9
Braunkohlenteeröl	260		13 · 0 " 9
Steinkohlenteeröl	315		1,43 " 9
c) Gase:			
	in Luft	in Sauerstoff	
Kohlenoxyd (CO)	590	610	10
Wasserstoff (H ₂)	450	530	10
Methan (CH ₄)	645	645	10
Äthan (C ₂ H ₆)	500	530	10
Äthylen (C ₂ H ₄)	485	540	10
Propan (C ₃ H ₈)	490	510	10
Butan (C ₄ H ₁₀)	460	490	10
Acetylen (C ₂ H ₂)	—	335	10
Leuchtgas	450	560	10

¹ Erdmann: Brennst.-Chemie Bd. 3 (1922) Heft 19 S. 295.² Marcard: Stoffhütte. 2. Aufl.³ Steinbrecher: Braunkohle Bd. 27 (1928) Heft 6 S. 101/108.⁴ Hack, W.: Diss. Berlin 1931.⁵ Lange, Th.: Z. oberschles. berg- u. hüttenm. Ver. Bd. 67 (1928) Heft 11 u. 12 S. 630/637 u. 688/700.⁶ Swietoslawski, Roga u. Chorazy: Fuel Sci. Bd. 9 (1930) Nr. 2 S. 93/96.

von der absoluten Menge des Brennbaren in den flüchtigen Bestandteilen des Brennstoffs abhängig, sie liegen hoch bei mageren Brennstoffen und bei Kokslen und niedrig bei den gasreichen Kohlenarten. Bei dem verwickelten chemischen Aufbau unserer Brennstoffe ist es natürlich nicht verwunderlich, daß die Ergebnisse etwas streuen, vor allem spielt auch der Urteergehalt eine Rolle, und Brennstoffe mit besonders niedrigem Urteergehalt fallen in dieser Darstellung etwas aus dem gesetzmäßigen Verlauf heraus in das Gebiet höherer Zündtemperaturen. Einen anderen Beweis für die stoffliche Natur der Zünd-

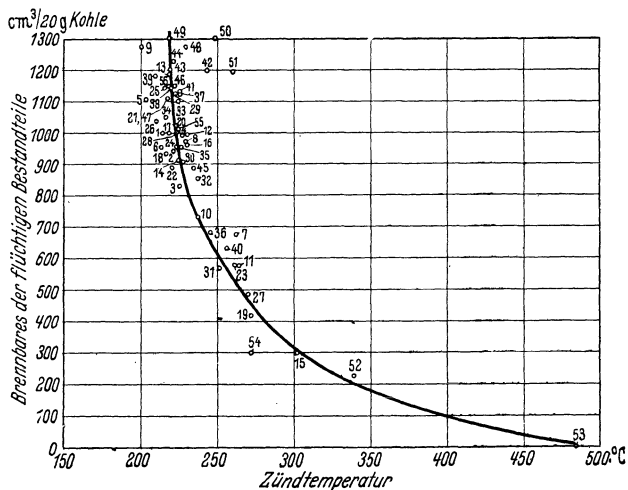


Abb. 22. Zusammenhang zwischen dem Brennbares der fl. Best. und der Zündtemperatur (Jentsch) nach W. Hack.

temperaturen liefern die verschiedenen Koksarten. Sie sind in starkem Maße von der Herstellungstemperatur abhängig. Neben dem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen wirkt sich hier auch der Graphitierungsgrad aus. Für Buchenholzkohle fanden Swietoslowski, Roga und Chorzcy¹

bei einer Verkohlungstemperatur von 400°	$t_z = 138°$
„ „ „ „ 600°	262°
„ „ „ „ 800°	376°

In Zahlentafel 12 sind die Zündtemperaturen einiger fester Brennstoffe, zum Vergleich auch diejenigen einiger flüssiger und gasförmiger, mit Angabe der Untersuchungsmethode bzw. der Quelle zusammen-

¹ Fuel Sci. Bd. 9 (1930) Nr. 2 S. 93/96.

Fußnoten zu Seite 82.

⁷ Greger, H. H.: Brennst.-Chemie Bd. 9 (1928) Heft 14 S. 232/234.

⁸ Winter, H., u. H. Mönning: Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 15 S. 335/336.

⁹ Jentsch: Z. VDI Bd. 68 (1924) Heft 44 S. 574 u. Bd. 69 (1925) Heft 43 S. 1353.

¹⁰ Landolt-Börnstein: Phys.-Chem. Tabellen. 3. Erg.-Bd. Berlin 1936 — s. auch Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. 2. Aufl. Essen 1937.

gestellt, die allerdings nur als Anhaltszahlen zu werten sind. Die Absolutwerte sind in diesem Fall noch keine „wahren“ Stoffwerte, und die Ergebnisse verschiedener Methoden sind daher auch nicht unmittelbar vergleichbar. Zweckmäßiger würde man als Zündtemperatur diejenige Oberflächentemperatur des Brennstoffs bezeichnen, bei welcher die Verbrennungsreaktion mit solcher Geschwindigkeit verläuft, daß eine ununterbrochene Verbrennung des Brennstoffs eintritt. Zur Ausschaltung der physikalischen Reaktionsbedingungen müßten die Messungen auf die Korngröße Null bzw. die Relativgeschwindigkeit unendlich extrapoliert werden. Bei der praktischen Anwendung eines so definierten und gewonnenen Zündpunktes wären dann allerdings bei Betrachtung des wirklichen Zündvorganges und bei Ermittlung der Zündzeit die physikalischen Reaktionsbedingungen des untersuchten Vorganges entsprechend zu berücksichtigen. Die Zündzeit ist diejenige Zeit, die notwendig ist, um bei den gegebenen Umweltbedingungen die Brennstoffoberfläche auf die Zündtemperatur zu bringen. Sie hängt neben der Zündtemperatur vor allem von der Temperatur und der Geschwindigkeit der umgebenden Luft, dem Temperaturgefälle, der Korngröße und anderen den Wärmeaustausch bestimmenden Faktoren ab.

Bei den flüssigen Brennstoffen findet man einen ziemlich weiten Bereich von Zündtemperaturen, abhängig von der zugeführten Sauerstoffmenge. Aus diesem Grunde hat Jentzsch als „Zündwert“ das Verhältnis der Zündtemperatur zur Sauerstoffmenge (Zahl der zugeführten Sauerstoffblasen) vorgeschlagen. Der „untere Zündwert“ ist das Verhältnis der niedrigsten Zündtemperatur bei der geringsten, noch zur Zündung ausreichenden Sauerstoffmenge. Der Zündpunkt allein reicht also zur Kennzeichnung keineswegs aus.

Oxydation bei niedrigen Temperaturen. Lagerung. Alterung.

Die auch unterhalb der Zündtemperatur stattfindende langsame Oxydation ist von praktischer Bedeutung, so z. B. bei der Lagerung der Brennstoffe und bei der sog. künstlichen „Alterung“. Die Oxydation ist um so stärker, je mehr ungesättigte Bindungen vorhanden sind. Während schon eine rein physikalische Absorption von Sauerstoff an der Oberfläche möglich ist, findet bei starker Aufspaltung der Makromoleküle (z. B. bei Feinmahlung bis auf μ -Feinheit) eine Sorption und chemische Bindung von Sauerstoff unter Bildung von CO_2 , CO und H_2O statt. Wahrscheinlich bilden sich dabei Kohlenstoffperoxyde C_xO_y , die dann bei weiterer, wenn auch geringer Erwärmung in CO_2 und CO zerfallen. In Gegenwart von Wasser tritt eine Abspaltung von Carbonensäuren ein (z. B. Oxalsäure $\text{C}_2\text{H}_2\text{O}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$)¹.

¹ Brückner, H.: Zur Kenntnis des thermischen Verhaltens von Steinkohle. I. Das Verhalten der Kohlen beim Erhitzen bis zum Erweichungsbeginn. *Angew. Chem.* Bd. 52 (1939) Heft 46 S. 671/676.

Die Sauerstoffaufnahme ist um so größer, je feinkörniger die Kohle und je höher die Temperatur ist. Die Sauerstoffaufnahme fällt in der Reihe Glanzkohle (z. B. 4,2 cm³/g in 60 Tagen), Mattkohle (3 cm³/g), Faserkohle (0,85 cm³/g) stark ab. Bei gewöhnlicher Temperatur beobachteten K. Bunte und H. Brückner bei feingepulverter Kohle (*D* 4900 Maschensieb) in 60 Tagen Sauerstoffaufnahmen von 1 bis 6 cm³/g.

Praktisch äußert sich diese Sauerstoffaufnahme oder Verwitterung in einer wenn auch meist geringfügigen Heizwertabnahme, in einer Verminderung des Gasgehaltes und der Gasausbeute und in einer Verringerung des Treibens und der Backfähigkeit. Bei höheren Temperaturen treten diese Erscheinungen natürlich in stärkerem Maße auf.

Daraus ergeben sich für die Lagerung auf längere Zeit folgende Grundsätze:

a) Die Luftzufuhr und die Luftzirkulation im Kohlenhaufen ist weitgehend zu unterbinden.

b) Die Temperatur darf 50—60° nicht übersteigen.

c) Grusnester, Entmischung und Zusammenschütten von Kohlen verschiedener Körnung sind zu vermeiden.

Diese Grundsätze führen zu folgenden Grundregeln für die Lagerung fester Brennstoffe:

1. Die Grundfläche des Lagerplatzes soll eben, sauber und trocken sein (am besten betoniert).

2. Die Lagerung soll nach Korngrößen getrennt vorgenommen werden und möglichst dicht sein. Größere Ladungen werden nicht zu kegelförmigen Haufen übereinandergeschüttet (starke Entmischung!), sondern planiert und evtl. festgewalzt, ehe eine zweite Schicht aufgelegt wird. Bei den Verladeeinrichtungen ist die freie Fallhöhe möglichst zu beschränken.

3. Der Kohlenhaufen wird gegebenenfalls abgedichtet, bei Briketts z. B. mindestens außen von Hand gestapelt, um eine gute Abdichtung zu erzielen.

4. Betonzwischenwände sind — besonders bei Nebeneinanderlagerung verschiedener Kohlsorten — zweckmäßig, solche aus Holz nicht zulässig.

5. Die Höhe der Stapel wird wegen der Gefahr einer zu starken Zermalmung der Kohle (Grusbildung!) auf etwa 4 bis 6 m beschränkt. Die Grundfläche ist so zu bemessen, daß eine sichere Überwachung möglich ist. Die Zwischenräume müssen genügend breit sein; für die Brandbekämpfung ist eine ausreichende Anzahl von Hydranten notwendig.

6. Die Temperaturen sind laufend (täglich) zu überwachen, bei Temperaturen über 60° empfiehlt sich eine Umschauflung des betreffenden Haufens. Auf Aschenester, Rauchbildung und auffälligen Geruch

ist zu achten. Selbstverständlich ist Wärmezufuhr durch fremde Wärmequellen unbedingt zu vermeiden, so achte man auf genügende Entfernung von Dampfleitungen, Füchsen, Wänden geheizter Gebäude u. ähnl. Die Ablagerung von manchmal noch glühenden Feuerungsrückständen, Flugasche und anderen Abfallstoffen in der Nähe des Kohlenlagers ist unzulässig.

Schutz vor Sonneneinstrahlung und Witterungseinflüssen ist mit Rücksicht auf die Kosten nicht immer möglich, Lagerung unter Dach ist aber bei leicht zündenden Brennstoffen (Braunkohlenbriketts, Schwelkoks) zu empfehlen. Seltener angewandt ist die Lagerung unter Wasser. Sehr leicht zündende Brennstoffe wie manche weichen Schwelkoksorten müssen in Bunkern gelagert werden, am besten unter Gasschutz eines inerten Gases (Rauchgas). Für die Lagerung in Bunkern sind die gleichen Grundsätze zu beachten. Die Bunkerkonstruktion soll tote Ecken vermeiden und eine vollständige Entleerung gestatten. Man achte vor allem auch auf die Entfernung der letzten Grusnester bei der Entleerung, da diese zu Bunkerbränden Anlaß geben können.

Von der langsamen Oxydation bei niedrigen Temperaturen wird technisch in solchen Fällen Gebrauch gemacht, wo die hohe Backfähigkeit mancher Steinkohlenarten stört oder wo bei stark bitumenhaltigen Gaskohlen mit zu hohem Blähgrad ein zu lockerer, schaumiger Koks entsteht. Das Verfahren wird als künstliche Alterung bezeichnet¹. Man verwendet vorzugsweise Temperaturen unter 150° bei etwa 8% Sauerstoffgehalt des Spülgases.

Physikalische Eigenschaften der Kohlen.

Von den physikalischen Kohleneigenschaften sind als die wichtigsten zunächst die Körnung, die Schüttungskenngrößen und das Schüttgewicht zu nennen, die für die Feuerungstechnik eine große Rolle spielen, ferner das spez. Gewicht (Rohwichte) und die kalorischen Eigenschaften wie spez. Wärme, die Wärmeleitfähigkeit und die Temperaturleitfähigkeit, endlich die Festigkeitseigenschaften wie Härte, Zerreiblichkeit, die Trommel- und Sturzfestigkeit und die Mahlbarkeit.

Körnung. Gegenüber den bisherigen, für alle Kohlenreviere verschiedenartigen handelsüblichen Körnungen und Bezeichnungen wird jetzt eine Vereinheitlichung der Körnungen angestrebt mit den in Zahlentafel 13 angegebenen Korngrenzen.

Die Kornklasse gibt nur einen Anhalt über die Korngrößen in einem Sortiment, es kann praktisch sowohl Überkorn (seltener) als auch

¹ Jäppelt, A., u. A. Steinmann: Verminderung der Backfähigkeit stückiger Steinkohlen für die Spülgasschmelzung. Öl u. Kohle Bd. 13 (1937) Heft 42 S. 1027/1030 — Verfahren und Ziele der Spülgasbehandlung stückiger Steinkohle. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 6 S. 169/172.

Zahlentafel 13. Körnung von Kohle und von Koks.

Bezeichnung	Korngrößen in mm	Bezeichnung	Korngrößen in mm
a) Kohle		b) Koks	
Förderkohlen ¹ . . .	in verschied. Sorten mit 25, 35 und 50 % Grobgehalt	Hochofenkoks . . .	über 80
Stückkohlen	über 80	Gießereikoks . . .	
Nuß I	50—80	Brechkoks I	60—80
Nuß II	30—50	Brechkoks II	40—60
Nuß III	18—30	Brechkoks III	20—40
Nuß VI	10—18	Brechkoks IV	10—20
Nuß V	6—10	Koksgrus	0—10
Feinkohlen	0—mindestens 6		
	0—höchstens 10		
Staubkohlen	0—0,5		

c) Abmessungen von Braunkohlenbriketts

Hausbrandbriketts (Salonformat)	183 · 60 · 40 mm	Gewicht 500 g
Industriebriketts (Rundformat)	60 · 40 mm	Gewicht 170 g

Unterkorn vorhanden sein bzw. sich beim Umschlag und beim Transport durch Abrieb und Kornzertrümmerung bilden. Ein genaueres Bild über die Kornverteilung vermittelt die Siebanalyse und die daraus abgeleitete Körnungskennlinie, eine graphische Darstellung, welche angibt, welcher Gesamttrückstand oberhalb einer bestimmten lichten Maschenweite bzw. Lochdurchmessers des Siebes oder welcher Gesamtdurchgang (in Proz. des Siebgutes) unterhalb der betreffenden Maschenweite bzw. des Lochdurchmessers (der Korngröße) liegt.

Zur Untersuchung von Kohlenstaub, Flugasche und anderen feinkörnigen Stoffen² dient die Siebanalyse mit Normprüfsieben, die Sichtanalyse im Windsichter und die Sedimentationsanalyse. Der Unterschied in den Ergebnissen dieser Methoden liegt in der Natur dieser Meßverfahren begründet, während beim Sieb die Korngröße und in gewissem Umfang die Korngestalt maßgebend ist, kommt bei den beiden anderen Methoden die Fallgeschwindigkeit, also auch das spez. Gewicht der Teilchen, zur Auswirkung. Die Siebung kommt nur für die gröberen Fraktionen in Frage (höchstens bis zu Teilchengrößen von 0,06 mm = 60 μ), zur Untersuchung der darunter liegenden Kornfeinheiten muß man zur Windsichtung oder Sedimentation greifen, wobei der Anschluß der Meßwerte infolge des Einflusses des spez. Gewichtes meist schlecht ist³. Auch zwischen Windsichtung und Sedimentation ergeben sich

¹ Entgegen dem Sprachgebrauch sind es also nicht immer Kohlen in dem Körnungsanfall, wie sie gefördert werden.

² Andreasen, Alfred H. M.: Die Feinheit fester Stoffe und ihre technologische Bedeutung. VDI-Forsch.-Heft 399. Berlin 1939.

³ Vgl. H. Herwig: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 6 S. 121/126, besonders Abb. 5—16.

Unterschiede, wenn die eine an die andere angeschlossen wird, was darauf zurückzuführen ist, daß die Rohwichten in verschiedenen Korngrößenbereichen voneinander abweichen¹. Durch Umrechnung des Korndurchmessers auf gleiches Volumgewicht erhält man gut anschließende Werte. In allen Fällen, wo es auf die Staubbewegung ankommt (Kohlenstaubfeuerung, Staubabscheider), ist die Kennzeichnung des Staubes durch seine Fallgeschwindigkeit zweckmäßiger und einwandfreier als die Korndurchmesserangabe².

Zur Darstellung des Untersuchungsergebnisses der Siebanalyse trägt man entweder den Gesamtdurchgang (D) über der betreffenden Sieb-

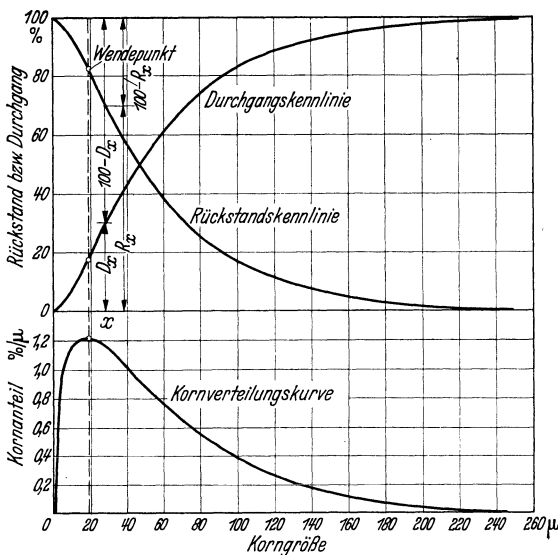


Abb. 23. Durchgangs- und Rückstandskennlinie und Kornverteilungskurve eines Kohlenstaubes.

öffnung (Korngröße) als Abszisse auf und erhält die „Durchgangskennlinie“ oder man trägt den Gesamtückstand (R) auf und ermittelt auf diese Weise die „Rückstandskennlinie“ (s. Abb. 23). Durchgang und Rückstand müssen sich zu 100% des aufgegebenen Siebgutes ergänzen, beide Kurven schneiden sich bei 50% und sind Spiegelbilder. Durch Differentiation der Durchgangskennlinie erhält man die „Kornverteilungskurve“ (Abb. 23, unteres Bild),

sie ist durch die Notwendigkeit einer graphischen Differentiation schwieriger zu ermitteln, aber bedeutend anschaulicher. Sie gibt den Gewichtsanteil der einzelnen Korngrößen in Proz. an³. Die analytische Behandlung der Kornverteilungskurve führt nach Rosin, Rammler und

¹ Widell, Th.: IVA 1939 Nr. 4 S. 163/170.

² Richtlinien für die Bestimmung der Zusammensetzung von Stauben nach Korngröße und Fallgeschwindigkeit. Hrsg. vom Fachausschuß für Staubtechnik im VDI. Berlin 1936.

³ Weitere Darstellungsmöglichkeiten vgl. H. zur Strassen u. W. Strätling: Oberflächenbestimmung pulverförmiger Stoffe aus Kornanalysen. Tonind.-Ztg. Bd. 64 (1940) Heft 27, 29 u. 30 S. 181/184, 199/200 u. 207/208. — Bezüglich Methoden geradliniger Darstellung siehe J. B. Austin: Methods of representing distribution of particle size. Industr. Engng. Chem. Analyt. Bd. 11 (1939) Nr. 6 S. 334/339.

Sperling¹ zu dem Ausdruck

$$f(x) = 100 n b x^{n-1} e^{-b x^n}. \quad (146)$$

Der Siebrückstand R ist danach

$$R = 100 e^{-b x^n}. \quad (147)$$

x ist die Kantenlänge des volumgleichen Würfels (= lichte Maschenweite) in μ , n und b sind Beiwerte, die je nach Mahlfeinheit und Mühlenbauart verschieden sind und die aus den Körnungskennlinien durch Auftragung der Funktion

$$\text{lolog } \frac{100}{R} = f(\log x) \quad (148)$$

ermittelt werden können. Diese Beziehungen gestatten die Oberflächenentwicklung der Stäube rechnerisch zu erfassen².

Schüttungskenngrößen. Bei den auf Rosten verfeuerten grobkörnigen Schüttungen von Nuß- und Feinkohlen und mehr noch bei den in Schachtföfen in hoher Schicht vergasten oder verbrannten Kohlen- und Kokssorten spielen die physikalischen und besonders die strömungstechnischen Voraussetzungen eine ausschlaggebende Rolle. Da die Leistung direkt proportional der zugeführten Luftmenge ist — wobei das Vorhandensein oder die Zuführung einer entsprechenden Brennstoffmenge selbstverständliche Voraussetzung ist —, hängt sie in erster Linie vom Widerstand der Brennstoffschicht bzw. dem zu seiner Überwindung zur Verfügung stehenden Luftdruck ab. Begrenzende Faktoren sind bei den Feuerungen das Abreißen der Zündung, was durch entsprechend hohe Luftvorwärmung grundsätzlich verhindert werden kann, die Steigerung der Bildung brennbarer Gase, was durch entsprechende Zweitluftzuführung wettzumachen ist, und vor allem die Unstabilität der Schüttung bei wachsender Luftgeschwindigkeit. Diese Unstabilität wird sich um so früher bemerkbar machen, je feiner das Korn, je größer der Anteil an Feinkorn und je geringer das Backvermögen des betreffenden Brennstoffes ist. Bei Gaserzeugern sind es angesichts der Höhe der Schicht vor allem bauliche Beschränkungen, wie die Höhe der Wassertasse (bei Wasserabschluß), die den zulässigen Luftdruck und damit die Leistung bestimmt, ferner begrenzt die Tem-

¹ Rosin, Rammler u. Sperling: Korngrößenprobleme des Kohlenstaubes und ihre Bedeutung für die Vermahlung. Bericht C 52 des Reichskohlenrats. Berlin 1933. — Rammler, E.: Gesetzmäßigkeiten in der Kornverteilung zerkleinerter Stoffe. Z. VDI, Beiheft Verfahrenstechn. Folge 1937 Heft 5, S. 161/168.

² Andere Bestimmungsmethoden der spez. Oberfläche (Durchlässigkeitsmessung) vgl. P. C. Carman: The determination of the specific surface of powders. J. Soc. chem. Ind. Bd. 57 (1938) Nr. 7 S. 225/234; Bd. 58 (1939) Nr. 1 S. 1/7. — Über die Grenze der Bestimmbarkeit von Stauboberflächen vgl. E. Rammler: Zur Ermittlung der spezifischen Oberfläche des Mahlgutes. Z. VDI, Beiheft Verfahrenstechn. (Folge 1940) Heft 5 S. 150/160.

peratur und die damit zusammenhängende Verschlackungsgefahr den Wirkungsgrad besonders der Wasserdampfzersetzung.

Daraus geht hervor, welche große Bedeutung den Schüttungskenngrößen in der Feuerungstechnik zukommt. Die Schüttung wird gekennzeichnet¹ durch die Korngrößen, den Siebsprung, d. i. das Verhältnis des kleinsten zum größten Korndurchmesser, die Kornverteilung, die Kornform und die Oberflächenbeschaffenheit des Kornes, das Lückenvolumen, das Schüttgewicht u. a. m. Die wichtigste Charakterisierung erfährt aber die Schüttung durch ihren Strömungswiderstand. Während aber die bisherigen Arbeiten auf diesem Gebiet nur empirisch gefundene und in empirische Gleichungen von begrenzter Gültigkeit gekleidete Ergebnisse brachten, hat R. Fehling² erstmals den Widerstand ruhender Schüttungen analytisch behandelt. Danach ist für Kohle (sowie die meisten anderen unregelmäßigen Schüttgüter)

$$\Delta p = \psi_K \frac{v^2}{2g} \frac{h}{d_m} \left(\frac{V_{\max}}{V} \right)^4 \quad \text{kg/m}^2 \quad (= \text{mm WS}) \quad (149)$$

und angenähert

$$\Delta p = \psi_K \frac{v^2}{2g} \frac{h}{d_m} \frac{m}{V^4} \quad \text{kg/m}^2, \quad (150)$$

darin bedeutet ψ_K einen Beiwert (Widerstandsbeiwert des Einzelkorns, abhängig von der Reynoldsschen Zahl), m eine Konstante des Schüttstoffes, v die Gasgeschwindigkeit in m/s, h die Schütthöhe in m, d_m den mittleren Korndurchmesser, V das Lückenvolumen und V_{\max} das Lückenvolumen der Lockerschüttung in m^3/m^3 . Der mittlere Korndurchmesser ist dabei durch Auszählung und Auswägung der Einzelkorngewichte statistisch zu ermitteln. Das Lückenvolumen strebt bei Lockerschüttung einem konstanten Wert zu, das ist z. B. bei Kohle von 1,5 bis 2 mm Korndurchmesser $V = 0,48 - 0,49$. Zur Untersuchung des Gasweges in Schüttungen haben Bennett und Brown³ eine neue Modelltechnik entwickelt (Stärkeüberzug der Einzelkörner, Beschickung mit Joddämpfen, Beobachtung der Verfärbung).

Das Schüttgewicht und der Böschungswinkel geschütteter Kohlen sind der Zahlentafel 14 zu entnehmen.

Es fällt auf, daß die angegebenen Schüttgewichte in sehr weiten Grenzen schwanken; in Fällen, wo das Schüttgewicht eine große Rolle

¹ Rosin, P., u. H.-G. Kayser: Feuerungstechnische Kenngrößen der Kohlen und ihre Bestimmung. I. Schüttungskenngrößen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1932) Heft 7 S. 179/186. Bericht D 48 des Reichskohlenrats. Berlin 1932.

² Fehling, R.: Der Strömungswiderstand ruhender Schüttungen. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 2 S. 33/44 — Bericht des Reichskohlenrats. Berlin 1939. Dort weiteres Schrifttum über die wichtigsten älteren Arbeiten.

³ Bennett, J. G., u. R. L. Brown: Gas flow in fuel beds. A new model technique for the study of aerodynamic processes. J. Inst. Fuel Bd. 13 (1940) Heft 73 S. 232/246 — Ref. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 9 S. 213/214.

Zahlentafel 14. Schüttgewichte und Böschungswinkel von Brennstoffen.

Schüttgut	Schüttgewicht kg/m ³	Böschungswinkel Grad
Holz in Scheiten		
Buche	400	—
Eiche	420	—
Nadelhölzer	320—340	—
Holzkohle	190	—
Torf, lufttrocken	325—410	—
feucht	550—650	—
Braunkohle	700—800	35—50
Körnung 5—0 mm (0% H ₂ O) ¹	600	—
Körnung 5—0 mm (50% H ₂ O)	650	—
Körnung 5—3 mm (24% H ₂ O)	500	—
Körnung 5—3 mm (50% H ₂ O)	570	—
Steinkohle		
Ruhr	800—860	} 21—25 bei 80/50 mm 22—27 „ 50/30 „ 30 „ 30/20 „ 32—33 „ 20/12 „ 40—50 Feinkohle 50—60 Staub
Saar	720—800	
Oberschlesien	760—800	
Niederschlesien	820—870	
Sachsen	770—800	
Braunkohlenbrikett		
Salonformat und Halbsteine ge- schüttet	720	—
Semmelformat	820	—
Salonformat (gesetzt)	1030	—
Schwelkoks	470—710	—
Gaskoks	450	—
Zechenkoks	500	45
Koksgrus	1000	—

spielt, ist eine besondere Bestimmung notwendig (z. B. bei Volum-Mengenmessern wie der Lea-Kohlenmesser, der die Schütthöhe und den Vorschub eines Transportbandes registriert). Das Schüttgewicht ist abhängig von der Körnung, vom Wassergehalt und von der Verdichtung der Schüttung (Fallhöhe bei der Aufschüttung, Einrüttlung, Einstampfung z. B. in Koksöfen). Das Schüttgewicht von Steinkohlen fällt mit steigendem Wassergehalt zunächst ab und erreicht bei 6—8% (bei größeren Feinheiten bei 8—10%) Wassergehalt einen Mindestwert, um mit weiter steigendem Wassergehalt wieder langsam zuzunehmen². C. Koepfel³ führt dieses Verhalten darauf zurück, daß die Oberflächenspannung des Adhäsionswassers das Eindringen kleinerer Korn-

¹ Dietzel, W., u. E. Dell: Braunkohle Bd. 40 (1941) Heft 25 S. 317/322.
² Baum, K.: Glückauf Bd. 66 (1930) Heft 6 S. 178 — Koppers Mitt. 1930 Heft 1 S. 11 — Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. 2. Aufl. S. 239. Essen 1937.
³ Koepfel, C.: Die Packungsdichte als Kenngröße der Feinkohle. Mitt. Forsch.-Anst. GHH-Konzern Bd. 5 (1937) Heft 3 S. 53/70.

anteile in das noch freie Lückenvolumen verhindert; in gleicher Richtung wirke die dem Auftrieb entsprechende Kraft, beide zusammen überwinden das Eigengewicht solcher kleiner Teilchen.

Den Einfluß der Körnung auf das Schüttgewicht zeigt folgendes Beispiel¹ eines Koksens (Zahlentafel 15).

Zahlentafel 15. Einfluß der Körnung auf das Schüttgewicht von Koks.

Körnung	Schüttgewicht kg/m ³	Körnung	Schüttgewicht kg/m ³
Siebkoks		Breckkoks	
0—10	500	0—10	500
10—20	450	10—30	440
20—40	420	30—50	410
40—60	400	50—80	385
60—80	375		

Auch die Kornverteilung spielt eine große Rolle, so erreichen sowohl feinkörnige Sorten als auch grobkörnige mit sehr viel Unterkorn (Grus) besonders bei Einrüttlung sehr große Lagerdichte und hohe Schüttgewichte. Die Verdichtung macht sich bei großer Schütthöhe und beim Einfallen aus großer Höhe bemerkbar, dabei bewirken verschiedene mechanische Faktoren (wie z. B. der Rückprall), daß das Maximum des Schüttgewichtes nicht am Boden, sondern etwas darüber festgestellt werden kann². Daraus geht hervor, daß die einwandfreie Feststellung des Schüttgewichtes eines Stoffes und die richtige Kennzeichnung einer Schüttung eine keineswegs einfache Aufgabe ist, worauf R. Fehling³ nachdrücklich hinweist.

Der Zusammenhang zwischen Schüttgewicht und Lückenvolumen ergibt sich aus folgender Betrachtung. Stellt man sich einen Würfel von 1 m Kantenlänge aus einem homogenen Körper mit der Rohwichte γ vor, so wiegt dieser Würfel γ kg. Schüttet man in den gleichen Raum ein Haufwerk, bestehend aus Körnungen kleinen Durchmessers des gleichen Stoffes, so wiegt diese Schüttung γ_s kg (Schüttgewicht kg/m³). Das Festvolumen V_F dieser Schüttung erhält man dann zu

$$V_F = \frac{\gamma_s}{\gamma} \quad (151)$$

und das Lückenvolumen (den Hohlraum) zu

$$V_H = 1 - V_F = \frac{\gamma - \gamma_s}{\gamma}, \quad (152)$$

¹ Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. S. 254.

² Hock, H., u. M. Paschke: Einfluß der Höhe der Koksofenkammern und des Wassergehaltes auf das Schüttgewicht in der Kammer und auf die Beschaffenheit des Koksens. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 3 (1929) Heft 2 S. 99/102.

³ Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 2 S. 33/44.

da

$$V_F + V_H = 1 \tag{153}$$

sein muß. Rüttelt man die Schüttung so lange, bis keine Änderung des Volumens mehr eintritt, also die praktisch größtmögliche Packungsdichte erreicht ist, so erhält man das Rüttelgewicht γ_R und wiederum das Festvolumen zu

$$V_F = \gamma_R/\gamma. \tag{154}$$

Einige Ergebnisse über das Fest- und Lückenvolumen von feinkörnigem Material (Gleichkorn) zeigt Zahlentafel 16 nach C. Koepfel¹.

Zahlentafel 16. Spez. Gewicht, Rüttelgewicht, Fest- und Lückenvolumen körniger Stoffe.

Schüttgut (eingerüttelt)	Korn- durchmesser mm	Spez. Gew. kg/m ³	Rüttelgew. kg/m ³	V _H Proz.	V _F Proz.
Bleischrot	0,95	11397	6949	39,0	61,0
Kokskohle	9,48	1313	763	41,8	58,2
„	1,39	1304	720	44,7	55,3
„	0,139	1346	720	46,5	53,5
Glaskugeln	8,5	2708	1530	43,5	56,5
Sand	9,48	2737	1639	40,1	59,9
„	1,39	2637	1618	38,7	61,3
„	0,139	2643	1519	42,5	57,5
Anthrazit	9,48	1415	786	44,4	55,6
„	1,39	1445	769	46,8	53,2

Das Lückenvolumen verschiedener Stoffe ist danach nicht sehr verschieden, bei gleichem Stoff ist es um so größer, je kleiner die Korngröße ist. Bei Vielkornmischungen, d. h. Schüttungen aus einer großen Anzahl verschiedener Korndurchmesser, läßt sich theoretisch diejenige Kornverteilung angeben, bei welcher eine möglichst günstige Packungsdichte erzielt wird (Fullerkurve)².

Spezifisches Gewicht. Das spez. Gewicht (die Rohwichte)³ verschiedener Brennstoffe geht aus Zahlentafel 17 hervor. Bei nichthomogenen Körpern, zu denen die Brennstoffe zu rechnen sind, versteht man unter der Rohwichte das Raumgewicht (kg/m³) einschließlich des Porenvolumens, früher auch „scheinbares spez. Gewicht“ genannt, und unter Reinwichte das Raumgewicht ohne das Porenvolumen, früher auch „wirklich spez. Gewicht“ genannt. Der Unterschied ist besonders bei großporigen Brennstoffen, die bei der thermischen Behandlung einen Blähvorgang durchgemacht haben, wie z. B. bei den Koksen, beachtlich.

¹ C. Koepfel (a. a. O.) bezeichnet den Ausdruck $1/V_F$ als „scheinbares Volumen (V_s)“ und benutzt ihn als Maßstab für die Packungsdichte.

² C. Koepfel (a. a. O.), dort weitere Schrifttumsangaben.

³ Über die Begriffe Dichte und Wichte vgl. das Normblatt DIN 1306.

Zahlentafel 17. Das Raumgewicht fester Brennstoffe¹.

Brennstoff	Rohwichte kg/m ³	Reinwichte kg/m ³
Rohbraunkohle		
Rheinland 64,9% H ₂ O	1133	—
Ost- und Mitteldeutschland 56,3% H ₂ O	1176	—
	50,2% H ₂ O	—
Braunkohle, getrocknet . . . 14,0% H ₂ O	1380—1430	—
Braunkohlenbrikett	1500	—
Steinkohlen		
Gasflammkohle	1250—1300	—
Fettkohle	1270—1300	—
Magerkohle	1280—1350	—
Anthrazit	1350—1500	—
Graphit	2250	—
Holzkohle		
von Birke	400—410	1460—1520
,, Fichte	270—280	1400—1510
,, Tanne	215	1380—1490
,, Kiefer	260—280	—
Schwelkoks	680	—
Gaskoks	930	—
Zechenkoks		
Ruhr	690—960	1870—2020
	(i. M. 880)	(i. M. 1940)
Oberschlesien	900—1140	1530—1880
	(i. M. 1040)	(i. M. 1730)
Sachsen	680—920	1640—1840
	(i. M. 790)	(i. M. 1760)

Bei den meisten technischen Vorgängen, so vor allem auch bei den Strömungsvorgängen schwebefähiger Teilchen, ist die Rohwichte maßgebend.

Spezifische Wärme. Die spez. Wärme der Kohle setzt sich zusammen aus den Teilbeträgen der spez. Wärme der reinen Kohlensubstanz, die u. a. von ihrem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen abhängig ist, der spez. Wärme des Wassers und der Asche. Für Steinkohlen haben W. Fritz und H. Moser² im Bereich der flücht. Best. von 9 bis 50% Messungen durchgeführt und für die mittlere spez. Wärme die Beziehung aufgestellt:

$$(c_m)_{24}^t = 0,211 (1 + 0,008 Z_f) \left[1 + 0,15 \frac{t}{100} - 0,0008 \left(\frac{t}{100} \right)^3 \right] \text{ kcal/kg, Grad, (155)}$$

¹ Nach W. Benade: Die Abhängigkeit des Volumens verschiedener Braunkohlen vom jeweiligen Wassergehalt. Braunkohle Bd. 31 (1932) Heft 48 S. 845/848, Heft 49 S. 864/868. Dort weitere Angaben über den Einfluß der Trocknung auf Raumgewicht und Volumen. — Fritz, W., u. H. Diemke und W. Fritz u. H. Moser: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 5 S. 129/136; Bd. 28 (1940) Heft 5 S. 97/107, auch Techn.-Wirtschaftl. Berichte des Reichskohlenkommissars. Heft 2. Berlin 1940. — Simmersbach-Schneider: Koks-Chemie. 3. Aufl. Berlin 1930.

² Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 5 S. 97/107.

gültig für den Temperaturbereich von 24 bis 250° C. Z_f bedeutet darin Proz. flücht. Best. Die wahre spez. Wärme errechnet sich daraus zu

$$c = 0,203 (1 + 0,008 Z_f) \left[1 + 0,311 \left(\frac{t}{100} \right) + 0,0006 \left(\frac{t}{100} \right)^2 - 0,0033 \left(\frac{t}{100} \right)^3 \right] \text{ [kcal/kg, Grad]}. \quad (156)$$

Der Einfluß des Aschengehaltes ist unbedeutend, da die spez. Wärme der Asche ($c_{20} = 0,19$) von derjenigen der Steinkohlensubstanz ($c_{20-100} = 0,18-0,20$) nicht abweicht.

Bei Braunkohlen haben C. Burckhardt und A. Fritzsche¹ an 23 Braunkohlen der verschiedensten deutschen Reviere die in Abb. 24 wiedergegebenen Meßergebnisse gefunden. Innerhalb der Streubreite lassen sich irgendwelche Gesetzmäßigkeiten nicht erkennen. Der Einfluß des Aschengehaltes ist etwas größer, wie die Gegenüberstellung des aschenfreien und aschenhaltigen Brennstoffes in Abb. 24 zeigt, da die spez. Wärme der Braunkohlensubstanz stärker von derjenigen der Asche abweicht.

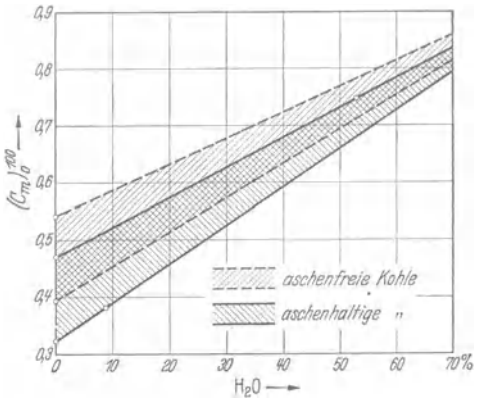


Abb. 24. Mittlere spez. Wärme $(c_m)_0^{100}$ von Braunkohle in Abhängigkeit vom Wassergehalt nach C. Burckhardt und A. Fritzsche.

Die spez. Wärme von Koks ist u. a. von der Herstellungstemperatur des Kokes abhängig. Für die Reinkokssubstanz von Braunkohlenhalbkoks, die bei 550—900° erzeugt wurden, geben E. Terres und H. Biederbeck² an:

$$(c_m)_{21}^t = 0,3825 \pm 0,0025 \text{ kcal/kg, Grad,}$$

während der bei darunter liegenden Temperaturen erschwelte Koks steigende Werte zeigt, z. B. bei 400° $(c_m)_{21}^t = 0,39-0,42$, in guter Übereinstimmung mit den Werten von H. Schwarzmann³. Bezüglich der Messungen an Steinkohlenschwelkoks und Hochtemperaturkoks sei auf Zahlentafel 19 verwiesen. Nach P. Schläpfer und Debrunner⁴ ist für Koks

$$(c_m)_{20}^t = \frac{x}{100} c_x + \frac{y}{100} c_y + \frac{z}{100} c_z, \quad (157)$$

¹ Braunkohlenarchiv 1927 Heft 17 S. 20/23.

² Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 12/15 S. 265/268, 297/303, 320/335, 338/345.

³ Schwarzmann, H.: Die experimentelle Bestimmung des Wärmeaufwandes zum Verschwelen und Verkoken von Braunkohlen. Diss. Berlin 1932 (1935).

⁴ Monatsbull. schweiz. Ver. Gas- u. Wasserfachm. Bd. 4 (1924) S. 21, s. auch Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. 2. Aufl. S. 172. Essen 1937.

worin x den Aschengehalt, y den Gehalt an fixem Kohlenstoff, z den Gehalt an flüchtigen Bestandteilen in Proz., s das spez. Gewicht der flücht. Best., c_x , c_y , c_z die spez. Wärme der Asche (= Quarz), des fixen Kohlenstoffs (= Graphit) und der flüchtigen Bestandteile bedeutet. Es ergeben sich daraus folgende Werte:

Zahlentafel 18.

Temperatur ° C	Spez. Wärme des Kokes mit einem Aschengehalt von		
	5 Proz.	15 Proz.	25 Proz.
0— 100	0,193	0,193	0,192
0— 500	0,297	0,290	0,284
0—1000	0,356	0,345	0,335

Wärmeleitfähigkeit. Die Wärmeleitfähigkeit von Kohle und Koks am Stück wurde von W. Fritz und seinen Mitarbeitern gemessen¹. Die wichtigsten Ergebnisse sind in Zahlentafel 19 wiedergegeben. Die Wärmeleitfähigkeit steigt mit zunehmendem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen und mit zunehmendem Raumgewicht. Die Temperaturleitfähigkeit der Kohle ist dagegen bei den verschiedenen Kohlenarten wenig verschieden.

Zahlentafel 19. Mittlere Werte der kalorischen Eigenschaften der Kohle.

Kohle- bezeichnung	Flüchtige Bestandteile (ohne H ₂ O) Z_f	Raum- gewicht (Rohwichte)	Wärme- leitfähigkeit λ (bei 30°)	Mittlere spez. Wärme zwischen 20° und 100° (trockene Kohle) c_{20-100}	Temperatur- leitfähigkeit a (30°)	
	Proz.	kg/m ³	kcal/m h ° C	kcal/kg ° C	m ² /h	
Kannelkohle . .	50	1240	0,230	0,340	} 0,60 · 10 ⁻³	
Gasflammkohle .	36	1270	0,200	0,312		
Gaskohle . . .	31	1270	0,190	0,302	} 0,54 · 10 ⁻³	
Fettkohle . . .	25	1270	0,181	0,290		
Fettkohle . . .	20	1275	0,168	0,280	} 0,57 · 10 ⁻³	
Magerkohle . .	13	1280	0,182	0,267		
Anthrazitkohle .	8—10	1350	0,205	0,260	0,65 · 10 ⁻³	
Schwelkoks . .	7	680	0,130	0,256	0,80 · 10 ⁻³	
Gaskoks (Hoch- temperaturkoks)	} 1	930	0,62	0,201	3,6 · 10 ⁻³	
Graphit (rein) .		0	2250	140	0,195	360 · 10 ⁻³
Diamant		0	3510	(145)	0,155	320 · 10 ⁻³

Die Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen hängt in stärkerem Maße von den Eigenschaften der das Lückenvolumen erfüllenden Gase ab sowie von den Wärmeübergangsverhältnissen zwischen diesen Gasen

¹ Fritz, W., u. H. Diemke: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 5 S. 129/136.
— Fritz, W., u. H. Moser: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 5 S. 97/107. —
Techn.-Wirtschaftl. Berichte des Reichskohlenkommissars. Heft 2. Berlin 1940.

und dem Schüttungsstoff¹. Bei Kohleschüttungen ist ein Einfluß der Korngröße, des Schüttgewichtes, des Wassergehaltes und der Verdichtung der Schüttung festgestellt worden². Auch die Konvektion der in der Schüttung entstehenden Gase (z. B. bei der Erwärmung bis auf Schwel- und Verkokungstemperaturen) dürfte eine Rolle spielen, wenn ihr Einfluß nach J. Pfeiffer³ auch als gering angenommen werden muß.

Festigkeit. Festigkeitsansprüche werden an die Brennstoffe in mehrfacher Hinsicht gestellt. Mit Rücksicht auf den Verwendungszweck ermittelt man

- | | |
|-------------------------|--------------------------|
| 1. die Druckfestigkeit, | 3. die Abriebfestigkeit, |
| 2. die Sturzfestigkeit, | 4. die Mahlbarkeit. |

Druckbeanspruchungen erfährt die Kohle bereits beim Transport, besonders aber beim Lagern in hohen Schichten in Stapeln oder Bunkern. Die zulässige Stapelhöhe muß daher der Druckfestigkeit angepaßt sein und ist begrenzt (s. S. 85). Dennoch sind bisher systematische Druckfestigkeitsuntersuchungen nicht bekannt geworden. Lediglich bei der Brikettherstellung hat die Druck- und Biegefestigkeit Bedeutung gewonnen als Maß für die Brikettgüte⁴, obwohl die Untersuchungsmethoden unter Umständen (z. B. bei „Spaltern“ und „Querplatzen“) auch versagen können⁵. Es muß zur Erzielung vergleichbarer Werte möglichst mit genormten Methoden gearbeitet werden, so müssen bei der Druckfestigkeitsmessung die Druckstempelgrößen dem Brikettformat bzw. der Probengröße angepaßt sein, bei der Bruchfestigkeitsbestimmung (Biegefestigkeit) ist stets mit gleichem Schneidenabstand (10 cm) zu arbeiten^{6, 7}.

Stärkerer Druckbeanspruchung ist vor allem der Hüttenkoks ausgesetzt, der im Hochofen (ähnlich der Gießereikoks im Kupolofen)

¹ Bartens, K.: Wärmeleitfähigkeit eines Gemisches aus Metallkugeln und Öl. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 7 (1936) Heft 4 S. 174/176. — King, G.: Das Wärmeleitvermögen eines Kugelhaufwerks in ruhendem Gas. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 9 (1938) Heft 1 S. 28/34.

² Schläpfer, P.: Bericht Nr. 96 der Eidgenöss. Materialprüfungsanst. der ETH. Zürich 1935 (für Steinkohle). — Kegel, P., u. H. Matschak: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 7 S. 213/217 (für Braunkohle).

³ Pfeiffer, J.: Beiträge zur Kenntnis des Wärmeübergangs beim Schwelprozeß. Diss. Berlin 1932.

⁴ Hentze, W.: Festigkeitsprüfungen von Briketts. Braunkohle Bd. 23 (1925) Heft 44 S. 826/827. — Jacob, R.: Bruchfestigkeitsbestimmung von Braunkohlenbriketts in Großbetrieben. Braunkohle Bd. 24 (1926) Bd. 28 S. 636/638.

⁵ Schönfelder, E.: Braunkohle Bd. 24 (1925) Heft 41 S. 902/903.

⁶ Härtig u. Mittelsteiner: Die Messung der Bruch- und Druckfestigkeiten von Braunkohlenbriketts. Braunkohle Bd. 29 (1930) Heft 5 S. 89/93.

⁷ Vollmaier, A.: Genauigkeit und Vergleichsfähigkeit der üblichen Festigkeitsuntersuchungen an Braunkohlenbriketts. Braunkohle Bd. 39 (1940) Heft 38 S. 411/417 u. Heft 39 S. 425/430.

unter der Einwirkung einer hohen Beschickungssäule steht. Hier sind daher seit langem Druckfestigkeitsbestimmungen üblich, wobei die Forderung erhoben wird, daß die Druckfestigkeit 100 kg/cm^2 nicht unterschreiten soll¹.

Eine sehr starke Beanspruchung erfährt die Kohle durch das Stürzen beim Ein- und Ausladen, beim Ausschütten aus Greifern aus großen Höhen durch den Stoß und Aufprall. Neben der Druckfestigkeit spielt hierbei die Sprödigkeit eine Rolle. Sturzfestigkeitsprüfungen und die ähnlichen Abriebfestigkeitsbestimmungen sind bisher nur bei Koks üblich², sind aber neuerdings auch auf Schwelkoks ausgedehnt worden³. Die Abrieb- oder Trommelfestigkeit wird mit einer Trommel von z. B. 1 m Durchmesser und 1 m Länge (Micum-Trommel⁴) bestimmt, die innen mit 4 Hubleisten, Winkeleisen von 100 mm Schenkellänge, versehen ist. In diese Trommel werden 50 kg des zu untersuchenden Kokes eingefüllt und die Trommel in 4 min 100mal gedreht. Nach dieser Trommelung wird der Koks über Rundlochsieben von 40 mm Durchmesser abgeseibt, wobei der Siebrückstand als Maß der Trommelfestigkeit (Sollwert $\geq 72\%$) gilt; auch die Menge an Koksgrus 0 bis 10 mm wird zur Bewertung herangezogen⁵.

Gegenüber den bisher behandelten unerwünschten Abrieb- und Zertrümmerungsvorgängen spielen die gewollten Zerkleinerungsvorgänge beim Brechen der Kohle und bei der Vermahlung zu Kohlenstaub zwar eine überaus wichtige Rolle, unterliegen aber so verwickelten Gesetzmäßigkeiten, daß eindeutige Grundlagen für die Beurteilung eines Mahlvorganges und des Wirkungsgrades oder der Leistung verschiedener Mühlenbauarten noch nicht entwickelt werden konnten. Man muß unterscheiden zwischen der physikalischen Zerkleinerungsarbeit, die von der Natur, der Härte, Sprödigkeit, Spaltbarkeit, der Kerbstellenzahl und anderen Eigenschaften des zu vermahlenden Körpers abhängt,

¹ Simmersbach, O., u. G. Schneider: Grundlagen der Kokschemie. 3. Aufl. S. 114 u. 322. Berlin 1930.

² Simmersbach-Schneider: a. a. O.

³ Rammler, E., O. Augustin u. K. Breitling: Trommel- und Sturzfestigkeit von festen Kraftstoffen, insbesondere von Schwelkoks. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 10 u. 11 S. 273/279 u. 301/309.

⁴ So bezeichnet nach der Interalliierten Kontrollkommission (Mission interalliée de contrôle des usines et des mines), die bei der Abnahme der Reparationslieferungen von Hüttenkoks diese Trommelprobe vorschrieb. Vgl. G. Dörflinger: Stahl u. Eisen Bd. 47 (1927) Heft 44 S. 1867/1871.

⁵ Rammler u. Mitarb. (s. Fußnote 3) benutzten eine Trommel 500 \varnothing , 500 mm lang mit 4 Hubleisten von 20 mm Schenkellänge, $U = 50/\text{min}$, Probemenge 5 kg, Dauer der Trommelung 2 min. Als Bewertung dient der Durchgang durch das 1 bzw. 5 mm quadr. Maschensieb, bezogen auf die Einwaage. — Über die Kornzusammensetzung des Abriebs vgl. E. Rammler: Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1940 Nr. 1 S. 6/11.

und der technischen Zerkleinerungsarbeit in der Mühle, die von der Mühlenbauart, den in der Mühle auftretenden Verlusten, dem Verhalten des Mahlguts in der Mühle usw. beeinflusst wird¹. Die Zerkleinerungsarbeit sollte nach dem Gesetz von Rittinger² proportional dem Oberflächenzuwachs sein. Nach Kick³ dagegen ist die Zerkleinerungsarbeit proportional dem Rauminhalt des Körpers. Beide Gesetze sind jedoch nicht gültig⁴, sondern nur als Grenzfälle aufzufassen⁵. Nach F. Hönig⁵ setzt sich die Zerkleinerungsarbeit zusammen aus der Deformationsarbeit, die dem Rauminhalt verhältnismäßig ist (Kick), allerdings unter Berücksichtigung der Intensität der Beanspruchung und der Arbeit zur Überwindung der Kohäsion, die der Bruchfläche proportional ist (Rittinger). Die technische Zerkleinerungsarbeit ist ein großes Vielfaches der physikalischen, der Wirkungsgrad der Zerkleinerung also sehr gering, Hönig⁵ gibt als Grenzen 0,1 bis höchstens 10% an. Es ist daher nach Smekal¹ irreführend, wenn man angesichts des überragenden Einflusses der Verluste des technischen Mahlvorganges bei der Feststellung einer Proportionalität zwischen Arbeitsaufwand und Oberflächenzuwachs eine Bestätigung des Rittingerschen Gesetzes sehen wollte.

Die Schwierigkeiten der theoretischen Erfassung des Mahlvorganges haben in der Praxis zur Aufstellung einfacherer Bewertungs- und Vergleichsgrundlagen geführt, besonders unter Zuhilfenahme von Laboratoriumsmühlen. Auf diese Weise können allerdings nur Vergleichszahlen gewonnen werden, die sich auf abweichende Mühlenbauarten nicht übertragen lassen, vor allem ergeben sich sehr bedeutende Unterschiede zwischen Kegelmühlen und mit Sichtern arbeitenden Großmühlen, sofern unhomogenes Gut vermahlen wird, wie z. B. aschenreiche Kohle. Dies ist darauf zurückzuführen, daß der Sichtvorgang leichtere Teilchen stärker aussichtet als spezifisch schwerere (Asche), so daß in diesem Falle die Asche unter erheblicher Steigerung des Kraftbedarfs feiner ausgemahlen wird als die Kohle. Es ist daher bei diesen Verfahren notwendig, Mühle, Probemenge und Verfahrensgang zu normen. In USA. bestehen Vornormen für zwei Methoden, die Kugelmühlenmethode⁶ und die Methode nach Hardgrove⁷. Eine dritte amerika-

¹ Smekal, A.: Physikalisches und technisches Arbeitsgesetz der Zerkleinerung. Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1937 Nr. 5 S. 159/161.

² Rittinger, Peter Ritter v.: Lehrbuch der Aufbereitungskunde. Berlin 1867.

³ Kick, F.: Das Gesetz der proportionalen Widerstände. Leipzig 1885.

⁴ Smekal, A.: Theoretische Grundlagen der Hartzzerkleinerung. Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1937 Nr. 1 S. 1/4.

⁵ Hönig, F.: Grundgesetze der Zerkleinerung. VDI-Forsch.-Heft Nr. 378 (1936).

⁶ American Society for Testing Materials (ASTM.) D. 408—35 T.

⁷ ASTM. D. 409—35 T.

nische Methode ist der CIT.-Walzen-Versuch (Carnegie Institute of Technology)¹, bei welchem eine Kohlenprobe von 20 g in der Körnung von etwa 0,6 bis 0,8 mm auf einer Stahlplatte ausgebreitet wird, über die ein Stahlzylinder von 48 kg Gewicht und 216 mm Durchmesser 10mal gerollt wird, anschließend wird die neue Oberfläche bestimmt und mit einer Testkohle verglichen. Eine Laboratoriumsmethode, die mit sehr kleinen Probemengen auskommt, ist die Messung im „Strukturprüfer“ von Brabender, die W. Gründer eingeführt hat². Wie sehr die Mahlbarkeit von der Art des Mahlvorganges abhängig ist, zeigen auch die Versuche von W. Schultes und E. Goecke³. Sie fanden in einer Kolonnenmühle mit Steinzeugtrommel und Porzellankugelfüllung, daß die „scheinbare Mahlbarkeit“ von der Drehzahl der Mühle abhängt, und daß die Unterschiede der Mahlbarkeit verschiedener Steinkohlenarten praktisch durch die Wahl der Mühlenbetriebswerte (Drehzahlen) zum Verschwinden gebracht werden können.

Das Vorbrechen der Kohle wird von Jacobi⁴ eingehend untersucht, auch die Möglichkeiten eines „regelfähigen“ Brechens. Die Kosten einschließlich anteiliger Abschreibung werden mit 0,11 (bei einmaligem Durchgang) bis 0,36 RM./t (mit Kreislauf) bei 50 t/h Durchsatzleistung und etwa 80 PS Kraftbedarf angegeben.

Der Kraftbedarf einer Mahlanlage ist abhängig von der Mahlbarkeit des betreffenden Brennstoffs, seinem Feuchtigkeitsgehalt, der Mühlenbelastung und der erzielten Mahlfeinheit. Er liegt bei etwa 12 bis 25 kW/t, davon entfallen 55—65% auf die Mühle allein, der Rest auf Exhaustor und Fördermittel. Für Schlägermühlen (Krämer-Mühlen-Feuerung) mit grober Ausmahlung gibt E. R. Becker⁵ an 5—8 kW/t bei Rohbraunkohle, 8—10 kW/t bei Schwelkoks und etwa 14 kW/t bei Steinkohle. Nach Gründer verhält sich die Mahlbarkeit von Steinkohle zu derjenigen von Schwelkoks und Braunkohle wie 1 : 0,71 : 0,56. Kohlestruktur und Aschengehalt beeinflussen die Mahlbarkeit sehr stark, z. B. verhalten sich Glanzkohle zu Mattkohle wie 1 : 2. Die Mahlkosten (Aufbereitungskosten) sind in starkem Maße von der Größe der Anlage und ihres Durchsatzes abhängig, ferner von all denjenigen Faktoren,

¹ Sloman, H. J., u. A. C. Barnhart: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 56 (1934) S. 773/779.

² Gründer, W.: Bestimmung der Mahlbarkeit von Stoffen. Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1938 Nr. 1 S. 17/23 — Verfahren zur Bestimmung der Mahlbarkeit von Steinkohle. Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 40 S. 641/646.

³ Schultes, W., u. E. Goecke: Die Mahlbarkeit von Steinkohlen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1932) Heft 10 S. 253/257 — Bericht C 51 an den Reichskohlenrat. Berlin 1932.

⁴ Jacobi, E.: Ablauf und Lenkung der Vorgänge beim Brechen der Steinkohle. Techn.-wirtsch. Ber. des Reichskohlenkomm. Heft 3. Berlin 1940.

⁵ Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 2 u. 3 S. 35/43 u. 76/81.

die den Kraftbedarf der Mühle bestimmen, und endlich von der Feuchtigkeit (Notwendigkeit einer besonderen Trocknung oder Anwendung einer Mahltrocknung), sie liegen bei 1,50 RM/t (bei großen Anlagen) bis zu 4,00 RM/t (bei kleinen und sehr ungünstig arbeitenden Anlagen¹). Bei sehr reaktionsfähigen Brennstoffen wie Braunkohle und Schwelkoks besteht die Gefahr einer Kohlenstaub-Selbstentzündung und -Verpuffung. Aus diesem Grunde wird das ganze Mühlensystem (Mühle, Siehter, Bunker, Staubabscheider) unter Schutzgas² gesetzt, wozu es genügt, den Sauerstoff in geringen Mengen durch Inertgas zu ersetzen, z. B. ein Rauchgas-Luft-Gemisch von 5% CO₂, 15% O₂ anzuwenden.

Die Veredlung fester Brennstoffe auf mechanischem, thermischem und chemischem Wege.

Aufbereitung.

Die meisten Brennstoffe werden zur Steigerung ihres Gebrauchswertes aufbereitet. Die einfachste Form der Veredlung der Steinkohlen ist das Ausklauben des toten Gesteins auf Lesebändern zur Verminderung des durchschnittlichen Aschengehaltes und das Klassieren in Siebtrommeln oder auf Rüttel- und Schwingsieben nach Korngrößen zur Anpassung des Formwertes an die verschiedenen Gebrauchszwecke. Die weitere Aufbereitung geschieht vorwiegend auf nassem Wege in den Setzmaschinen oder in Schrägrinnen (Rheowäsche), in denen die aschenärmeren und aschenreicheren Stücke auf Grund ihres spez. Gewichtes geschieden werden. Zur Verbesserung des Scheideergebnisses werden, besonders zur Herstellung aschenarmer Erzeugnisse, an Stelle von gewöhnlichem Wasser schwerere Flüssigkeiten (Trüben, d. h. Wasser mit stabilen oder halb stabilen Feststoffsuspensionen) benutzt; so verwendet das Schwerflüssigkeits-Aufbereitungsverfahren nach Sophia-Jakoba (Barvooy's-Verfahren)³ eine Baryt-Trübe, das Verfahren von K. F. Tromp⁴ und das Laminarstromverfahren von Vogel⁵ eine Magnetit-Trübe. Von gewissen Korngrenzen an ist eine einfache Scheidung nach dem spez. Gewicht nicht mehr ohne weiteres möglich, für Feinkohle sind daher Sonderverfahren ausgearbeitet worden⁵; für Staubkohlen stehen noch zur Verfügung die Schwimmaufbereitung oder Flotation⁶ und die

¹ Bleibtreu, H.: Kohlenstaubfeuerungen. 2. Aufl. Berlin 1930. — Stein, Th.: Energiewirtschaft. Berlin 1935. — Kollbohm, L.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 4 S. 145.

² Stimmel, H.: Anwendung von Schutzgasen bei der Erzeugung und Verarbeitung von Kohlenstaub. Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1938 Heft 1 S. 26/29.

³ Gröppel, K.: Glückauf Bd. 70 (1934) Heft 19 S. 429/435.

⁴ Schäfer, O.: Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 27 S. 581/586.

⁵ Schön Müller, J. R.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 6/7 S. 93/101, 109/115.

⁶ Kühlwein, F. L.: Arch. bergb. Forsch. Bd. 1 (1940) Heft 2 S. 49/65.

elektrostatische Aufbereitung (nach Lurgi)¹, die für die Herstellung von Edelkohle (mit 1—3% Aschengehalt) und von Reinstkohle (Aschengehalt $\leq 1\%$) für Sonderzwecke große Bedeutung besitzen. Die Trockenaufbereitung auf pneumatischem Wege² erfolgt auf Luftherden, auch wird vielfach vor der Naßaufbereitung der Staub trocken abgesaugt und in Windsichtern abgeschieden (Sichterstaub).

Neben den Fertigerzeugnissen Nußkohlen und Feinkohlen und den in der Grube wieder als Versatz verwendbaren Waschbergen erhält man noch eine Reihe von Abfallbrennstoffen wie Staub, Mittelprodukt mit 25—50% Asche und 5—10% Wasser, und Schlamm mit 20—50% Asche und 8—30% Wasser. Diese Abfallbrennstoffe können nur am Entstehungsort verwertet werden, wozu Wanderroste, bei höheren Aschegehalten Schürroste und Rückschubfeuerungen, bei Staub und Schlamm (auch in Mischung mit Mittelprodukten von nicht zu hohem Aschengehalt) Mühlen- und Kohlenstaubfeuerungen in Frage kommen. In den verschiedenen Bergbaubetrieben fallen zum Teil auch noch andere Abfallbrennstoffe an, so z. B. in Oberschlesien die Schieferkohle und verschiedene Staubarten; so wird neben dem Sichterstaub in der Körnung 0—0,5 mm noch „Staub II“ hergestellt, und zwar gewaschen in der Körnung 0,5—3 mm, ungewaschen in der Körnung 0—3 mm³. Abfallprodukt der Kokereien und Gasanstalten ist der Koksgrus.

Als ein wichtiges Hilfsmittel der Aufbereitungstechnik ist auf die Waschkurve hinzuweisen^{4, 5}. Läßt man die Kohle in Scheidebädern mit verschiedener (steigender) Dichte aufschwimmen bzw. absinken und trägt die Schwimmanteile sowie den letzten Sinkanteil über dem Aschengehalt dieser Dichtestufe auf, so erhält man eine treppenförmige Kurve, durch die sich eine mittlere Kurve (Rohkohlenkurve in Abb. 25) legen läßt. Die Gestalt dieser „Verwachsungskurve“ (auch SS-Kurve

¹ Grumbrecht, A.: Metall u. Erz Bd. 37 (1940) Heft 18 S. 357/363. — Rüder, H. B.: Metall u. Erz Bd. 37 (1940) Heft 18 S. 363/367. — Kühlwein, F. L.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 5 S. 69/80. — Niggemann, H.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 5 S. 80/88.

² Steinmetzer, J.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 8 S. 121/128, Heft 9 S. 137 bis 146.

³ Über die Verwertung dieser Abfallbrennstoffe vgl. G. Dresner: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 2 S. 44/48.

⁴ Meyer, Hermann: Die Aufbereitung der Steinkohlen zur Gewinnung von Brennstoffen für Fahrzeuggaserzeuger. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 4 S. 73/79.

⁵ Reinhardt, K.: Charakteristik der Feinkohlen und ihre Aufbereitung mit Rücksicht auf das größte Ausbringen. Glückauf Bd. 47 (1911) Heft 6 S. 221/228; Heft 7 S. 257/264. — A. Götte: Verwachsungskurven und Waschkurven. Glückauf Bd. 67 (1931) Heft 29 S. 945/953; Heft 30 S. 985/989. — E. Blümel: Die Genauigkeit von Waschkurven. Glückauf Bd. 73 (1937) Heft 4 S. 77/88; Heft 5 S. 110/114. — Schüchtermann & Kremer-Baum A.-G.: Einführung in das Wesen und den Aufbau der Waschkurven für Steinkohlen. 3. Aufl. Dortmund 1941.

= Schwimm- und Sink-Kurve genannt) gibt Aufschluß über Verwachsungsgrad, Aufbereitbarkeit und Ausbeute. Steiler Anfangsverlauf und flacher Endverlauf deutet auf leichte Trennbarkeit. Durch Auftragen des mittleren Aschengehaltes sämtlicher aufeinanderfolgender Schwimmstufen auf den waagerechten Trenndichtelinien (auf der Abszissenachse selbst erscheint also der Aschengehalt der gesamten Rohkohlenkörnung) erhält man die Kohlenkurve und in gleicher Weise durch Auftragen der aufeinanderfolgenden Sinkstufen in umgekehrter Reihenfolge die Bergekurve (Abb. 25).

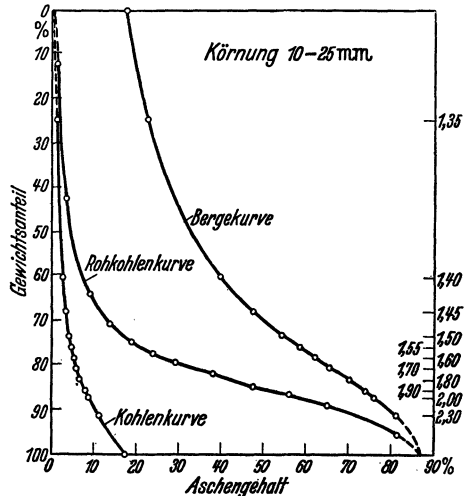


Abb. 25. Waschkurvenbild einer Magerkohle².

Die Aufbereitung der Braunkohle¹ beschränkt sich im allgemeinen auf die Brikettierkohle. Für unreine, besonders sandhaltige Braunkohle ist die Trockenaufbereitung³ in der Luftsetzmaschine aussichtsreich.

Brikettierung.

Steinkohlen werden zur Verwertung von Feinkohlensorten in Pressen unter Zusatz von etwa 6—7% Steinkohlenteerpech brikettiert. Als Bindemittel kommen neben dem gebräuchlichen Pech, auch Stärke, Sulfita blauge in Verbindung mit Ton (Weber-Verfahren) und Zellpech in Frage, daneben sind auch Harze, Erdölderivate und Hydrierrückstände vorgeschlagen worden. Unter gewissen Voraussetzungen und unter Anwendung sehr hoher Drücke ist auch eine bindemittellose Brikettierung möglich; die dabei verwendeten Pressen sind die ten Bosch-Presse oder die Ringwalzenpresse von Apfelbeck. Hergestellt werden Eisenbahn- und Industriebriketts in Gewichten von 1—3 kg, vereinzelt auch bis zu 7 und 10 kg, sowie für den Hausbrand Nuß- und Eierbriketts von 18—150 g, vereinzelt auch noch schwerere bis zu 400 g.

¹ Richter, C., u. P. Horn: Die mechanische Aufbereitung der Braunkohle. 2. Aufl. Halle a. d. S. 1926.

² Meyer, Hermann: S. Fußn. 4 S. 102.

³ Kramm, Erich: Die Trockenaufbereitung von unreiner, insbesondere sandiger Braunkohle. Diss. Berlin 1935 — Braunkohle Bd. 35 (1936) Heft 19/21 S. 321/326, 342/346, 357/363.

Der Braunkohlenbrikettherstellung (ohne Bindemittel) geht der sog. Naßdienst voraus, das ist die Absiebung und Vorzerkleinerung der Brikettierkohle durch Stachelwalzen. Es folgt die Trocknung (vgl. darüber S. 106), das Trockengut wird alsdann gekühlt (Nachverdampfung) und den Pressen, und zwar Exterschen Strangpressen zugeführt. Sowohl die Brüden der Trockneranlage als auch die Abluft aus den Förderanlagen werden in Filteranlagen entstaubt. Der aus der Presse kommende Brikettstrang wird in langen Rinnen durchs Freie geführt, um ihm Gelegenheit zur Abkühlung zu geben, und meist anschließend verladen. Übliche Formate sind das Salonbrikett $183 \times 60 \times 40$ mm (500 g) und als Industriebriketts Halbsteine, Industrieformat (Rundformat), Semmel und Würfel.

Braunkohlenschwelbriketts werden hergestellt durch Brikettieren der Kohle auf Ringwalzenpressen (Preßdruck 2—3 t/cm²) oder durch Bindemittelzusatz und Brikettierung mit nachfolgender Schwelung der Preßlinge.

Als Zündmittel werden zur Einsparung von Anfeuerholz Preßlinge aus Sägespänen, Sägemehl u. dgl. in Mischung mit geschmolzenem Naphthalin hergestellt¹, auch durch besondere Vorbehandlung aktivierte Kohlen und Schwelkokse dienen als Grundstoff für einen Zündkohlen-Preßling².

Kohlenstaub und Fließkohle.

Ein rein mechanisches Veredlungsverfahren der Kohle ist die Vermahlung zu Kohlenstaub. Die Verringerung der Korngröße, besonders die Begrenzung des größten Korndurchmessers und des Anteils der größten Kornklassen, sowie die gewaltige Oberflächenvergrößerung greift tief in die brenntechnischen Eigenschaften der Kohle ein. Die Verbesserung der Reaktionsfähigkeit (bis an die Grenze der Explosionsgefährlichkeit) beruht zunächst auf der Schaffung so geringer Korndurchmesser, daß der Wärme- und Stoffaustauschwiderstand erheblich verringert wird; die Grenze liegt schließlich darin, daß die weitgehende Herabsetzung der physikalischen Reaktionswiderstände die chemischen Reaktionseigenschaften in den Vordergrund treten läßt, was allerdings erst weit unter den Korngrößen der üblichen Kohlenstaubfeuerung der Fall ist. Über die Mahlbarkeit der Kohle und den Kraftbedarf der Kohlenstaubherstellung s. S. 99/100. Der Kohlenstaub ist indessen keineswegs einheitlich, sondern ein Gemisch verschiedener Korngrößen (s. S. 88) und Kornformen mit einem meist recht hohen Siebsprung, wichtig ist aber, daß die Anwesenheit feinsten Kornanteile auf Zündung und Verbrennung der Gesamtmasse vorteilhaft einwirken kann.

¹ Chemiker-Ztg. Bd. 63 (1939) Heft 76/77 S. 640/41.

² Krueger, H.: Heizg. u. Lüftg. Bd. 13 (1939) Heft 10 S. 149/153.

Hauptanwendungsgebiet für Kohlenstaub ist die Verfeuerung. Die Vorteile der Kohlenstaubfeuerung liegen in der hohen Breitenleistung der staubgefeuerten Kessel, in der Anwendbarkeit auf unbegrenzt große Einheiten, in der guten Wärmeausnutzung (hoher CO_2 -Gehalt und Möglichkeit weitgehender Abwärmeverwertung), dem guten Ausbrand (richtig bemessene Feuerräume, hohe Einblasegeschwindigkeit, zweckmäßige Luftzuführung und -Verteilung und angemessene Mahlfineinheit vorausgesetzt) und in der Möglichkeit, auch mit sehr hohen Lufttemperaturen zu arbeiten (Anwendbarkeit weitgehender Anzapfdampfvorwärmung). Als Brennstoff kommen alle Kohlenarten, am zweckmäßigsten natürlich als Feinkohlen, in Frage, jedoch mit Rücksicht auf die Zündung am besten solche, die niedrige Zündtemperaturen ($\leq 250^\circ \text{C}$) besitzen. Bei gasarmen Brennstoffen mit einem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen $\leq 16\%$ müssen besonders hohe Lufttemperaturen angewendet werden (Ausnahme bei Schwelkoks), die möglichst über der Zündtemperatur liegen¹. Besonders einfach ist auch die Verfeuerung anderer Brennstoffe neben dem Kohlenstaub, wie z. B. Gas oder Öl, selbst feste Brennstoffe (Kohlenstaubzusatzfeuerung). Nachteilig ist vor allem der Staubauswurf und die Feinheit der Flugasche, was hochwertige Rauchgasfilteranlagen, vorzugsweise Elektrofilter, erfordert.

Eine andere Verwendungsmöglichkeit für Kohlenstaub ist die unmittelbare Verbrennung im Kohlenstaubmotor. H. Wahl² hat als vorläufigen Abschluß der bisherigen Entwicklungs- und Versuchsarbeiten eine gründliche Untersuchung aller Möglichkeiten des Kohlenstaubmotors in technischer, wirtschaftlicher und energiepolitischer Hinsicht angestellt und kommt zu dem Schluß, daß der Kohlenstaubmotor nur ein sehr eingegrenztes Anwendungsgebiet und in nächster Zukunft nur noch eine geringe Entwicklungsmöglichkeit besitzt. Die Anforderungen des Motors an den Brennstoff sind sehr hoch, besonders wird ein möglichst tiefer Zündpunkt, eine hohe Reaktionsfähigkeit und eine geringe Aschenzahl (d. i. Aschengehalt in g je 1000 kcal Heizwert) verlangt, Forderungen, denen Braunkohlenfilterstaub am besten entspricht. Niedrigste Aschengehalte besitzen die Kohlenextrakte, die aber wegen ihres hohen Preises (über das Vierfache der Kohle) vorläufig keine Aussichten auf einen wirtschaftlichen Erfolg haben. Durch sehr weitgehende Feinmahlung (bis herab zu wenigen μ Korndurchmesser) steigen die Mahlkosten außerordentlich, während die Reaktionsverhältnisse nicht mehr wesentlich verbessert werden können. Wenn auch, wie bereits hervorgehoben, mit zunehmender Kornfeinheit die Zünd- und Brennzeiten in physikalischer Beziehung verringert werden, so tritt doch da-

¹ Gumz: Die Zündung von Kohlenstaub. Feuerungstechn. Bd. 28 (1930) Heft 11 S. 249/255.

² Wahl, H.: Die Grenzen des Kohlenstaubmotors. Berlin 1941.

durch der chemische Reaktionswiderstand wieder beherrschend in den Vordergrund und verhindert die volle Auswirkung des Mahlaufwandes.

Über die Staubvergasung vgl. S. 415/418.

Unter Fließkohle versteht man Gemische aus feingemahlener, vollkommen getrockneter Kohle mit Heizöl (Teeröl) unter Verwendung besonderer Stabilisatoren zur Verhütung einer Entmischung (Seifen, Alkalien, Natriumsilikat, Schwelteer u. a.). Fließkohle wurde bisher allerdings nur versuchsweise angewandt¹. Ein Sondergebiet ist die Schwelung von Kohle-Öl-Gemischen, gegenüber trockener Kohle wird die Wärmeübertragung verbessert und erleichtert und eine größere Unabhängigkeit von den Kohleeigenschaften (z. B. der Backfähigkeit, dem Treibdruck usw.) erreicht. Hierzu rechnen die Verfahren von Brassert-Knowles, Blümner u. a. m.²

Entwässerung und Trocknung.

Die Verringerung des Wassergehaltes ist eine für nahezu alle Veredlungsgebiete wichtige Vorstufe, das gilt sowohl für die Vermahlung und Brikettierung, die Vergasung, als auch besonders für alle thermischen Verfahren wie Schwelung und Verkokung und für die Hydrierung. Durch die Entlastung dieser Verfahren von der Trocknungsstufe werden ihre Leistungen ganz erheblich beeinflusst. Eine Übersicht über die Probleme der Kohletrocknung mit einer umfassenden Zusammenstellung des Schrifttums bietet der Bericht E 1 des Reichskohlenrates³. Zur Darstellung von Trocknungsvorgängen schlägt dieser Bericht die folgenden einheitlichen Bezeichnungen vor:

- K_r = Rohkohlenmenge [kg, t] mit dem Wassergehalt w_r [kg/kg]
 K_t = Trockenkohlenmenge [kg, t] mit dem Wassergehalt w_t [kg/kg]
 K = Trockensubstanz (mit dem Wassergehalt Null)
 x_r = Wassergehalt der Rohkohle, } bezogen auf die Trocken-
 x_t = Wassergehalt der Trockenkohle, } substanz [kg/kg]
 W_d = zu verdampfende Wassermenge [kg, t].

w und x sind verbunden durch die Beziehungen

$$x_r = \frac{w_r}{1 - w_r}, \quad x_t = \frac{w_t}{1 - w_t}, \quad (158, 159)$$

$$w_r = \frac{x_r}{1 + x_r}, \quad w_t = \frac{x_t}{1 + x_t}. \quad (160, 161)$$

¹ Schöning, W.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 10 S. 283/285.

² Thau, A.: Kohlschwelung; bes. S. 89/112. Halle a. d. S. 1938 — Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 5 S. 97/104.

³ Die Trocknung und Entwässerung von Kohle. Bericht E 1 des Reichskohlenrats. Berlin 1936.

Anwendungsbeispiel¹: Wieviel t Rohbraunkohle (K_r) mit 56% Wassergehalt ($w_r = 0,56$) werden benötigt, um 2000 t Briketts (K_i) von 12% Wassergehalt ($w_i = 0,12$) herzustellen, wenn außerdem der Verlust an Trockenkohle 9% beträgt? Da die Trockensubstanz (K) von 2000 t + 9% Verlust = 2180 t Trockenkohle oder Brikett (K_i) $K = K_i(1 - w_i) = 2180(1 - 0,12) = 1918$ t beträgt, ergibt sich die Rohkohlenmenge zu

$$K_r = K(1 + x_r) = K \left(1 + \frac{w_r}{1 - w_r} \right) = 1918 \left(1 + \frac{0,56}{1 - 0,56} \right) = 1918 \cdot 2,273 = 4360 \text{ t.}$$

Die zu verdampfende Wassermenge beträgt dann

$$W_d = K(x_r - x_i) = K \left(\frac{w_r}{1 - w_r} - \frac{w_i}{1 - w_i} \right) = 1918 \cdot 1,137 = 2181 \text{ t.}$$

Die Möglichkeit der Entwässerung (durch mechanische Mittel: Abtropfen, Schleudern, Pressen, Absaugen) und der Trocknung (thermisch durch Erwärmung und durch die Schaffung eines Sättigungsgefälles zwischen den Luftschichten an der Oberfläche des Trockengutes und der Trockenluft) hängen nicht nur vom Wassergehalt der Ausgangskohle und dem geforderten Endwasserge-

Zahlentafel 20.
Geforderter Restwassergehalt w_i %.

Verwendungszweck	Steinkohle	Braunkohle
Brikettierung	2	12—18
Schwelbrikettherstellung	—	4—8
Staubherstellung	2	12—15
Schwelung	0	12—15
Verkokung	8—12	—
Vergasung	—	5—15
Hydrierung	0	0

halt (s. darüber Zahlentafel 20), sondern auch von der Art der Bindung des Wassers an die Kohle, vom Kapillargefüge und der Hygroskopizität der Kohle ab. Ein Bild über die hygroskopischen Eigenschaften gibt die Dampfdruckisotherme².

Für Steinkohle verwendet man dampfbeheizte Röhrentrockner, Feuegas-Trommeltrockner oder Spülgas- und Schwebetrockner. Bei Kohlenstaubmahanlagen für unmittelbare Verfeuerung wird die Mahltrocknung³ (Mahlung und Trocknung in einem Arbeitsgang und in einer Apparatur unter Verwendung von Heißluft, Rauchgas oder Luft-Rauchgas-Mischungen) bevorzugt. Besonders einfach ist die apparative Lösung bei der Mühlenfeuerung⁴ (Trocknung in der Mühle mit Heiß-

¹ Siehe Fußnote 3, S. 106.

² Hirsch, M.: Trockentechnik. Berlin 1927. — Rosin, P., E. Rammler u. H.-G. Kayser: Über Dampfdruckisothermen und Porositätskennlinien von Kohlen. Braunkohle Bd. 33 (1934) Heft 18/19 S. 289/294, 305/314.

³ Rosin, P., u. E. Rammler: 10. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrats. Berlin 1927 — Braunkohle Bd. 26 (1927) Heft 13 S. 261/268, Heft 14 S. 286/293.

⁴ Bericht D 58 des Reichskohlenrats. Berlin 1933 — Braunkohle Bd. 32 (1933) Heft 39 u. 46/47 S. 697/717, 837/845, 856/863. — Becker, E. R.: Braunkohle Bd. 34 (1935) Heft 34/36 S. 569/578, 585/593, 603/610 — Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 3/4 S. 33/39, 57/64; Bd. 26 (1938) Heft 2/3 S. 35/43, 76/81.

luft oder mit rückgeführten Rauchgasen) und für hohe Wassergehalte bei der Naßkohlenfeuerung¹, die beiden letztgenannten Feuerungen besonders auch in Anwendung auf Rohbraunkohle.

Bei der Braunkohle waren früher Tellerrockner² vorherrschend, während jetzt dampfbeheizte Röhrentrockner stärker im Vordringen sind. Bei den hohen Trocknerleistungen, wie sie in dem oben erwähnten Zahlenbeispiel zum Ausdruck kommen, wird der Wärmebedarf der Brikettfabrik zweckmäßig durch Gegendruckdampf gedeckt. Die Kuppelung der Energieerzeugung (Deckung des Eigenbedarfs und Überschußstrom) unter Verwendung von Hochdruckkesseln mit der Briketterzeugung bietet daher außerordentlich große betriebs- und volkswirtschaftliche Vorteile. Aus diesem Grunde sind auch Feuergastrockner (z. B. als Umlauf-Mahlrockner oder Flugrockner) trotz einiger beachtlicher Vorteile bisher noch wenig eingeführt. Die Verbundtrocknung, d. h. eine Dampftrocknung mit Gegendruckdampf zur Trocknung der Rohbraunkohle, z. B. von 53% auf 25% Wassergehalt, anschließend eine Feuergastrocknung bis auf 8% bildet für die Schwelbriketterzeugung³ die wirtschaftlichste Lösung. Das Fleißner-Verfahren⁴, besonders für hochwertige Braunkohle angewandt, trocknet durch Nachverdampfen der unter Druck mit Dampf erwärmten Kohle, wobei unter Schrumpfung der Stücke die ursprüngliche Stückform erhalten bleibt. Ähnlich, jedoch mit Heißdampf, arbeitet das Verfahren von Rujitschka-Simek⁵.

Für die Trocknung von Torf (50—85% Wassergehalt) werden mehrstufige Trockner verwendet, wobei die Brüden der einen Stufe zur Beheizung der vorangehenden Stufe (mit Warmwasser) verwendet werden (Peco-Verfahren), evtl. unter Vorschaltung anderer Trocknungsverfahren (Madruck-Brikett A.-G.)⁶.

Thermische Brennstoffveredlung.

Als erste Stufe der thermischen Veredlung haben wir bereits die Trocknung erwähnt. Durch höhere Erhitzung auf Temperaturen von 250 bis 280° werden jüngere Brennstoffe wie Torf, Braunkohle usw. veredelt, indem H_2O als Konstitutionswasser, S als Schwefelwasserstoff,

¹ Boie, W.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 2 S. 33/41 — Wärme Bd. 59 (1936) Heft 5/6 S. 90ff. — Voigt, K.: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 7/8 S. 97/101, 114/118.

² Mayer, M.: Braunkohle Bd. 38 (1939) Heft 33 S. 589/607.

³ Gropp, F.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 2 S. 41/42.

⁴ Fleißner, H.: Montan. Rdsch. Bd. 19 (1927) Heft 12/14 S. 317/20, 345/48, 377/82. — Rosin, P.: Braunkohle Bd. 28 (1929) Heft 29 S. 649/658. — Klein, H.: Braunkohle Bd. 29 (1930) Heft 1/2 S. 1/10, 21/30.

⁵ Mairowitsch, E.: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 48 S. 861/867.

⁶ Techn. i. d. Landw. Bd. 18 (1937) Heft 1 S. 17/19 — J. Inst. Fuel Bd. 11 (1938) Heft 58 S. 344/356 — Z. bayer. Rev.-Ver. Bd. 35 (1931) Heft 22/23 S. 263 bis 266, 277/280.

CO₂ und andere gasförmige Ballaststoffe abgeschieden werden („Bertinierung“)¹. Wegen der damit erzielten Kohlenstoff- und Heizwertanreicherung werden die mit Temperaturen von 300 bis 350° arbeitenden Verfahren als Karburitisierung bezeichnet, die Erzeugnisse sind Karburit, Karbozit u. ä.² Eine thermische Zersetzung der Kohlenwasserstoffe oder eine Teerabscheidung findet dabei noch nicht statt.

Eine solche Zersetzung beginnt erst bei Temperaturen von 350—380° ein (Schwelung, Tieftemperaturverkokung bei Temperaturen von 450 bis 500°), wobei tiefgreifende Veränderungen mit der brennbaren Substanz vor sich gehen, die neue brenntechnische Eigenschaften im Gefolge haben. Durch eine weitere Erhitzung auf etwa 800° (Mitteltemperaturverkokung) und 1000—1200° C (Hochtemperaturverkokung) werden durch die weitere Zersetzung und Umbildung sowohl Ausbeute als auch Charakter der gasförmigen und flüssigen (dampfförmigen) Produkte und die mechanischen und brenntechnischen Eigenschaften des Rückstandes, des Kokes, verändert. Diese werden in hohem Maße davon beeinflusst, wie sich die Kohlen im plastischen Bereich von 350 bis 450° C verhalten. Die Erzeugung eines guten Kokes ist daher an gut backende Kokskohlen gebunden. Sie kann in gewissen Grenzen beeinflusst werden durch zweckmäßige Kohlenauswahl, geeignete Gefügezusammensetzung der eingesetzten Kohle³, Einhaltung des optimalen Wassergehaltes (etwa 8%), durch gutes Mischen und Mahlen, durch „Magern“ der zu gasreichen Kohlen durch Zusatz gasärmerer Kohlen oder Koksgrus und durch Verdichten des Kohleneinsatzes (Stampfen). Diese Maßnahmen sind für die Ausweitung der an sich ziemlich engen Rohstoffgrundlage von größter wirtschaftlicher Bedeutung.

Schwelung.

Durch das Erhitzen der Kohle auf 450 bis 500° C unter Luftabschluß erhält man Schwelteer (Urteer, Tieftemperaturteer), Ausgangserzeugnis für die Herstellung flüssiger Brenn- und Treibstoffe (durch Destillation oder Hydrierung) und Schmieröl, Schwelgas (Reichgas), das meist im eigenen Betrieb als Unterfeuerungs gas verfeuert wird, und als Rück-

¹ Thau, A.: Z. VDI Bd. 70 (1926) Heft 31 S. 1025/1031.

² Als Beispiel für den Grad der Veredlung seien die folgenden Analysen [nach H. R. Trenkler: Feuerungstechn. Bd. 9 (1921) Heft 11 S. 93/95] angeführt:

Rohbraunkohle	Karbozit	Rohbraunkohle	Karbozit
27,37%	69,31% C	3,23%	5,32% Asche
2,00%	4,12% H ₂	56,08%	6,44% Wasser
10,78%	13,90% O ₂ + N ₂	2110 kcal/kg	6290 kcal/kg Heizwert
0,54%	0,91% S		

³ Über die rohstofflichen Grundlagen der Kokskohlen-Vorbereitung vgl. F. L. Kühlwein u. A. Jenkner in H. Kurz u. F. Schuster: Koks, ein Problem der Brennstoffveredlung. S. 172/193. Leipzig 1938. — Kühlwein, F. L., u. C. Abramski: Glückauf Bd. 75 (1939) Heft 44/45 S. 865/874, 881/890.

stand den Schwelkoks, ein rauchschwacher, gut zündender, hoch reaktionsfähiger Brennstoff, der je nach dem Schwelverfahren feinkörnig und dann meist weniger wertvoll (Grude) oder stückig ist. Zur Erzielung der Stückform ist entweder eine Brikettierung der Schwelkohle (größere Festigkeiten durch Ringwalzen-Briketts) oder Anwendung eines gewissen Treibdruckes während der Verschwelung erforderlich. Die Zahl der vorgeschlagenen Schwelverfahren ist überaus groß¹, sie unterscheiden sich teils durch die Art der Beheizung (mittelbare Beheizung durch die Ofenwandungen oder unmittelbare Beheizung durch Spülgase), teils durch die Art des Betriebes (satzweise Beschickung oder durchlaufender Betrieb) und die Ofenkonstruktion. Einen Überblick über die verschiedenen Schwelverfahren gibt die folgende Aufstellung:

Bauart und Baustoff	Betriebsweise, Brennstoffbewegung	Ausführung
A. Mittelbare Wärmeübertragung		
I. Außenbeheizte Kammern		
a) aus feuerfestem Material (nach Art der Koksöfen)	ruhende Schicht, satzweiser Betrieb	Vertikalkammer- öfen verschiede- ner Koks- ofenbaufirmen
b) desgl. mit eisernen Ein- sätzen	desgl.	Dr. C. Otto Berg & Co.
c) Gußeisen	„	Coalite-Verf.
d) Spezialstahl	„	Krupp-Lurgi
II. Außenbeheizte, stehende Retortenöfen	langsam bewegte, dünne Kohlenschicht	Rolle-Ofen
III. Stehende, drehbare Retorten- öfen mit Innen- u. Außen- beheizung	bewegte und umgewälzte Kohlenschicht	Borsig-Geissen- Ofen
IV. Drehofen mit Außenbeheizung (Doppeldrehofen)	langsam durch die Drehung bewegte Kohlenschicht	K. S. G.
V. Waagerechte oder schräge beheizte Platte	durch Rüttelbewegung ge- förderte Kohlenschicht	Bartling
B. Unmittelbare Wärmeübertragung		
I. Schwelaufsätze (auf Gas- erzeugern)	langsam absinkende Kohlenschicht	
II. Spülgasöfen	desgl.	Lurgi, Kollergas, Delkeskamp
III. Tunnel- oder Kanalschmel- öfen	ruhender Brennstoff in be- wegten Behältern od. Wagen	Kivioli-Lurgi
IV. Schwelung in der Schwebel	Brennstoff vom Spül- und Schwelgas getragen	McEwen-Runge- Verfahren

¹ Thau, A.: Die Schwelung von Braun- und Steinkohle. Halle a. d. S. 1927 — Kohlschwelung. Halle a. d. S. 1938. — Heinze, R.: Neuere Verfahren zur Veredlung von Brennstoffen. In M. Le Blanc: Ergebnisse der angew. physikal. Chemie. Bd. 1. Leipzig 1934. — Hock, H.: Braunkohlschwelung — Hoffmann, E.: Steinkohlschwelung. In H. Kurz u. F. Schuster: Koks, ein Problem der Brennstoffveredlung. Leipzig 1938.

Damit ist die Zahl der Möglichkeiten und Vorschläge noch nicht erschöpft, jedoch hat nur eine geringe Zahl von Verfahren eine Anwendung in großtechnischem Maßstabe gefunden. Bei der Braunkohle war früher der Rolle-Ofen vorherrschend, denen jetzt eine Reihe von Geissen-Öfen gefolgt sind, während die größten und in ihrem Durchsatz ungleich bedeutungsvolleren modernen Anlagen als Spülgasschmelöfen (Bauart Lurgi) gebaut worden sind. Die Steinkohlenschmelung hat sich dagegen — abgesehen von den älteren englischen Anlagen nach dem Coalite-Verfahren — bisher nur in geringerem Maße einführen können, wobei teils außenbeheizte Kammern (Krupp-Lurgi-Verfahren), teils Spülgasanlagen (Lurgi, Kollergas) ausgeführt wurden, die letzteren zumeist als Großversuchsanlagen¹. Bei backenden Kohlen ist eine oxydative oder thermische Vorbehandlung (Alterung, vgl. S. 86) zur Zerstörung des Backvermögens notwendig. Diese Alterungsstufe wird konstruktiv zwischen die Trocknungs- und die eigentliche Schmelzone gelegt.

Verkokung.

Die Verkokung der Steinkohle² ist der bedeutendste Zweig der Kohlenveredlung. Hauptzweck ist die Gewinnung eines druckfesten, grobstückigen Koks für die Verhüttung (Hüttenkoks), für den Kupolofenbetrieb der Gießereien (Gießereikoks) und für Heizungszwecke (Zechenkoks, so genannt zum Unterschied von dem etwas weniger festen und bei etwas geringeren Temperaturen erzeugten Gaskoks). Daneben werden als wichtige Nebenerzeugnisse gewonnen: Teer, Ammoniak, Benzol und das Kokereigas. Einen ungefähren Überblick über Menge und Wert der Erzeugnisse gibt Zahlentafel 21, in welcher die Mittelwerte der deutschen Erzeugung aus den Jahren 1929—1937 angegeben sind. Die Ausbeutezahlen schwanken selbstverständlich je nach der Einsatzkohle, die Verkaufserlöse je nach der Wirtschaftslage. Die Angaben können daher nur als ein Anhalt für die Wertsteigerung durch die Veredlung dienen.

¹ Weittenhiller, H.: Die bisherigen Arbeiten der Vereinigung für Steinkohlenschmelung (V. f. S.). Glückauf Bd. 75 (1939) Heft 35 S. 741/750. — Jäppelt, A., u. A. Steinmann: Steinkohlenschmelung mit Spülgasen. Braunkohlenarchiv Heft 48 (1937) S. 22/27. — Die Spülgasschmelung von Steinkohle. Öl u. Kohle Bd. 13 (1937) Heft 44 S. 1150/1156.

² Glud, W.: Handbuch der Kokerei. Bd. 1 u. 2 (bearb. von G. Schneider u. H. Winter). Halle a. d. S. 1927/28. — Hock, H.: Kokereiwesen. (Techn. Fortschrittsberichte Bd. XXI.) Dresden u. Leipzig 1930. — Kürzere Darstellungen: H. Kurz u. F. Schuster: Koks, ein Problem der Brennstoffveredlung (F. L. Kühlwein u. A. Jenkner: Erzeugung von Zechenkoks. S. 172/211). Leipzig 1938. — Neumann, B.: Lehrbuch der chem. Technol. u. Metallurgie. Bd. I. 3. Aufl. Berlin 1939. — Eucken, A., u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. III, 5. Tl. Hochtemperatur-Operationen (W. Fitz: Entgasung und Vergasung fester Körper, insbes. der Köhle. S. 151/202). Leipzig 1940.

Zahlentafel 21. Ausbeute und Wert der Kokereiprodukte (1929/1937).

1 Erzeugnis	2 Menge Mill. t	3 Proz. der einge- setzten Kohle	4 Wert Mill. RM.	5 mittlerer Einheitswert
Koks	29,672	78,38	530,130	17,86 RM/t
Teer	1,1458	3,03	41,400	36,13 „
Rohbenzol	0,33171	0,88	78,244	235,88 „
Ammonsulfat	0,40907	1,08	39,333	95,15 „
davon NH ₃	0,105366	0,28	—	0,453 RM/kg N
Gas	11 112,8 Mill. Nm ³ = 312,8 Nm ³ /t Kohle = 374,55 Nm ³ /t Koks			

Der Teer (2—4%) ist Ausgangsprodukt einer weit verzweigten chemischen Industrie zur Herstellung von Heizölen, Treibstoffen, Waschölen, Imprägnierölen, Schmiermitteln, Lösungsmitteln, zur Gewinnung von Farbstoffen und pharmazeutischen Produkten. Mehr als 200 Kohlenwasserstoffe sind im Teer identifiziert worden¹. Die Destillationsprodukte des Steinkohlenteeres² sind:

	Ob. Siedegrenze °C	Spez. Gewicht kg/dcm ³	Anteil %
Leichtöl (und Wasser)	bis 170	0,91—0,96	1
Mittelöl	230	1,00—1,02	10—12
Schweröl	270	1,03—1,04	8—10
Anthracenöl	340	—	18—25
Brikettpech	—	—	55
Wasser und Destillationsverluste	—	—	5

Der Rückstand der Teerdestillation, das Pech, dient außer als Brikettbindemittel für Steinkohlenbriketts auch zur Dachpappenherstellung, zum Straßenbau und zur Isolierung im Bauwesen. Sonderpeche mit Füllstoffen zur Beeinflussung ihrer physikalischen Eigenschaften (Gesteinsstaub, Mikroasbest) haben sich als Korrosionsschutzanstrich für Rohre u. dgl. bewährt (Tepla-Massen)³. In verkoktem Zustand als Pechkoks⁴ bildet das Pech einen wertvollen Rohstoff für die Elektrodenkohleherstellung.

¹ Simmersbach, O., u. G. Schneider: Grundlagen der Koks-Chemie. 3. Aufl. S. 85/89. Berlin 1930. — Spilker, A.: Kokerei und Teerprodukte der Steinkohle. 5. Aufl. S. 190/193 (bearb. von O. Dittmer u. O. Kruber). Halle a. d. S. 1933.

² Kruber, O.: Steinkohlenteer. In B. Neumann: Lehrbuch d. chem. Technol. u. Metallurgie. Bd. II. 3. Aufl. S. 835/851. Berlin 1939.

³ Daeves, K., H. Klas u. H. Schlumberger: Korrosion u. Metallsch. Bd. 16 (1940) Heft 10 S. 339/341.

⁴ Hilgenstock, P.: Glückauf Bd. 73 (1937) Heft 27 S. 617—624. — Thau, A.: Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 5 S. 97/104 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 3 S. 82/83.

Die neuzeitlichen Koksöfen besitzen Fassungsvermögen von 15 bis 22 t, ihre Höhe beträgt bis 4 m (vereinzelt auch mehr), die Länge bis 12 m, die Breite 350—490 mm. Die Garungszeiten, die früher 24—36 h betragen, konnten auf 14—19 h heruntergedrückt werden. Als feuerfester Baustoff kommen in erster Linie Silikasteine in Frage, die Temperaturen bis zu 1450° C vertragen und infolge ihrer höheren Wärmeleitfähigkeit eine höhere spez. Wärmeleistung erbringen gegenüber Schamottsteinen (4400 kcal/m²h gegenüber 3300 kcal/m²h)¹. Der Wärmehaufwand wird mit etwa 540—560 kcal/kg nasse Kohle (mit 7—8% Wasser) angegeben². Die Öfen unterscheiden sich besonders durch die Art der Ausbildung der Heizzüge. Die bekanntesten neueren Bauarten sind der Verbund-Kreisstrom-Ofen (Koppers), der mit Abgasrücksaugung arbeitet, der Verbundofen mit Stufenbeheizung (Still) und der Zwillings-Verbundofen (Dr. Otto) u. a. m. (Didier-Kogag-Hinselmann, Collin). Als Verbundöfen bezeichnet man solche, die außer mit Koksgas auch mit Schwachgas (Generatorgas, Gichtgas) beheizt werden können, wodurch das hochwertige Koksgas für andere Verwendungszwecke außerhalb des Kokereibetriebes freigemacht werden kann (Ferngas). Alle neueren Öfen sind Regenerativöfen, d. h. mit Regeneratoren zur Vorwärmung von Gas und Luft ausgerüstet. Die verschiedenen Beheizungsarten lassen das Bestreben erkennen, eine schnelle und möglichst gleichmäßige Wärmeübertragung zu erzielen. Lediglich der Gassammelraum oberhalb der (durch die Verkokung schrumpfenden) Kohlschicht soll vor zu hohen Temperaturen bewahrt werden, da die besten Ausbeuten, besonders an Benzol, bei Einhaltung optimaler Temperaturen (etwa 850° C) erzielt werden. Diesem Ziel dient das Differentialbeheizungsverfahren (Koppers) sowie die schnelle Ableitung des Gases in Räume geringerer Temperatur durch Verwendung eines Deckenkanals (nach Goldschmidt-Tillmann), die Innenabsaugung von oben her (Still) oder durch die Ofentür (Niggemann). Die nachteilige Auswirkung zu großer Unterdrücke auf die Gasbeschaffenheit und die Ausbeute (Einsaugen von Rauchgasen) soll die Ausgleichsvorlage (Dr. Otto) vermeiden.

Nach Abscheiden des Teeres in der Vorlage und in besonderen Teerabscheidern (mechanisch oder elektrostatisch) wird das Ammoniak entfernt und durch Einleiten in Schwefelsäure in dem sog. Sättiger als Ammonsulfat $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$ gewonnen, welches als Düngemittel dient.

¹ Kubach, W.: Glückauf Bd. 61 (1925) Heft 10 S. 269/277. — Baum, K.: Glückauf Bd. 65 (1929) Heft 23/25 S. 769/776, 812/821, 850/860. — Steinschläger, M.: Arch. Eisenhüttenw. Bd. 3 (1929) Heft 5 S. 331/338. — Rummel, K., u. H. Oestrich: Glückauf Bd. 63 (1927) Heft 50 S. 1809/1817.

² Koppers Handbuch der Brennstofftechnik. 2. Aufl. S. 410. Essen 1937 (auch W. Fitz: a. a. O.).

Entfernt werden müssen ferner das Naphthalin, Cyan und Schwefelwasserstoff. Die Abscheidung des Benzols und seiner Homologe (Xylol, Toluol, Cumol) erfolgt in Waschtürmen durch Auswaschen mit sog. Waschöl (Teerölfraction mit den Siedegrenzen von etwa 200 bis 300 ° C). Weiter werden Phenole, auch aus dem Gaswasser¹ und Schwelwasser², gewonnen, die für die Kunststoffindustrie von Bedeutung geworden sind, die aber vor der Einleitung der Abwässer in die Wasserläufe auch im Interesse der Fischzucht tunlichst entfernt werden.

Das Gas hat als Ferngas zunehmend an Bedeutung gewonnen. Als Mittelwerte für das Kokerei-Ferngas des Ruhrgebietes (Ruhrgas) wird folgende Zusammensetzung angegeben³: 2,2% CO₂, 5,4% CO, 1,6% C₂H₄, 0,4% C₆H₆, 23,9% CH₄, 56,8% H₂, 0,4% O₂ und 9,3% N₂. Der obere Heizwert beträgt 4555 kcal/Nm³, der untere Heizwert 4029 kcal/Nm³. Der Feuchtigkeitsgehalt ist etwa 1 g/Nm³.

Die Herstellung von druckfesten, schwefel- und aschearmen Braunkohlenkoksen befindet sich noch im Versuchsstadium⁴.

Stadtgaserzeugung.

Das Stadtgas ist in den meisten Fällen ein Gas, welches hauptsächlich aus dem durch Entgasung gewonnenen Steinkohlengas besteht, dem Wassergas (in einigen Fällen auch Klärgas, Generatorgas oder Rauchgas) zugemischt werden, um gleichmäßige, den Richtlinien entsprechende Gaseigenschaften zu erzielen. Diese Richtlinien⁵ sehen vor: einen oberen Heizwert von 4200 bis 4600 kcal/Nm³ (entsprechend $H_u = 3800$ bis 4200 kcal/Nm³), ein Dichteverhältnis (Luft = 1) von 0,4 bis 0,5, einen Gasdruck von mindestens 60 mm WS und folgende Reinheitsgrade: Sauerstoff unter 0,5, tunlichst unter 0,3 Vol.-%, Schwefelwasserstoff unter 2 g/100 m³, Ammoniak unter 0,3 g/100 m³, Naphthalin unter $\frac{5 \text{ bis } 10}{p}$ g/100 m³ (p ata), organischen Schwefel bis 25 g/100 m³, Cyanwasserstoff bis etwa 15 g/100 m³, Stickoxyd um 0,2 cm³/m³ und keinen Teer. Der erreichte Mittelwert betrug $H_o = 4290$ kcal/Nm³ (nach K. Bunte⁶).

¹ Wiegmann, H.: Glückauf Bd. 68 (1932) Heft 2 S. 33/40 u. Bd. 75 (1939) Heft 51 S. 965/971.

² Just, H.: Braunkohle Bd. 40 (1941) Heft 19 S. 245/249 u. Heft 20 S. 259/263.

³ Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 1 S. 19/21. [Heizwerte nach DIN 1872 errechnet.]

⁴ Hock, H., u. O. Engelfried: Braunkohle Bd. 38 (1939) Heft 33 S. 581/588.

⁵ Gas- u. Wasserfach Bd. 82 (1939) Heft 45 S. 745.

⁶ Bunte, K.: Auswertung der Erhebung über die Gasbeschaffenheit in deutschen Gaswerken. Gas- u. Wasserfach Bd. 83 (1940) Heft 33 S. 397/402.

Die Entgasung¹ erfolgt entweder in Horizontal-, Schräg- oder Vertikal-Retortenöfen (besonders auch bei kleineren Anlagen) oder man verwendet nach dem Vorbild der Kokerei Horizontalkammeröfen, ferner Schrägkammeröfen, bei denen die Kammerentleerung erleichtert ist, oder Vertikalkammeröfen. Die Beheizung geschieht durch Generatorgas, wobei Zentralgeneratoren oder Einzelgeneratoren verwendet werden, meist ist der Generator mit dem Ofen baulich in einem Block verbunden, außerdem erhält der Ofen Rekuperatoren (Rekuperation genannt) oder Regeneratoren. Vertikal-Retorten- und Vertikal-Kammeröfen sind auch für einen stetigen Betrieb entwickelt worden; das Gas wird oben abgesaugt, der Koks unten abgeführt, die Öfen behalten daher eine gleichmäßige Temperatur (Schonung des Mauerwerks).

Durch Einleiten von Wasserdampf in die Kammern lassen sich in stetigem Betrieb Wassergas und Synthesegas für die Ammoniak- und Treibstoffsynthese gewinnen (Bubiag-Didier, Koppers).

Nach dem Verlassen des Ofens wird der Koks möglichst schonend gelöscht (Abspritzen mit Wasser auf der Koksrampe oder im Löschturm) oder seltener in Trockenkokskühlanlagen mit inerten Gasen gekühlt, wodurch der Koks stärker geschont, seine Qualität verbessert, die Kokswärme zurückgewonnen wird. Anschließend wird der Koks abgesiebt, wenn nötig durch Brechen aufbereitet und nach Korngrößen sortiert.

Über die Gasentgiftung (Herabsetzung des CO-Gehaltes auf etwa 1 %) vgl. S. 144/145.

Vergasung.

Die Gaserzeugung durch restlose Vergasung² erfolgt in feststehenden ausgemauerten oder mit Dampfmänteln versehenen Schächten mit festem Rost, Rollenrost oder vorwiegend mit Drehrost zur selbsttätigen Aschenaustragung. Gaserzeuger ohne Rost arbeiten mit flüssigem Schlackenabstrich nach Art der Schachtöfen (Abstichgeneratoren). Als Vergasungsmittel dienen Luft (Erzeugnis: Luftgas) mit etwas Wasserdampfzusatz durch Aufsättigen des Gebläsewindes (Generatorgas 1100 bis 1200 kcal/Nm³), ferner sauerstoffangereicherte Luft oder Sauerstoff (Oxygas 2000—2400 kcal/Nm³) und Wasserdampf (Wassergas 2500 bis 2700 kcal/Nm³). Wassergasherstellung setzt wegen des endothermen Vergasungsvorganges ein abwechselndes Heißblasen mit Luft voraus, worauf

¹ Schäfer, A.: Einrichtung und Betrieb eines Gaswerks. 4. Aufl. (unter Mitarbeit von E. Langthaler). München u. Berlin 1929. — Brückner, H.: Handbuch der Gasindustrie. Bd. 1 Gaserzeugungsofen. München u. Berlin 1938. Bd. 3 Gasreinigung und Nebenproduktengewinnung. München u. Berlin 1939.

² Trenkler, H. R.: Die Gaserzeuger. Berlin 1923. — Dolch, P.: Wassergas, Chemie und Technik der Wassergasverfahren. Leipzig 1936. — Brückner, H.: Handbuch der Gasindustrie. Bd. 2 Generatoren. (Bearbeiter F. Wehrmann u. H. Brückner.) München u. Berlin 1940.

nach einem Spülvorgang das eigentliche Gasen erfolgt. Eine stetige Wassergaserzeugung macht eine gleichzeitige Wärmezufuhr notwendig, sie erfolgt durch Außenbeheizung in Vertikalkammeröfen (Beispiel: Bubiag-Didier-Verfahren), durch die Vergasung mit Sauerstoff (Beispiele: Thyssen-Gálocsy-Koller-Verfahren, Winkler-Generator) oder durch Wälzgas, das in Regeneratoren hoch erhitzt wird (Beispiele: Pintsch-Hillebrand-Verfahren, Koppers-Verfahren, Wintershall-Schmalfeldt-Verfahren). Eine an das Vorhandensein billigen Wasserkraftstromes geknüpfte Möglichkeit ist die elektrische Wassergaserzeugung¹ (Elektro-Wassergas 2750 kcal/Nm³). Nach den Druckverhältnissen unterscheidet man Sauggasanlagen, wenn der Ventilator hinter dem Generator, Druckgasanlagen, wenn er vor ihm angeordnet ist. Unter hohen Drücken (8,5—20 at) und mit Sauerstoff und Wasserdampf als Vergasungsmittel arbeitet die Druckvergasung (nach Lurgi). Bei kleineren Sauggasanlagen wird der Unterdruck unmittelbar vom Motor erzeugt. Ein in neuerer Zeit erschlossenes Anwendungsgebiet sind die Fahrzeuggaserzeuger², die mit Holz, Holzkohle, Schwelkoks oder Anthrazit arbeiten. Als wichtigste Vergasungsrohstoffe für ortsfeste Gaserzeuger kommen in Frage: Hochtemperaturkoks, Schwelkoks, Anthrazit und andere nicht backende Steinkohlensorten, Braunkohlenbriketts, Trockenbraunkohle, Torf und Holz. Im allgemeinen wird gleichmäßige und nicht zu kleine Körnung (in Anpassung an die Schachtdurchmesser) bevorzugt, da der Schichtwiderstand für die spez. Generatorleistung ausschlaggebend ist (Begrenzung der absoluten Drucke durch die Tauchtiefe der Wasserverschlüsse, die Dichtheit des Generators und die auftretenden Flugverluste). Als Sonderfall ist die Vergasung von Staub in der Schwebe zu erwähnen (Beispiele: Winkler-Generator, Wintershall-Schmalfeldt-Verfahren und weitere in der Entwicklung begriffene Verfahren³). Die Gaszusammensetzung kann sowohl durch Auswahl der Vergasungsrohstoffe, als auch besonders durch die Vergasungsmittel und durch die Vergasungsverfahren beeinflusst werden, ferner nachträglich durch Umformung (Konvertierung, Methanisierung, CO₂-Auswaschung)⁴.

Einen Überblick über Gasausbeute, Gasheizwert und Vergasungswirkungsgrad verschiedener Brennstoffe gibt Zahlentafel 22. Diese Angaben sind verknüpft durch die Definition des Vergasungswirkungsgrades

$$\text{Vergasungswirkungsgrad } (c) = \frac{\text{Gasausbeute } (a) \text{ mal Gasheizwert } (b)}{\text{Brennstoffheizwert}}$$

¹ Hole, J.: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 9 S. 259/260.

² Kühne, G., u. F. Koch: Holz- und Holzkohlegaserzeuger für Kraftfahrzeuge. RKTU-Schriften Heft 60. Berlin 1935. — Finkbeiner, H.: Hochleistungsgaserzeuger für Fahrzeugbetrieb und ortsfeste Kleinanlagen. Berlin 1937.

³ Gumz, W.: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 9 S. 257/259 — Vortragsveranstaltung der Hauptausschüsse für Forschungswesen des Bergbau-Vereins in Essen am 30. X. 40. S. 157/174. Essen 1940.

⁴ Vgl. S. 144/145.

Daraus lassen sich die Verhältnisse bei abweichenden Heizwerten leicht ermitteln. Die geringen Vergasungswirkungsgrade bei Wassergaserzeugung erklären sich aus den Verlusten durch das Blasegas (bzw. die höheren Abgastemperaturen bzw. Gasmengen bei den stetigen Verfahren), die Rückgewinnung durch Abhitzeessel bleibt dabei außer Ansatz. Der Vergasungswirkungsgrad wird bestimmt durch die Verluste durch den Wärmeinhalt des abziehenden Gases (Menge, Zusammensetzung, Temperatur), die Verluste durch Brennbares in den Rück-

Zahlentafel 22. Ausbeute, Heizwert und Vergasungswirkungsgrad verschiedener Vergasungsverfahren und Brennstoffe.

a) Gasausbeute Nm³/kg, b) Gasheizwert kcal/Nm³, c) Vergasungswirkungsgrad.

Brennstoff	Heizwert kcal/kg	Vergasung mit Luft	Vergasung mit Wasserdampf	Sonstige Verfahren
Hochtemperaturkoks	7060	{ a) 5,31 b) 1050 c) 0,79	a) 1,81 b) 2540 c) 0,65	a) 2,656 } ¹ b) 2100 } c) 0,79 }
Schwelkoks	7200	{ a) 5,17 b) 1100 c) 0,79	a) 1,70 b) 2590 c) 0,61	— — —
Anthrazit	7555	{ a) 4,51 b) 1340 c) 0,80	a) 1,87 b) 2500 c) 0,62	— — —
Gasflammkohle	6150	{ a) 3,18 b) 1550 c) 0,80	a) 1,35 b) 2690 c) 0,59	— — —
Braunkohlenschwelkoks	5874	{ a) 3,82 b) 1220 c) 0,80	a) 1,841 } b) 2380 } ² c) 0,746 }	a) 3,325 } ³ b) 1240 } c) 0,702 }
Trockenbraunkohle	5270	{ — — —	a) 1,47 } b) 2390 } ² c) 0,666 }	a) 2,78 } ³ b) 1110 } c) 0,585 }
Braunkohlenbrikett	4750	{ a) 2,375 b) 1500 c) 0,75	a) 1,14 b) 2420 c) 0,583	— — —
Rohbraunkohle	2090	{ a) 1,47 b) 1140 c) 0,80	— — —	— — —
Preßtorf	4520	{ a) 2,21 b) 1470 c) 0,72	— — —	— — —
Holzkohle	7000	{ a) 3,92 b) 1340 c) 0,75	— — —	— — —
Holz (lufttrocken)	3620	{ a) 2,25 b) 1300 c) 0,81	— — —	— — —

¹ Vergasung mit Sauerstoff.

² Vergasung mit Wasserdampf und Sauerstoff im Winkler-Generator.

³ Vergasung mit Luft im Winkler-Generator.

ständen und im Flugstaub und durch Leitung und Strahlung, m. a. W. durch die Generatorkonstruktion und Betriebsweise (Belastung) und die etwaige Rückgewinnung der Abwärme im Rahmen des Vergasungsvorganges (z. B. durch Vorwärmung des Vergasungsmittels).

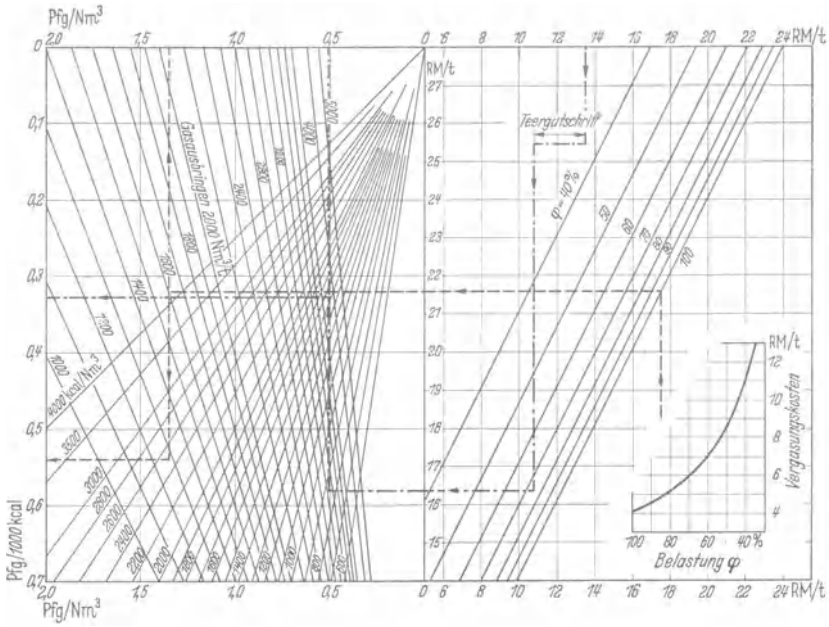


Abb. 26. Vergasungskosten in RM/t , Rpf./Nm^3 und Rpf./1000 kcal .

Vergasungs- und Gaskosten ergeben sich angenähert aus dem Schaubild Abb. 26.

Extraktion.

Die Behandlung der Kohle mit Lösungsmitteln wie Benzol, Tetralin, Naphthalin u. a. hat sowohl für wissenschaftliche Zwecke eine große Bedeutung als auch für die technische Erzeugung von Extrakten als Ausgangsrohstoff für die Hydrierung, als sehr aschearmer Brennstoff für Kohlenstaubmotore (s. jedoch S. 105), zur Elektrodenkohleherstellung und als Ersatz für das wesentlich teurere Montanwachs¹. Das Druckextraktionsverfahren von Pott und Broche (Stinnes), das die höchsten Extraktausbeuten liefert (Steinkohle bis 90%), Braunkohle bis 95%), arbeitet mit einem Lösungsmittelgemisch aus Tetralin mit Zusätzen wie Phenole u. a. mit einem Mengenverhältnis Kohle : Lösungs-

¹ Scheer, W.: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 8 S. 225/230 u. Bd. 28 (1940) Heft 7 S. 150/155. Dort weitere Schrifttumsangaben über die geschichtliche Entwicklung, die Verfahren, die Extrakteigenschaften und Verwendungsmöglichkeiten.

mittel wie 1 : 1 bis 1 : 2, mit stetigem Lösungsmittelkreislauf, bei erhöhtem Druck und bei der jeweiligen Zersetzungstemperatur, die als Bestwert erkannt ist und die genau eingehalten werden muß. Das ähnlich arbeitende Verfahren von Uhde verwendet außerdem hydrierend wirkende Kontakte, mit wenig Wasserstoff und extrahiert bei 380—425° unter Druck, so daß es als eine Art mildes Sumpffphaseverfahren angesprochen werden kann.

Chemische Kohleveredlung.

Die Wege, auf denen man vom festen Rohstoff Kohle durch die verschiedenen Verfahren zum festen, flüssigen oder gasförmigen Edelzeugnis kommt, sind in dem Diagramm von Scheer¹, Abb. 27, zusammengestellt. Es gestattet sowohl von der Kohle ausgehend, den Verfahrensgang zur Gewinnung bestimmter Heiz- oder Triebstoffe zu verfolgen, als auch umgekehrt von dem gewünschten Erzeugnis am unteren Bildrand ausgehend zu zeigen, welche verschiedenartigen Möglichkeiten hierbei offenstehen. Diese Auswahl der Verfahrensarten kennzeichnet am besten den hohen Stand und die Beweglichkeit der chemischen Brennstoffveredlung in bezug auf die Gewinnungsart, das Endprodukt und dessen Eigenschaften und auf die in gewissen Grenzen mögliche Anpassung an den Ausgangsrohstoff, die Nachfrage und Versorgungslage, den technischen Stand der Verbraucher und die Wirtschaftlichkeit. Daß dabei die Angleichung an die Weltmarktpreise nicht das Ziel ist und zu sein braucht, haben die letzten Jahre mit genügender Anschaulichkeit gelehrt.

Die beiden Hauptwege der Treibstoffherzeugung aus Kohle² sind die Hochdruckhydrierung (s. S. 128), d. i. die Wasserstoffanlagerung unter hohen Drucken und Temperaturen, die zweistufig (in der Sumpffphase und der Gasphase) vorgenommen wird, und die Synthese (s. S. 128/9), d. i. der Aufbau der flüssigen Kohlenwasserstoffe aus den molekularen, gasförmigen Bauelementen Kohlenoxyd und Wasserstoff. Zur Hydrierung eignen sich Kohle, die getrocknet, gemahlen, evtl. entascht, und mit Schweröl (aus der Sumpffphase) zu einem Kohlenbrei angepastet wird, ferner Kohlenextrakte, Schwel- und Kokereiteer und schwere Teeröle. Mittelöle können unter Auslassung der Sumpffphase unmittelbar in der Gasphase hydriert werden. Der notwendige Wasserstoff wird ebenfalls von der Kohle geliefert auf dem Wege über die Wassergaserzeugung, Konvertierung, CO₂- und CO-Rest-Auswaschung oder

¹ Scheer, W.: Von der Kohle zum Kraftstoff. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 11 S. 261/262.

² Neumann, B.: Lehrbuch d. chem. Technol. u. Metallurgie. 3. Aufl. Bd. 2 S. 928/948 (bearb. von O. Fuchs). Berlin 1939. — Spausta, F.: Treibstoffe für Verbrennungsmotoren. S. 53/90. Wien 1939.

durch Koksgaszerlegung (s. S. 140). Die Synthese nach Fischer-Tropsch kann von allen beliebigen, vergasbaren Brennstoffen ausgehen wie Koks, Schwelkoks, Kohle, Torf u. a. m.. Aus Wassergas wird durch Konvertierung, Reinigung und CO₂-Auswaschung das notwendige Synthesegas hergestellt (s. S. 144). Bezüglich der übrigen, auf dem Schema der Abb. 27 verzeichneten Verfahren sei auf das Kapitel der Veredlung der flüssigen Brennstoffe hingewiesen (S. 125/129).

Zusammensetzung und Eigenschaften der flüssigen Brennstoffe.

Siedeverhalten.

Chemisch nicht einheitliche Stoffe besitzen keinen ausgeprägten Siedepunkt, sie werden vielmehr durch eine Siedekurve gekennzeichnet.

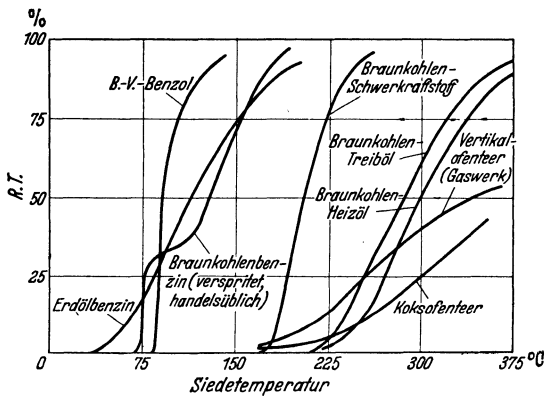


Abb. 28. Beispiele für die Siedekurven verschiedener flüssiger Brennstoffe.

Abb. 28 zeigt einige Siedekurven von Treibstoffen und flüssigen Brennstoffen, wobei zu bemerken ist, daß praktisch erhebliche Schwankungen vorkommen können. Wie man daraus ersieht, ist z. B. das Motorenbenzol auch nicht einheitlich als C₆H₆ aufzufassen, sondern es enthält vorzugsweise die Homologe der Benzolreihe wie Toluol, Xylol und höhere Benzolkohlenwasserstoffe, daneben noch einen Rest von 2 bis 10% aliphatische Kohlenwasserstoffe¹.

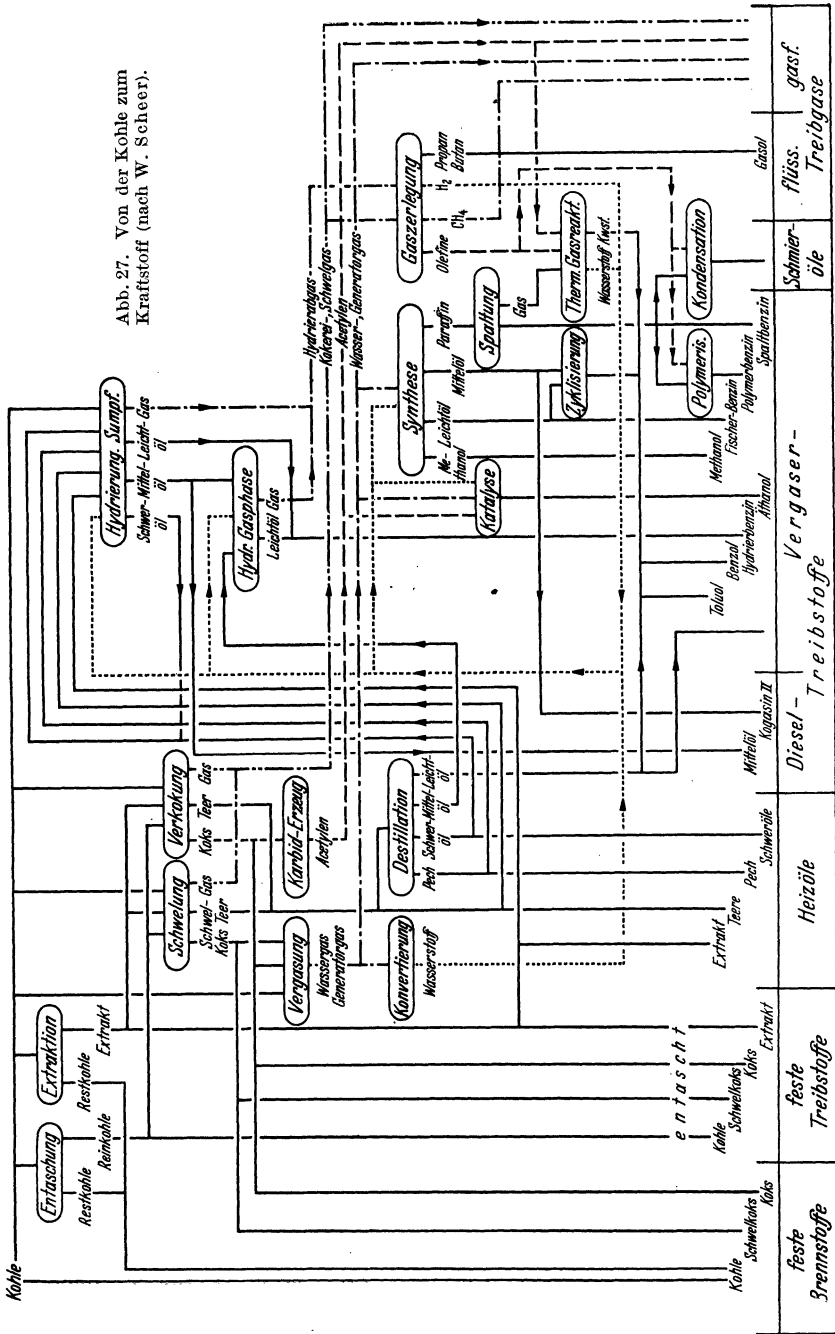
Zahlentafel 23. Beispiele von Siedekennzifferberechnungen.

Siedebeginn	Benzin (52°)	Dieselmkraftstoff (195°)
5 cm ³	62	212
15 „	75	233
25 „	88	250
35 „	98	268
45 „	107	289
55 „	119	302
65 „	130	333
75 „	143	355
85 „	155	576
95 „	181	Eintritt von Spaltung
Siedekennziffer	116	300

Zur einfachen Kennzeichnung des Siedeverhaltens dient die Siedekennziffer, die als die mittlere Siedetemperatur bezeichnet werden könnte. Sie wird ermittelt, indem man die Siedetemperaturen, bei denen 5, 15, 25

¹ Vgl. F. Spausta: Treibstoffe für Verbrennungsmotoren. Wien 1939.

Abb. 27. Von der Kohle zum Kraftstoff (nach W. Scheer).



Zahlentafel 24. Treibstoffe und flüssige Brennstoffe.

Bezeichnung	Liter- gewicht kg/l	Zusammensetzung				Heizwerte kcal/kg		V _r ^{min} I _r ^{min}	CO ₂ ^{max} %	Sonstige Kennzeichen
		C	H ₂	O ₂ (+N ₂)	S	H _o	H _u			
Treibstoffe										
Benzin (handelsübl. m. Spritzus.)	0,763	80,7	14,2	5,1	0	10800	10040	0,929	15,01	Siedegrenzen 40/150 . . . 190° C
Benzol	0,875	91,7	7,8	—	0,5	10100	9650	0,957	17,42	Visk. 2,6° E (20°) Siedegrenzen 200/350° C
Gasöl (Dieselöl)	0,85/0,89	86,64	12,88	0,22	0,26	10680	9994	0,935	15,50	H _o /H _u = 11,410/10400 kcal/Nm ³ . OZ ∞ 122
Motoren-Methan kg/Nm ³	0,9169	77,40	20,65	1,95	—	12160	11600	0,907	12,93	H _o /H _u = 27,000/24420 kcal/Nm ³ . OZ ∞ 105 . . . 110
Flüssiggas (handelsübl.) . kg/Nm ³	2,2174	82,48	17,52	—	—	12160	11000	0,918	13,96	
Heizöle										
Heizöl (Pennsylvanien)	0,89	84,90	13,70	1,40	—	10670	9940	0,932	15,23	
Heizöl (Kalifornien)	0,95	86,37	11,30	1,14	0,60	10400	9800	0,941	16,03	
Heizöl (Mexiko)	0,91	82,80	12,19	2,15	2,83	10270	9620	0,936	15,44	15,64% (CO ₂ + SO ₂) ^{max}
Braunkohlenteeröl	0,925	84,0	11,0	4,3	0,7	10200	9610	0,942	16,16	Siedegrenzen 200/360° C
Steinkohlenteeröl	1,08	89,5	6,5	3,4	0,6	9350	9000	0,964	18,06	Siedegrenzen 210/360° C
Dünnteer	1,12	90,4	6,0	3,2	0,4	9300	8980	0,966	18,25	

usw. bis 95 Raumteile (cm³) bei der Destillation übergegangen sind, addiert und durch 10 dividiert (Beispiel: Benzin in Zahlentafel 23). Das Verfahren versagt, wenn bei den höheren Temperaturen bereits Spaltungen oder sonstige chemische Veränderungen des zu untersuchenden Öles vor sich gehen, man kann sich dann helfen, indem man für den ausfallenden oberen Wert (bei 95 RT.) auch den untersten (bei 5 RT.) wegläßt und die Summe der übrigen nur noch durch 8 dividiert usw. (Beispiel: Dieselkraftstoff in Zahlentafel 23).

Zusammensetzung und Heizwert.

In Zahlentafel 24 sind Zusammensetzung und Heizwert für eine Reihe flüssiger Brennstoffe zusammengestellt. An Verunreinigungen kommen meist nur in geringen Mengen in Frage: Wasser, Sand und gewisse ungesättigte Kohlenwasserstoffe, die bei Mischung mit der Verbrennungsluft harzbildend wirken und daher (z. B. bei den Treibstoffen) zur Verpichung der Einlaßventile führen können. Als unerwünsch-

ter Bestandteil ist der Schwefel zu betrachten, er liegt bei Heizölen meist bei nur 0,01—1%, bei Ohio-, Texas-, kalifornischen und besonders mexikanischen Heizölen jedoch bei 2 bis zu 5%. Höhere Schwefelgehalte können in den Destillationsrückständen auftreten, die in den Raffinerien als Abfallbrennstoffe dienen.

Von den sonstigen praktisch wichtigen Eigenschaften der Heizöle sind zu nennen die Wichte, der Flammpunkt, gemessen im Flammpunktsprüher nach Pensky-Martens und die Zähigkeit oder Viskosität. Die Zähigkeit wird in Deutschland in Engler-Graden (durch Ausflußmessung), in England und Amerika auch nach Redwood-, Saybolt Universal-, Saybolt Furol- und CGS (Stokes)-Graden gemessen. Zur Erzielung der notwendigen Dünflüssigkeit, die eine einwandfreie Förderung und gute Zerstäubung gewährleistet, ist meist eine Vorwärmung des Heizöles erforderlich, die jedoch unterhalb des Flammpunktes bleiben soll und sich meist in den Grenzen von 100 bis 150°C hält. Wegen der Verwendung von Heizölen verschiedener Herkunft und Beschaffenheit spielt die Frage der Mischbarkeit der Heizöle¹, unter Vermeidung von Hartasphaltausscheidungen, eine gewisse Rolle.

Spezifisches Gewicht und Dichte.

Das spez. Gewicht (die Wichte) wird gewöhnlich bei 15° angegeben, in Amerika bei 60°F = 15,6°C. Die Dichtebestimmung (Vergleich mit dem spez. Gewicht reinen Wassers bei 15 bzw. 15,6°) geschieht am einfachsten mit Hilfe einer Tauchspindel (Aräometer). Sie dient weniger zur gütemäßigen Bewertung als vielmehr zur Umrechnung von Volumen und Gewicht und auch in Verbindung mit der Siedekennzahl zur Beurteilung der Zündwilligkeit von Dieselmotortreibstoffen². Mitunter wird die Dichte auch in Beaumé-Graden oder API-Graden (Amerikanisches Petroleum-Institut) ausgedrückt. Es ist

$$1^\circ \text{ API} = (141,5/\text{Wichte } 15,6^\circ/15,6^\circ) - 131,5.$$

Thermische Eigenschaften.

Der Ausdehnungskoeffizient von Heizöl ist im Mittel etwa 0,00072 je °C.

Die spez. Wärme von Erdöl (Heizöl) steigt mit steigender Temperatur und sinkt mit steigendem spez. Gewicht. Angenähert kann die mittlere spez. Wärme durch die Beziehung ausgedrückt werden:

$$c_m = 0,754 - 0,374 \gamma_{15^\circ} + (0,00170 - 0,000725 \gamma_{15^\circ}) t. \quad (162)$$

Daraus ergeben sich zwischen $\gamma = 0,80$ bis $0,90$ bei 20°: $c_m = 0,477$ bis $0,438$ kcal/kg °C und bei 200°: $c_m = 0,679$ bis $0,627$. Die Ver-

¹ Demann, W.: Mischbarkeit von Heizölen. Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 5 S. 61/68.

² Heinze, R., u. M. Marder: Z. VDI Bd. 81 (1937) Heft 2 S. 37/38 — Brennst.-Chemie Bd. 17 (1936) Heft 17 S. 326/330.

dampfungswärme beträgt rund 80—90 kcal/kg (ohne Flüssigkeitswärme). Die Wärmeleitfähigkeit von Petroleum geben die „Wärmetechnischen Richtwerte“¹ an mit 0,134 kcal/m h °C bei 0°, 0,130 bei 20°, 0,125 bei 50° und 0,115 bei 100°.

Zündungs- und Verbrennungseigenschaften.

Über Zündpunkte vgl. Zahlentafel 12, S. 82. Bei den leicht zündenden Leichtkraftstoffen besteht die Gefahr, daß eine unerwünscht hohe Verbrennungsgeschwindigkeit (Detonation) auftritt, die als „klopfende Verbrennung“ bezeichnet wird wegen ihres harten Schlages auf die Motortriebwerksteile. Die „Klopffestigkeit“ eines Brennstoffes wird durch die Oktanzahl ausgedrückt. Die Oktanzahl eines Treibstoffes ist definiert als derjenige Prozentsatz Iso-Oktan in Vol.-% in einer Mischung mit n-Heptan, die in einer Standard-Einzyliermaschine (Einheitsprüfmotor) unter festgelegten Versuchsbedingungen die gleiche Klopfeseigenschaft hat wie der zu untersuchende Treibstoff. Iso-Oktan hat eine hohe (= 100), n-Heptan keine Klopffestigkeit (= 0). Über Klopfmessungen im Motor mit vereinfachten Prüfgeräten und über die Möglichkeit einer Beurteilung der Klopffestigkeit aus physikalischen Kennwerten sei auf das Schrifttum verwiesen².

Bei den schwer zündenden Dieselmotorkraftstoffen stehen weniger die Verbrennungs- als vielmehr die Zündeigenschaften im Vordergrund. Der Brennstoff benötigt eine merkliche Zündzeit (Zündverzug, Induktionszeit). Zu ihrer Kennzeichnung dient die Cetenzahl. Sie ist definiert als derjenige Prozentsatz Ceten in einer Mischung mit α -Methylnaphthalin, der unter festgelegten Versuchsbedingungen den gleichen Zündverzugszeitwinkel in einem Dieselmotor ergibt wie der zu untersuchende Kraftstoff. Gutes Zündverhalten tritt auf bei hohem „Dieselindex“; dabei bedeutet der Dieselindex (nach A. E. Becker und H. G. M. Fischer³) die API-Dichte multipliziert mit dem Anilinpunkt (°F)/100. Der Anilinpunkt ist definiert als die niedrigste Temperatur, bei welcher gleiche Raumteile von frisch destilliertem Anilin und Öl vollkommen mischbar sind. Eine Erleichterung der Eignungsprüfung von Dieselmotorkraftstoffen bieten die einfachen Beziehungen zwischen der Cetenzahl und den physikalischen Kennwerten wie Wichte (γ g/cm³), Siedekennzahl, Oberflächenspannung (σ mg/mm) und daraus zusammengesetzte Größen, wie z. B. der spez. Parachor $p = \sigma^{1/4}/\gamma^*$.

¹ Henning, F.: Wärmetechnische Richtwerte. S. 83. Berlin 1938.

² Zusammenstellung bei F. Neher: Arch. techn. Messen ATM V-8234-1 (1940).

³ S. A. E. Journ. Bd. 35 (1934) S. 376. — Philipovich, A. v.: Die Betriebsstoffe für Verbrennungskraftmaschinen. (H. List: Die Verbrennungskraftmaschine. Heft 1.) Wien 1939.

* Heinze, R., u. M. Marder: a. a. O., vgl. Fußnote 2 S. 123.

Gewinnung und Veredlung der flüssigen Brenn- und Treibstoffe.

Der Ausgangsrohstoff der meisten flüssigen Brenn- und Treibstoffe ist das Erdöl. Das Rohöl ist ein Gemisch aus einer sehr großen Zahl von Kohlenwasserstoffen. Je nach dem Überwiegen der einen oder anderen Gruppe von Kohlenwasserstoffen spricht man von paraffinischer, asphaltischer, naphthenischer oder gemischter Basis, doch ist die Basis kein eindeutiges Merkmal der Herkunft (so können Öle verschiedener Basis dem gleichen Ölfeld entstammen) oder des Gebrauchswertes. Das Rohöl wird nicht oder nur in seltenen Fällen unmittelbar dem Verbrauch zugeführt, vielmehr durch Destillation oder andere Verfahren aufgearbeitet und in „Fraktionen“ getrennt, deren Hauptmerkmal demgemäß das ihnen eigentümliche Siedeverhalten ist.

Der erste Schritt im Verfahrensgang der Erdölverarbeitung¹ ist die Reinigung von Sand, Schmutz, Salzlösungen u. a. und die Entwässerung, wobei vor allem die Zerstörung der Öl-Wasser-Emulsionen erstrebt wird, die die weitere Trennung in die einzelnen Fraktionen durch ihre Neigung zum Schäumen erschweren würden. Sodann werden tunlichst vor einem Versand oder längerer Lagerung die am leichtesten siedenden Benzinbestandteile abgeschieden („Toppen“ des Rohöls), die andernfalls leicht ausgetrieben und dann nicht nur verlorengehen würden, sondern auch die Entzündungsgefahr vergrößern. Das getoppte Rohöl wird zum Teil schon als Heizöl verwendet, ist aber noch zu wertvoll und wird daher normalerweise noch einer Destillation unterworfen. Dies geschieht durch Erhitzen in Röhrenerhitzern (pipe stills) auf etwa 400° C und nachfolgende Trennung in folgende Reaktionen:

1. Benzin (Gasolin) bis 180°.
2. Leuchtöl (Petroleum, Kerosin) 150—300°.
3. Gasöl (Dieselöl) 200—350°.
4. Schmieröle und Paraffinöle über 350°.
5. Heizöle und als Heizöle verwendete schwer siedende Rückstände (Goudron, Asphalt, Pacura [Rumänien], Masut [Rußland]).

Die mengenmäßigen Anforderungen an die einzelnen Erdölfraktionen unterlagen im Laufe der Entwicklung großen Veränderungen, so daß dem Sortenproblem bei den festen Brennstoffen ähnliche Absatzprobleme auftraten, die aber durch die Lenkung der Aufbereitungsverfahren gemeistert werden konnten. Ursprünglich war einmal das Petroleum oder Leuchtöl die wichtigste Fraktion, für Benzin bestand nur eine geringe

¹ Heinze, R.: Die Veredlung flüssiger Brennstoffe. *Ergebn. d. angew. phys. Chemie*, hrsg. von M. Le Blanc. 2. Bd. 1. Tl. Leipzig 1934. — Heinze, R.: Das Erdöl und die neueren Verfahren seiner Aufbereitung. *Z. VDI* Bd. 82 (1938) Heft 34 S. 1005/1011. — Heinze, R.: Erdöl. In B. Neumann: *Lehrbuch d. chem. Technol. u. Metallurgie*. 3. Aufl. Bd. 2 S. 803/835. Berlin 1939.

Absatzmöglichkeit. Das Verhältnis kehrte sich aber mit der Entwicklung des Otto-Motors und der Ausbreitung des Kraftwagens völlig um, zumal außerdem gleichzeitig das Leuchtöl durch Gas und Elektrizität ganz in den Hintergrund gedrängt wurde. Die unmittelbar durch Destillation gewonnenen Benzine („straight run“ gasoline) genügten schließlich auch zusammen mit den auf andere Weise unmittelbar aus Erdgasen gewonnenen „natürlichen Benzinen“ (natural gasoline, casing-head gasoline), nicht mehr zur Deckung des Bedarfs.

Große Bedeutung und Verbreitung hat daher die Erzeugung von Krack- oder Spalt-Benzinen durch die Druck-Wärme-Spaltung gefunden, durch die die Ausbeute an Benzin auf Kosten der Leuchtölfraction ganz bedeutend gesteigert wird. Die Spaltbenzine zeigen überdies wertvolle Eigenschaften, z. B. eine höhere Klopfestigkeit, sie werden daher gern den Destillationsbenzinen beigemischt, um deren Eigenschaften zu verbessern. Unter der Unzahl von Krackverfahren — nach Heinze¹ liegen etwa 5000 verschiedene Vorschläge, Arbeitsverfahren und Patente vor — gibt es auch solche, die mit Katalysatoren arbeiten; als Beispiel sei das Houdry-Verfahren (Aluminiumsilikat als Katalysator) erwähnt.

Ein anderer Weg zur Ausweitung der Benzinerzeugung ist die Polymerisation, d. i. der Aufbau größerer Moleküle aus kleineren, meist unter Anwendung von Katalysatoren (vorwiegend bei den ungesättigten Olefinen anwendbar), die man als die Umkehrung der Krackung bezeichnen könnte. Ausgangspunkte für die Polymer-Benzine sind hauptsächlich die bei der Druck-Wärme-Spaltung entstehenden Gase. Das andere Nebenprodukt der Krackung, der Petrolkoks, findet wegen seiner Aschenarmut Verwendung zur Elektrodenkohleherstellung und zu ähnlichen Zwecken.

Unter Alkylierung, die ebenfalls von gasförmigen Kohlenwasserstoffen ausgeht, versteht man die Bindung eines gesättigten Kohlenwasserstoffmoleküls an ein ungesättigtes, wobei ein gesättigtes Doppelmolekül entsteht (z. B. Iso-Oktan). Sie wird katalytisch (mit Aluminiumchlorid) oder neuerdings auch nur thermisch (bei $p \geq 300$ at, $t = 500^\circ \text{C}$) durchgeführt.

An weiteren Veredlungsprozessen sind zu erwähnen das Reformieren („reforming“), eine Art Krackung unter milden Bedingungen²,

¹ Heinze, R.: Die Veredlung flüssiger Brennstoffe. (Le Blanc: Ergebn. d. angew. phys. Chemie.) Leipzig 1934. Die wichtigsten Krackverfahren sind: a) Verfahren, die in flüssiger Phase arbeiten: Burton-Clark, Dubbs, Cross, Jenkins, Ellis, Fleming; b) Verfahren, die in dampfförmiger Phase arbeiten: Greenstreet, Hall, Knox, Leamon, de Florez und das Gyro-Krackverfahren; c) katalytische Verfahren: McAfee.

² Egloff, G., u. E. F. Nelson: Brennst.-Chemie Bd. 18 (1937) S. 233/246.

welches dazu dient, kloppfreudige in kloppfeste Benzine zu überführen, ferner die Isomerisierung, eine Umwandlung von normalen Paraffin-Kohlenwasserstoffen in Iso-Paraffine bei gewöhnlichem Druck, bei 150 bis 250° C und in Gegenwart eines Aluminiumchlorid-Katalysators, weiterhin die Aromatisierung (Zyklisierung), ein Prozeß, bei welchem, wie schon der Name andeutet, kettenförmige Kohlenwasserstoffe (Beispiel: Heptan) in ringförmige Aromaten (Beispiel: Toluol) übergeführt werden. Dieser Molekülbau erfolgt ebenfalls unter der Einwirkung von Katalysatoren (Beispiel: aus Heptan wird Methylzyklohexan) mit anschließender Dehydrierung (Beispiel: aus Methylzyklohexan entsteht Toluol). Damit ist ebenfalls eine Steigerung der Kloppfestigkeit erzielbar.

Die letzte Stufe der Aufarbeitung ist die Raffination, d. i. die Reinigung der Destillationsprodukte von Fremdstoffen und unerwünschten Begleitern wie Schwefelverbindungen, Paraffin u. a. teils auf chemischem Wege, teils durch physikalische Verfahren. Als jüngstes Glied in der Reihe der Veredlungsverfahren ist die Hydrierung zu nennen, die zu besonders hochwertigen Erzeugnissen führt.

Die verfahrensmäßige Erzeugung flüssiger Treibstoffe aus festen Brennstoffen¹, die dank weitblickender Vorsorge und in langer Vorarbeit in Deutschland entwickelt worden sind, schließen die Treibstofflücke, die im Daseinskampf der erdölarmer Nationen eine gewichtige Rolle spielt; darüber hinaus aber bietet die Lenkbarkeit der Produktion auch in kommenden Zeiten noch Ansatzpunkte für eine ungeahnte Weiterentwicklung der chemischen Großindustrie. Dabei beschränken sich die von festen Brennstoffen ausgehenden Verfahren nicht nur auf Treibstoffe, erinnert sei nur z. B. an die Methanol-Synthese (Methylalkohol) und die vom Paraffin als Rohstoff ausgehende Fettsäuresynthese² (Herstellung künstlicher Fette durch Oxydation und Aufarbeitung). Die Umwandlung der Kohle in Öle erfolgt entweder durch die Hochdruckhydrierung, wobei der benötigte Wasserstoff ebenfalls aus der Kohle (oder aus Koks) durch Wassergaserzeugung, Konvertierung des Kohlenoxyds mit Wasserdampf zu Wasserstoff und Kohlensäure und durch Auswaschen der Kohlensäure sowie des CO-Restes gewonnen wird, oder durch den Aufbau der flüssigen Kohlenwasserstoffe aus den Grundbestandteilen Kohlenoxyd und Wasserstoff beim Verfahren nach Fischer-Tropsch-Ruhrchemie. Das Ausgangsgas, Synthesegas genannt, wird ebenfalls aus Kohle oder Koks als Wassergas erzeugt und durch Teilkonvertierung auf das CO : H₂-Verhältnis 1 : 2 gebracht. Ausgangsrohstoff kann hier also jeder vergasbare Brennstoff sein, so daß dieses Verfahren dank der Entwicklung sehr vielseitiger

¹ Spausta, F.: Treibstoffe für Verbrennungsmotoren. Wien 1939.

² Z. angew. Chem. Bd. 51 (1938) Heft 32 S. 531/537.

Vergasungsverfahren¹ eine außerordentlich breite Rohstoffbasis besitzt.

Das Wesen der Hochdruckhydrierung², die von den Vorarbeiten von F. Bergius ausgehend von der I. G. Farbenindustrie A.-G. besonders hinsichtlich der Katalysatoren weiterentwickelt wurde, besteht in einer Wasserstoffanlagerung unter hohem Druck (200—300 at bis zu 700 at) bei Temperaturen von etwa 450° C unter Mitwirkung flüssiger, fein verteilter oder fester Katalysatoren. Bei der Kohleverflüssigung wird zweistufig gearbeitet. In der ersten Stufe (der Sumpffphase) wird eine möglichst aschenarme, gemahlene Kohle mit etwa gleicher Menge Schweröl (aus dem Prozeß)angepastet und mit fein verteiltem Katalysator durch die Kohlebreipumpen in das beheizte Reaktionsgefäß gepreßt, dort mit dem Wasserstoff, der unter Umständen die Beheizung übernimmt, in Verbindung gebracht. Es findet dort eine starke Spaltung und teilweise Hydrierung statt. Die Produkte sind vorwiegend das Zwischenprodukt Mittelöl, ferner Schweröl, welches zum Anreiben der Kohle wieder in den Kreislauf eingeht und wenig Benzin, sie ähneln noch stark dem Ausgangsrohstoff. Aus dem festen Rückstand Asche mit unabgebauter Kohle und Schweröl gewinnt man durch Schweröl unter Wasserdampfzusatz wieder Anreibeöl zurück, der Rest ist vorwiegend die mineralische Asche. Der Katalysator hat hier nicht so sehr die Aufgabe einer Reaktionsbeschleunigung, er wirkt vielmehr vor allem auf die gewünschte Richtung des Reaktionsverlaufes, während der Druck einen großen Einfluß auf das Ausbringen ausübt. Die Sumpffphase entfällt bei flüssigen und asphaltarmen Rohstoffen. Das Mittelöl wird in die zweite Stufe, die Gasphase, eingeleitet und dort erneut mit Wasserstoff versetzt, wobei ein fester Katalysator verwendet wird. Reaktionsbeschleunigung und Lenkung ist durch die Auswahl der Katalysatoren, die in großer Zahl erprobt sind, und durch hohen Druck und Temperatur in der Weise möglich, daß man Ausbringen und Benzineigenschaften (Klopffestigkeit, Oktanzahl) weitgehend beeinflussen kann. Enderzeugnisse sind Mittelöle, die in den Kreislauf der Gasphase zurückgeführt werden, Leichtöle und Benzin (50—80%), gasförmige Kohlenwasserstoffe („Restgas“), die in besonderen Trennanlagen auf Flüssiggase verarbeitet werden (Propan, Butan und Gemische aus diesen).

Bei der Kohlenwasserstoff-Synthese nach Fischer-Tropsch wird das Synthesegas nach vorheriger Reinigung bei gewöhnlichem Druck dem Kontaktofen zugeführt, der durch Wasserkühlung auf 180

¹ Gunz, W., u. R. Lessnig: Verfahren zur Herstellung von Synthesegas. Z. VDI, Beiheft Verfahrenstechn. Folge 1940 Heft 2 S. 35/42.

² Hedicke, O.: Der Stand der katalytischen Hochdruckhydrierung zur Herstellung von Kraftstoffen in den letzten Jahren. Brennst.-Chemie Bd. 22 (1941) Heft 2 S. 13/19 — Z. kompr. flüss. Gase Bd. 35 (1940) S. 51/60 u. 71/76.

bis 200° möglichst konstant eingeregelt wird. Die Feinreinigung spielt eine große Rolle, da die Kontaktgifte beseitigt werden müssen (Entschweflung bei 200—300°). Der feste Katalysator besteht aus Co, Fe, Ni, Cu mit Oxyden des Cr, Zn, Mg und Alkalizusätzen. Dabei entstehen gasförmige, flüssige und feste Kohlenwasserstoffe, die durch Destillation in „Gasol“ (C₃ und C₄ enthaltende gasförmige Kohlenwasserstoffe wie Propan und Butan), „Kogasin“ (Benzinfraktion), „Kogasin II“ (eine als Dieseltreibstoff geeignete Fraktion) und festes Paraffin getrennt werden. Durch Druck-Wärme-Spaltung wird das Ausbringen und die Oktanzahl erhöht. Das Kogasin II ist ein vorzüglicher Dieseldieselkraftstoff von hoher Cetenzahl (= 120, sehr gute Zündwilligkeit), der sich auch zum Verschneiden anderer Diesellole eignet.

Bei der Mitteldrucksynthese¹, bei welcher mit Drücken von 5 bis 20 at gearbeitet wird, entsteht festes Paraffin als Hauptprodukt. Der Bestwert der Paraffinausbeute liegt bei etwa 15 atü. Zur Synthesegasherstellung für die Mitteldrucksynthese eignen sich besonders die Verfahren der Vergasung unter Druck (Lurgi), da dann das Gas gleich unter dem notwendigen Druck erzeugt wird.

Zusammensetzung und Eigenschaften gasförmiger Brennstoffe.

Man unterscheidet natürliche Gase, zu denen das vorwiegend methanhaltige Erdgas gehört, das meist im Zusammenhang mit Erdölvorkommen auftritt, und künstlich gewonnene Gase, die aus festen Brennstoffen entstehen, und zwar

1. durch Erhitzen unter Luftabschluß (Entgasen),
2. durch Vergasen mit Luft, Sauerstoff, Wasserdampf oder Gemischen aus diesen Vergasungsmitteln.

Zu den Vergasungserzeugnissen sind auch die Gichtgase zu rechnen, die in Schachtöfen, besonders also im Hochofen, als wertvolles Nebenprodukt anfallen.

Durch Erhitzen flüssiger Brennstoffe unter Luftabschluß entstehen durch Zersetzung der Kohlenwasserstoffe die sog. Ölgase, die infolge ihres hohen Gehaltes an schweren Kohlenwasserstoffen sehr hohe Heizwerte besitzen (etwa 9800 kcal/Nm³ und darüber) und deren Flammen eine sehr hohe Leuchtkraft besitzen. Sie werden daher hauptsächlich für Beleuchtungszwecke verwendet, so z. B. früher in großem Umfang bei der Eisenbahn. Auch zur Karburierung ärmerer Gase zur Erhöhung des Heizwertes und zur Verbesserung der Strahlungseigenschaften

¹ Fischer, F., u. H. Pichler: Brennst.-Chemie Bd. 20 (1939) Heft 3 u. 12 S. 41/48 u. 224/228.

Zahlentafel 25. Gasförmige Brennstoffe.

Bezeichnung	Molekular- gewicht	Norm- kubik- meter- gewicht kg/Nm ³	Bez. Dichte (Luft = 1)	Zusammensetzung										Heizwerte kcal/Nm ³		V _r min		CO ₂ max %			
				CO	H ₂	CH ₄	C ₂ H ₆	C ₃ H ₈	H ₂ S	CO ₂	N ₂	O ₂	Sonst. Best.	H _o	H _u	L _{min}	L _{max}				
														H _o	H _u	L _{min}	L _{max}				
Naturgas (USA.), methanreich	17,28	0,7730	0,5980	—	—	90,5	2,5	—	—	—	—	0,4	6,6	—	—	9036	8122	0,903	11,78		
Naturgas (USA.), äthanhaltig	19,52	0,8756	0,6773	—	—	75,0	24,0	—	—	—	—	—	1,0	—	—	11177	10101	0,901	12,28		
Koksotengas (Ruhrgas)	10,95	0,4883	0,3777	5,4	56,8	23,9	—	1,6	—	—	—	2,2	9,3	0,4	0,4 C ₆ H ₆	4555	4029	0,903	10,03		
Stadtgas (Mischgas)	13,22	0,5912	0,4573	21,5	51,5	17,0	—	2,0	—	—	—	4,0	4,0	—	—	4144	3713	0,929	13,78		
Stadtgas, entgrittet	11,48	0,5145	0,3980	1,0	63,6	17,6	—	1,9	—	—	—	13,2	2,7	—	—	3936	3442	0,900	11,38		
Braunkohlenschwefgas (Borsig)																					
Geissen-Ofen	33,33	1,5994	1,2372	13,6	5,5	11,9	5,2	6,1	6,0	48,0	2,9	0,8	—	—	—	3887	3582	1,070	25,45		
Steinkohlenschwefgas (Krupp- Lurgi-Ofen)	17,72	0,8598	0,6650	3,2	23,8	46,1	13,6	0,8	—	—	—	4,5	5,0	0,5	2,5 s. k.W.	8229	7415	0,908	12,36		
Wassergas	15,77	0,7047	0,5451	40,0	50,0	0,3	—	—	—	—	—	5,0	4,7	—	—	2762	2519	1,020	20,48		
Doppelgas (O.S.-Steink.)	23,88	1,0682	0,8263	37,3	47,8	6,7	—	1,2	—	—	—	3,4	3,5	0,1	—	3406	3100	0,978	18,01		
Generatorgas (Koks)	25,92	1,1574	0,8953	29,0	11,0	0,3	—	—	—	—	—	5,0	5,4	7	—	1240	1184	1,697	20,60		
Gichtgas	28,82	1,2874	0,9959	31,0	2,3	0,3	—	—	—	—	—	9,0	57,4	—	—	1035	1021	1,979	24,78		

werden flüssige Brennstoffe verwendet; gelegentlich ist für diesen Zweck auch Braunkohlenstaub vorgeschlagen worden.

Über die Eigenschaften der Einzelbestandteile der Gase vgl. Zahlentafel 60 im Anhang (S. 419). Eine Zusammenstellung gasförmiger Brennstoffe gibt Zahlentafel 25.

Heizwert.

Der Heizwert errechnet sich aus der Gasanalyse (Vol.-%) unter Benutzung der Zahlenwerte nach DIN 1872 zu

$$\left. \begin{aligned}
 H_o &= 30,2 \cdot \text{CO} \\
 &+ 30,5 \cdot \text{H}_2 + 95,2 \cdot \text{CH}_4 \\
 &+ 168,2 \cdot \text{C}_2\text{H}_6 \text{ kcal/Nm}^3
 \end{aligned} \right\} (163)$$

$$\left. \begin{aligned}
 H_u &= 30,2 \cdot \text{CO} \\
 &+ 25,7 \cdot \text{H}_2 + 85,5 \cdot \text{CH}_4 \\
 &+ 153,7 \cdot \text{C}_2\text{H}_6 \text{ kcal/Nm}^3
 \end{aligned} \right\} (164)$$

bezogen auf trockenes Gas. Die meisten Gase enthalten noch Wasserdampf, oft sogar bis zur vollen Sättigung, da die Gase zwecks Reinigung in Naßwäschern (Rieselwäscher, Schleuderwäscher) gewaschen und gleichzeitig gekühlt werden. Bezüglich der Eigenschaften feuchter Gase sei auf S. 6/7 verwiesen, nur muß man berücksichtigen, daß Gl. (20), (20a) und (21) nur für Luft gelten, und daß die entsprechenden Molekulargewichte für das Gas einzusetzen sind.

Wird der Gasheizwert, bezogen auf den wirklichen Gaszustand, im Gaskalorimeter un-

mittelbar gemessen, so erfolgt die Umrechnung auf den Normzustand (0° , 760 mm Quecksilbersäule [Torr]) nach der Formel

$$(H_u)_0 = H_u \cdot \frac{273 + t}{273} \cdot \frac{760}{B + P + P_D} \text{ kcal/Nm}^3, \quad (165)$$

darin ist t die wirkliche Gastemperatur in $^\circ\text{C}$, B der Barometerstand, P der Gasüberdruck und P_D der Wasserdampfteildruck in mm Q.-S. Wird der Druck in kg/m^2 angegeben, so lautet der letzte Ausdruck

$$\frac{10332,6}{B + P - P_D}. \quad (166)$$

Das Normkubikmetergewicht (spez. Gewicht) in kg/Nm^3 kann ebenso wie die spez. Wärme aus den Einzelbestandteilen errechnet werden.

Zähigkeit, Wärmeleitfähigkeit und Diffusion.

Bei Gasen unterscheidet man zwischen der „dynamischen Zähigkeit“ η in kg s/m^2 und der „kinematischen Zähigkeit“ ν in m^2/s , wobei

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{\eta \cdot g}{\gamma} \quad (167)$$

ist. Darin bedeutet $\rho = \gamma/g \text{ kg s}^2/\text{m}^4$ die Massendichte, $\gamma \text{ kg/m}^3$ das spez. Gewicht und $g = 9,81 \text{ m/s}^2$ die Erdbeschleunigung. Wegen der Unterschiede der Maßbezeichnungen im technischen und physikalischen Maßsystem, wie auch zur Umrechnung vom metrischen ins englische Maßsystem und umgekehrt, wird auf Zahlentafel 67 im Anhang (S. 429) verwiesen. In Abhängigkeit von Druck und Temperatur ist

$$\nu_{t,P} = \frac{\eta_t \cdot g}{\gamma_0} \cdot \frac{760}{P} \cdot \frac{273 + t}{273}, \quad (168)$$

$$\eta_t = \eta_0 \cdot \frac{1 + \frac{C}{273}}{1 + \frac{C}{273 + t}} \cdot \sqrt{\frac{273 + t}{273}}, \quad (169)$$

$$\nu_{t,P} = \frac{760}{P} \cdot \nu_0 \cdot \frac{1 + \frac{C}{273}}{1 + \frac{C}{273 + t}} \cdot \left(\frac{273 + t}{273}\right)^{3/2}. \quad (170)$$

In diesen Gleichungen bedeutet C die Sutherlandsche Konstante, die ebenso wie die Zähigkeitskurve im Normzustand η_0 und ν_0 der Zahlentafel 26¹ entnommen werden können.

Die Zähigkeit von Gasgemischen kann, wie dies bei der Ermittlung aller Eigenschaften der Fall ist, bei denen ein Energieaustausch zwischen den Molekülen stattfindet, also neben der Zähigkeit oder inneren Rei-

¹ Rammler, E., u. K. Breitling: Über die Zähigkeit von Gasen und Gasgemischen sowie ihre Abhängigkeit von der Temperatur. Bericht E 6 des Reichskohlenrats. Berlin 1937. — Wärme Bd. 60 (1937) Heft 38 S. 620/624, Heft 39 S. 636/640.

bung auch die Wärmeleitung und die Diffusion¹, nicht einfach additiv aus der Zähigkeit der Einzelbestandteile errechnet werden. Für runde Temperaturen haben Rammler und Breitling² die Zähigkeit von

Zahlentafel 26.

		$10^4 \cdot \eta_0$	$10^6 \cdot \nu_0$	C
Sauerstoff	O ₂	1,964	13,49	131
Stickstoff	N ₂	1,706	13,31	112
Luft	—	1,753	13,30	122
Kohlensäure	CO ₂	1,407	7,03	266
Wasserdampf	H ₂ O	0,883	10,77	699
Kohlenoxyd	CO	1,688	13,26	104
Wasserstoff	H ₂	0,8645	94,27	81,7
Methan	CH ₄	1,056	14,49	171
Äthylen	C ₂ H ₄	0,951	7,46	257

Gasgemischen (brennbare Gase und Rauchgase) nach der Näherungsformel von Mann³ und Herning und Zipperer⁴ errechnet und in Tabellenform wiedergegeben.

Die Wärmeleitfähigkeit verschiedener Gase bei der Temperatur 0° C ist Zahlentafel 27 zu entnehmen. Für die Abhängigkeit ergeben sich

Zahlentafel 27. Wärmeleitfähigkeit von Gasen bei $t = 0^\circ \text{C}$.

Gasart		kcal/m h °C	c_v	ϵ
Sauerstoff	O ₂	0,02099	0,160	1,91
Stickstoff	N ₂	0,02063	0,177	1,91
Argon	Ar	0,0140	0,075	2,49
Luft	—	0,0266	0,171	1,96 ⁵
Kohlensäure	CO ₂	0,0124	0,151	1,66 ⁵
Wasserdampf	H ₂ O	0,01377	0,332	1,33 ⁵
Kohlenoxyd	CO	0,0198	0,178	1,84
Wasserstoff	H ₂	0,01490	2,42	1,97
Methan	CH ₄	0,02573	0,390	1,77
Äthylen	C ₂ H ₄	0,0150	0,287	—
Äthan	C ₂ H ₆	0,0157	0,326	—

ähnliche Formeln wie für die Zähigkeit⁶, zwischen beiden Eigenschaften besteht die einfache Beziehung

$$\lambda = \epsilon \cdot c_v \cdot \eta \cdot g \cdot 3600. \quad (171)$$

¹ Vgl. das einleitende Kapitel über die kinetische Theorie der Wärme, S. 8/10.

² Rammler, E., u. K. Breitling: Fußnote 1 S. 131.

³ Mann, V.: Die Zähigkeit der technischen Gase. Gas- u. Wasserfach Bd. 73 (1930) Heft 24 S. 570/571.

⁴ Herning, F., u. L. Zipperer: Beitrag zur Berechnung der Zähigkeit technischer Gasgemische aus den Zähigkeitswerten der Einzelbestandteile. Gas- u. Wasserfach Bd. 79 (1936) Heft 4/5 S. 49/54 u. 69/73.

⁵ Nach Zahlentafel 28.

⁶ Eucken-Jakob: Chemie-Ingenieur. Bd. I 1. Tl. S. 321/327. Leipzig 1933.

Darin bedeutet λ die Wärmeleitfähigkeit in kcal/m h °C, c_v die spez. Wärme bei konstantem Volumen, bezogen auf die Gewichtseinheit, η die dynamische Zähigkeit in kg s/m² und g die Erdbeschleunigung in m/s². Nach der kinetischen Gastheorie sollte ε eine Konstante sein, und zwar 2,5 für einatomige, 1,9 für zweiatomige, 1,6 für dreiatomige Gase. Für mehratomige Gase nimmt ε weiter ab, dasselbe gilt aber auch für eine Assoziation der Moleküle (z. B. beim Wasserdampf). Leider wird diese theoretische Erwartung durch die Messungen von λ und η nicht bestätigt, so daß Gl. (171) mit konstantem ε -Wert nur als rohe Annäherung gelten kann, da sich ε als von der Temperatur und vom Druck abhängig erweist. Bei den meisten Gasen fällt ε mit steigender Temperatur ab, beim Wasserdampf dagegen steigt es an. Nach Jakob¹ soll $\varepsilon \cdot c_v$ konstant sein bzw. nach der Gleichung

$$\varepsilon \cdot c_v = a(1 + b \cdot T) \tag{172}$$

von der Temperatur linear abhängen. Auch diese Annahme erfüllen nicht alle Gase oder nur in kleinem Temperaturbereich. In Zahlentafel 28 sind drei Typen von Gasen nebeneinander gestellt. Bei der Luft ist $\varepsilon \cdot c_v$ in einem kleinen Temperaturbereich wirklich konstant,

Zahlentafel 28. Temperaturabhängigkeit der Zähigkeit, der Wärmeleitfähigkeit, der Diffusionszahl, von ε und $\varepsilon \cdot c_v$ für Luft, Kohlendioxid und Wasserdampf.

	0	100	200	300	400	500 °C
Luft						
$10^6 \cdot \eta$	1,753	2,230	2,643	3,002	3,352	3,680
$10^2 \cdot \lambda$	2,07	2,63	3,12	3,60	4,04	4,45
$\varepsilon \cdot c_v$	0,334	0,334	0,334	0,340	0,341	0,342
ε	1,96	1,93	1,90	1,88	1,83	1,77
D	0,0936	0,1607	0,2376	0,3229	0,4120	0,5050
x	—	1,73	1,69	1,67	1,64	1,62
Kohlensäure						
$10^6 \cdot \eta$	1,407	1,895	2,340	2,749	—	—
$10^2 \cdot \lambda$	1,240	1,810	2,454	3,0735	—	—
$\varepsilon \cdot c_v$	0,250	0,271	0,297	0,317	—	—
ε	1,66	1,55	1,54	1,51	—	—
D	0,0417	0,0715	0,1115	0,1554	—	—
x	—	1,73	1,79	1,775	—	—
Wasserdampf						
$10^6 \cdot \eta$	0,883	1,278	1,670	2,052	2,421	2,778
$10^2 \cdot \lambda$	1,377	2,08	2,82	3,68	4,68	6,40
$\varepsilon \cdot c_v$	0,442	0,461	0,478	0,508	0,547	0,652
ε	1,330	1,359	1,362	1,393	1,440	1,647
D	0,0516	0,1044	0,1731	0,2636	0,3777	0,5689
x	—	2,26	2,20	2,20	2,20	2,31

ε fällt also ab, bei höheren Temperaturen trifft das aber nicht mehr zu, weshalb man bei einer Extrapolation zu höheren Temperaturen sehr vorsichtig sein muß. Den zweiten Typus stellt die Kohlensäure dar, $\varepsilon \cdot c_v$ ist linear von T abhängig, entsprechend der Gleichung

$$\varepsilon \cdot c_v = 0,1882(1 + 0,001196 \cdot T). \quad (173)$$

Bei dem dritten Typus, dem Wasserdampf, ist $\varepsilon \cdot c_v$ nicht mehr durch eine lineare Beziehung darstellbar, sondern steigt viel stärker an.

Die Wärmeleitfähigkeit von Gasgemischen kann nicht ohne weiteres aus den Einzelbestandteilen berechnet werden. Einen Anhalt gewinnt man, wenn man von der Zähigkeit ausgehend, nach Abschätzung des Wertes für ε bzw. $\varepsilon \cdot c_v$ Gl. (171) anwendet.

Die Temperaturleitfähigkeit, definiert durch die Beziehung

$$a = \frac{\lambda}{c_v \gamma} \left[\frac{m^2}{h} \right] \quad (174)$$

kann nach Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit errechnet werden, wobei a sowohl vom Druck als auch von der Temperatur abhängig ist.

Der Diffusionskoeffizient D m²/h bzw. m³/m h zweier Gase, beim Stoffaustausch das Analogon zur Temperaturleitzahl beim Wärmeaustausch, ist nach der kinetischen Gastheorie¹ gleich der Temperaturleitfähigkeit des Gasgemisches bei konstantem Volumen, also

$$D = \frac{\lambda}{c_v \gamma} \left[\frac{m^2}{h} \right]. \quad (175)$$

Nach Loschmidt ist

$$D = D_0 \left(\frac{T}{T_0} \right)^x \cdot \frac{760}{p}, \quad (176)$$

wobei $x = 2$ sein soll. Aus den vorliegenden Messungen ergibt sich jedoch, daß x nicht genau 2 ist, sondern in der Größenordnung von 1,5 bis 2,3 liegt, wie die Ermittlung von D und x aus der Wärmeleitzahl λ in Zahlentafel 28 zeigt.

Zündgeschwindigkeit.

Die Wärmeleitfähigkeit spielt für die Zündgeschwindigkeit des Gases eine große Rolle. Nach der Darstellung von W. Nusselt² muß die Wärmemenge, die zur Aufheizung des Gases von seiner Anfangstemperatur T_0 auf seine Zündtemperatur T_c^* benötigt wird, durch die Brennfläche der Flamme durch Leitung übertragen werden. Dieser Vorgang wird auch unmittelbar zur Bestimmung der Zündgeschwindigkeit von

¹ Jäger, G.: Die kinetische Theorie der Gase und Flüssigkeiten. Handbuch d. Physik Bd. 9 S. 435. Berlin 1926.

² Nusselt, W.: Die Zündgeschwindigkeit brennbarer Gasgemische. Z. VDI Bd. 59 (1915) Heft 43 S. 872/878.

* Über die Zündtemperaturen der Gase vgl. Zahlentafel 12 S. 82.

Gasen und Gasgemischen benutzt, indem die Gasgeschwindigkeit bestimmt wird, bei welcher der Innenkegel der Flamme des Bunsenbrenners gerade verschwindet^{1, 2}. Für die Verbrennung von Wasserstoff in Sauerstoff stellt Nusselt die Gleichung auf

$$w = \sqrt{\frac{k \lambda p_0 T_0^2 (T_v - T_c) H_2 \cdot O_2}{103,7 R^2 c_p (T_c - T_0)}} \quad (177)$$

Darin ist T_v die Verbrennungstemperatur, H_2, O_2 die Raumteile Wasserstoff und Sauerstoff vor der Verbrennung, R die Gaskonstante des Gasgemisches und k eine empirisch zu bestimmende Konstante. Bei höherer Vorwärmung des Gases und der Luft wächst λ, T_0 und fällt die Größe $(T_c - T_0)$, so daß mit einer sehr starken Steigerung der Zündgeschwindigkeit mit wachsender Temperatur zu rechnen ist.

Ergebnisse der Messungen der Zündgeschwindigkeiten sind in Abb. 29 wiedergegeben³. Wie man ersieht, ist die Zündgeschwindigkeit der einzelnen Gase außerordentlich stark verschieden. Sie zeigt ausgesprochene Maxima, die aber nicht etwa mit dem stöchiometrischen

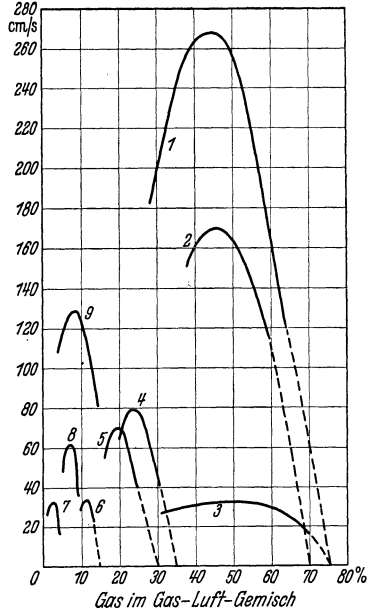


Abb. 29. Zündgeschwindigkeit verschiedener Gase (nach Bunte).

- 1 Wasserstoff
- 2 Wassergas
- 3 Kohlenoxyd
- 4 Stadtgas
- 5 Steinkohlengas
- 6 Methan
- 7 Hexan
- 8 Äthylen
- 9 Acetylen

Gemisch zusammenfallen. Bei sehr kleinen Anteilen an Gas im Gas-Luft-Gemisch wird die Geschwindigkeit Null (untere Zündgrenze), ebenso wird die Zündgeschwindigkeit bei sehr kleinen Anteilen an Luft im Gas-Luft-Gemisch ebenfalls Null (obere Zündgrenze). Vgl. Zahlentafel 29.

Die Zündgeschwindigkeit von Gasgemischen kann nicht einfach aus der Mischungsregel errechnet werden, wenn sie auch einen gewissen Anhalt bietet. Aufbauend auf den theoretischen Ableitungen Nusselts und auf eigenen Messungen hat G. Jahn diese Fragen ausführlich be-

¹ Ubbelohde, L., u. M. Hofsäss: J. Gasbeleucht. Bd. 56 (1913) Heft 50/51 S. 1225/1232, 1253/1262. — Ubbelohde, L., u. O. Dommer: J. Gasbeleucht. Bd. 57 (1914) Heft 32/33 S. 781/787, 805/809. — Payman, W., u. R. V. Wheeler: Fuel Sci. Bd. 1 (1922) S. 185/196 — J. chem. Soc. Bd. 115 (1919) S. 36. — Armstrong, Clifford: Ber. II. Weltkraftkonf., Sekt. 5 Nr. 65 S. 283.

² Bunte, K., u. W. Litterscheidt: Die Entzündungsgeschwindigkeit von Gasgemischen. Gas- u. Wasserfach Bd. 73 (1930) Heft 36 S. 837/842, Heft 37 S. 871/878 u. Heft 38 S. 890/896.

³ Bunte, K.: Gas- u. Wasserfach Bd. 83 (1940) Heft 35 S. 429.

Zahlentafel 29. Zündgrenzen der Gase in Luft und Sauerstoff bei Atmosphärendruck¹.

Gasart		In Luft (20 ° C)		In Sauerstoff (20 ° C)	
		untere	obere	untere	obere
Wasserstoff . . .	H ₂	4,1	75	4,5	95
Kohlenoxyd . . .	CO	12,5	75	13	96
Methan	CH ₄	5,0	15	5	60
Äthan	C ₂ H ₆	3,0	14	3,9	50,5
Propan	C ₃ H ₈	2,1	9,5	—	—
Butan	C ₄ H ₁₀	1,5	8,5	—	—
Äthylen	C ₂ H ₄	3,0	33,3	3,0	80
Azetylen	C ₂ H ₂	2,3	82	2,8	93

handelt². Am besten und einfachsten kommt man zum Ziele, wenn man empirisch auf die Messungen von Bunte und Litterscheidt³

zurückgreift. Zur Abschätzung des Verhaltens der Zündgeschwindigkeit begnügt man sich zweckmäßig mit der Angabe des Maximalwertes der Zündgeschwindigkeit. Sie ist in Abb. 30 für das brennbare Gasgemisch H₂—CO—CH₄ in Form eines Gibbs'schen Dreiecks wiedergegeben, weil diese Darstellungsweise eine bequemere Ablesung gestattet als das Diagramm von Bunte und Litterscheidt.

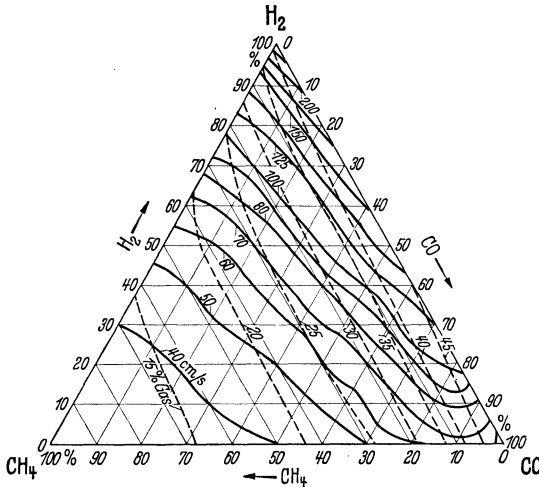


Abb. 30. Höchstwert der Zündgeschwindigkeit für das Gasgemisch Wasserstoff, Kohlenoxyd und Methan.

Durch die inerten Gasbestandteile N₂ und CO₂, deren Einfluß Bunte und Litterscheidt ebenfalls untersucht haben, verringert sich die Zündgeschwindigkeit, was nach F. Schuster⁴ angenähert durch die Beziehung

$$w = w_0 \left(1 - \frac{N_2(\%) + 1,67 \text{ CO}_2(\%)}{100} \right) \quad (178)$$

¹ Brückner, Horst: Gastafeln. (Handbuch d. Gasindustrie Bd. 4.) München u. Berlin 1937.

² Jahn, Georg: Der Zündvorgang in Gasgemischen. München u. Berlin 1934.

³ Siehe Anm. 2 S. 135.

⁴ Gas- u. Wasserfach Bd. 77 (1934) Heft 47 S. 805/807.

erfaßt werden kann. Die gestrichelten Linien in Abb. 30 geben den Gehalt an Gas in Proz. im Gas-Luft-Gemisch an.

Die Zündgrenzen von Gasgemischen lassen sich annähernd nach der Le Chatelierschen Formel

$$Z = \frac{100}{\frac{G_1}{Z_1} + \frac{G_2}{Z_2} + \frac{G_3}{Z_3} + \dots} \quad (179)$$

bestimmen, worin G die Gasbestandteile in Proz., Z die Zündgrenzen (Proz. Gas im Gas-Luft-Gemisch) der Einzelgase bedeuten (vgl. Zahlentafel 29).

Brenntechnische Eigenschaften.

Neben Heizwert, Zusammensetzung, Dichte und Zündgeschwindigkeit können für die Beurteilung der brenntechnischen Eigenschaften von Gasen noch zusammengesetzte Kenngrößen herangezogen werden, die unmittelbar auf den praktischen Verwendungszweck zugeschnitten sind. So ist es z. B. beim Stadtgas sehr wichtig, daß die den Brennern der Gasgeräte zugeführte Wärmemenge, mithin Heizwert und ausströmende Gasmenge in engen Grenzen konstant bleiben. Die ausströmende Gasmenge ist abhängig vom Druck im Verteilungsnetz und von der Dichte bzw. dem spez. Gewicht des Gases [vgl. Gl. (115) S. 39]: Eine darauf aufbauende Kennzahl ist die Wobbe-Zahl

$$K_{\text{Wobbe}} = \frac{H_o}{\sqrt{d}}. \quad (180)$$

H_o = oberer Gasheizwert in kcal/Nm³, d = Dichte des Gases. Sie liegt bei Stadtgas beispielsweise bei $6060 \pm 3\%$ ¹. Noch einfacher ist die Verwendung eines Prüfbrenners, wie er von Ott² vorgeschlagen wurde, bestehend aus einem Teclu-Brenner, dem das Gas mit dem konstanten Überdruck von 40 mm WS zugeführt wird, und dessen Erstluftzuführung von 0 bis 100 verstellbar und auf einer Scheibe abgelesen werden kann. Gibt man zuviel Erstluft zu, so beginnt die Flamme zu flackern (Flackerzahl), und bei geringer weiterer Luftzugabe zurückzuschlagen (Rückschlagzahl). Die Ott-Zahl beträgt für Stadtgas beispielsweise $58 \pm 4,3\%$ (Flackern) bzw. $63,5 \pm 3,1\%$ (Rückschlag), die Rückschlagzahl ist leichter von subjektiven Beobachtungsfehlern freizuhalten, weshalb man die Rückschlagzahl normalerweise als Ott-Zahl wählt.

Czakó und Schaack¹ haben für die Beurteilung verschiedenartiger Gase eine Verbindung beider Kennzahlen vorgeschlagen zu dem Kennwert

$$K_{\text{C-S}} = \frac{K_{\text{Wobbe}}}{K_{\text{Ott}}}. \quad (181)$$

¹ Czakó, E., u. E. Schaack: Zehn Jahre Gasnormung. Gas u. Wasserfach. Bd. 76 (1933) Heft 10 S. 153/167.

² Lux, F: Gas u. Wasserfach. Bd. 68 (1925) Heft 29 S. 448/449.

Brückner und Löhr¹ ziehen den Begriff der spezifischen Flammenleistung² zur Beurteilung der Brenneigenschaften heran.

Die Veredlung gasförmiger Brennstoffe.

Obwohl Gas, abgesehen vom Naturgas, bereits eine veredelte Form des Brennstoffs darstellt, sind eine Reihe weiterer Veredlungsverfahren zur Anpassung an bestimmte Verwendungszwecke möglich. Dazu gehört zunächst die Abscheidung fester, flüssiger und nebelförmiger Bestandteile wie Staub, Teer u. dgl., die Entfernung des Wassers durch die Gastrocknung, die Abscheidung anderweitig besser nutzbarer Stoffe wie Ammoniak, Benzol u. ä. und die Reinigung von unerwünschten Bestandteilen wie Schwefelwasserstoff, organischer Schwefel, Cyanwasserstoff, Naphthalin und Stickoxyde. Von den Verfahren, die der Anpassung an besondere Verwendungszwecke dienen, sind vor allem zu nennen: Die Konvertierung des CO mit H₂O zu H₂ und CO₂, die Auswaschung der Kohlensäure und der CO-Reste, die Gaszerlegung, die Spaltung des Methans und anderer Kohlenwasserstoffe und als Gegenstück dazu die Methanisierung. Im Zusammenhang damit ist auf die Synthese flüssiger und fester Kohlenwasserstoffe wie Methanol (Methylalkohol), Benzin, Dieselöl, Schmieröl, Fettsäure und Paraffin hinzuweisen (s. S. 128), die als höchste Veredlungsstufe anzusehen sind.

Gasreinigung.

Trocken-mechanische Staubabscheider kommen bei Brenngasen nur dort in Frage, wo ohne allzu hohe Anforderungen an den Reinheitsgrad, lediglich Staub entfernt werden soll, während der Teer im Gas verbleibt, so z. B. bei Gaserzeugern mit Heißgasverwendung³. Bei kalten Gasen erfolgt zunächst eine (meist mechanische) Teerabscheidung; es herrscht dann der gleichzeitig als Kühler wirkende Gaswascher vor, ausgeführt als Berieselungsturm mit Holzhornden oder Füllungen von Grobkoks, Raschigringen oder ähnlichen Füllkörpern und berieselt mit Frischwasser oder ganz oder teilweise mit umgewälztem Schlammwasser. In ähnlicher Ausführung werden die Gaswascheinrichtungen⁴ auch für das Auswaschen anderer Gasbestandteile wie Ammoniak, Naphthalin, Benzol usw. verwendet, wobei als Waschflüssigkeit bei NH₃

¹ Brückner, H., u. H. Löhr: Gas u. Wasserfach. Bd. 79 (1936) Heft 2 S. 17/20 — Z. VDI. Bd. 80 (1936) Heft 42 S. 1275/1279.

² Brückner, H., u. G. Jahn: Gas u. Wasserfach. Bd. 74 (1931) Heft 44 S. 1012/1017.

³ Becker, H., u. E. Langen: Gestaltung von Staubabscheidern, dargestellt am Beispiel der Entstaubung von Braunkohlen-Generator-Heißgas. Stahl u. Eisen Bd. 59 (1939) Heft 33 S. 943/947.

⁴ Thau, A.: Wascher für Kohlen- und Koksgase. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 7/8 S. 209/213, 236/242.

das Gaswasser (Ammoniakwasser), bei Cyanwasserstoff eine Ferrosulfatlösung, bei Naphthalin und bei Benzol ein Steinkohlenteeröl dient¹. Für höhere Ansprüche der Staubreinigung z. B. bei Gichtgas auf sog. Maschinenreinheit (0,01—0,02 g/Nm³) kommen in Frage²: Naßreiniger mit umlaufendem Wassererzstäuber (Typ des Theisen-Wäschers), Trockenfilter (Sack- oder Tuchfilter System Halberger Hütte-Beth) und Elektrofilter.

Das Elektrofilter, welches ja als elektrische Gasreinigung für Rauchgase eine zunehmende Verwendung findet, erreicht bei Anwendung von Spannungen von 40000 bis 50000 Volt (gleichgerichteter Wechselstrom) je nach der verwendeten Gasgeschwindigkeit Gesamtabscheidungsgrade von 95 bis 98%, Reingasstaubgehalte von 0,1 bis 0,4 g/m³ bei einem Kraftbedarf von nur 0,08 bis 0,25 kWh/1000 Nm³. In Anwendung als Teerabscheider werden bei einer Reinigung bis auf Spuren von Teernebeln 0,5 bis 1 kWh/1000 Nm³ (*t*^o) benötigt³.

Gastrocknung.

Die Trocknung brennbarer Gase bezweckt in erster Linie, die unerwünschte Wasserausscheidung bei der Fortleitung und damit die Korrosionsschäden zu unterbinden; daneben soll auch der Verbrennungsvorgang von dem überflüssigen Wasserballast befreit werden. Diesem Zweck dient vor allem auch die Lufttrocknung, die für den Gebläsewind der Hochöfen und Kupolöfen vorgeschlagen und vereinzelt auch ausgeführt worden ist. Als Gastrocknungsmethoden¹ kommen in Frage:

1. Physikalische Verfahren wie Tiefkühlung mit oder ohne Druck-erhöhung.

2. Physikalisch-chemische Verfahren wie die Anwendung von Adsorptionsmitteln (Silikagel, Aluminiumgel), die durch Erhitzen auf 180 bis 300° wiederbelebt (regeneriert) werden können.

3. Chemische Verfahren wie die Anwendung von Absorptionsmitteln in fester, gelöster oder flüssiger Form⁴ (Kalziumchlorid, Glycerin, Schwefelsäure u. a. m.).

Die einfachste Lösung ist ohne Zweifel die Tiefkühlung wie z. B. nach dem System Dr. Lenze⁵, die zugleich den Vorteil hat, als sehr

¹ Brückner, H.: Handbuch d. Gasindustrie. Bd. 3 (bearb. von F. Wehrmann, Th. Payer u. W. Baum, H. Brückner u. Fr. Schuster). München u. Berlin 1939.

² Euler, W. A.: Die Gichtgas-Reinigung. Berlin 1927. — Hoff, H., u. H. Netz: Die Hüttenwerksanlagen. Bd. 1. S. 344/358. Berlin 1938.

³ Heinzelmann, H.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 4 S. 116/121.

⁴ Chim. et Ind. Bd. 38 (1937) Nr. 1 S. 3/12.

⁵ Lenze u. Rettenmaier: Gas- u. Wasserfach Bd. 74 (1931) Heft 51 S. 1169 bis 1172. — Steding, Fr.: Gas- u. Wasserfach Bd. 75 (1932) Heft 9 S. 164/169. — Schroth, W., u. W. Konrad: Gas- u. Wasserfach Bd. 79 (1936) Heft 7 S. 97 bis 103,

wirksame Reinigung zu dienen. So wird der Teer restlos, Naphthalin und Ammoniak (mit nachgeschaltetem Wäscher) weitgehend abgeschieden, außerdem gestaltet sich nach Raschig¹ die Benzol- und Naphthalinwaschung vorteilhafter (Ersparnis an Waschöl, dementsprechende Verkleinerung der Apparaturen, geringer Einfluß des Abtreibungsgrades) und kann eine Entschwefelung bei tiefer Temperatur durch Auswaschen mit Ammoniakwasser unmittelbar angeschlossen werden. Die Tiefkühlung auf Temperaturen von 0 bis -5°C erfolgt in einem sog. Regenkühler mit Ammoniakwasser als Kühlflüssigkeit, welches im Kreislauf geführt und durch eine NH_3 -Kältemaschine auf der erforderlichen Temperatur gehalten wird. Ordnet man den Kühler auf der Rohgasseite an, so muß das Gas vor Eintritt in den Trockenreiniger (Schwefelreinigung) wieder auf $+20^{\circ}\text{C}$ erwärmt und aufgesättigt werden, die erste Kühlstufe dient dann nur zur Reinigung von Ammoniak und Naphthalin, was sich dann allerdings auf den Trockenreiniger sehr vorteilhaft auswirkt, die Trocknung selbst muß dann in einer zweiten Kühlstufe auf der Reingasseite vorgenommen werden. Legt man den Kühler dagegen auf die Reingasseite, so muß man auf die Vorteile der tiefen Temperatur bei der Reinigung verzichten. Nach dem erwähnten Vorschlag von Raschig¹ kann die Reinigung und Gastrocknung durch einmalige Tiefkühlung erfolgen. Die Erfahrungen² mit der Tiefkühlung sind durchweg recht günstig.

Gaszerlegung durch Tiefkühlung.

Erhöht man die Drücke und senkt man die Temperaturen wesentlich, so gelangt man zu den Verfahren der Gaszerlegung. Das auf Koksgas angewendete, unter dem Namen „Concordia-Linde-Bronn“ bekannt gewordene Verfahren zur Erzeugung von Wasserstoff oder Wasserstoff-Stickstoff-Gemischen (für die Ammoniaksynthese) benutzt, wie das Lindesche Verfahren der Luftzerlegung, den Thomson-Joule-Effekt und ist vor allem dadurch möglich, daß die Koksgasbestandteile in drei, durch ihre Siedepunkte weit auseinanderliegende Gruppen eingeteilt werden können. Diese sind:

1. die höheren Kohlenwasserstoffe (C_2 -Kohlenwasserstoffe und höhere), die sich bei Atmosphärendruck bei etwa -103° und darüber verflüssigen lassen,
2. die übrigen Gase außer Wasserstoff, also CH_4 , CO , N_2 und O_2 , die zwischen -161 und -196° flüssig werden, und
3. der Wasserstoff, der mit $-252,7^{\circ}$ in weitem Abstand folgt.

¹ Raschig, Max: Über die Reinigung von Steinkohlengas unter Anwendung tiefer Temperaturen. Diss. Berlin 1937.

² Rettenmaier: Gas- u. Wasserfach Bd. 75 (1932) Heft 27 S. 542/548. — Pippig, H.: Gas- u. Wasserfach Bd. 77 (1934) Heft 21 S. 346/349. — Schön, E.: Gas- u. Wasserfach Bd. 81 (1938) Heft 50 S. 870/877.

Das Verfahren arbeitet mit einer Vorkühlung mit Hilfe einer Ammoniakkältemaschine. Im übrigen ist die wirtschaftliche Bestgestaltung des Verfahrens und der Apparaturen vor allem von der Art des Kälte-austauschs abhängig¹. Andere Verflüssigungsverfahren, so nach Claude oder Messer, können in ähnlicher Weise zur Gaszerlegung verwendet werden.

Schwefelreinigung.

Die Entfernung des Schwefelwasserstoffs (H_2S) erfolgt in der Mehrzahl der Fälle in Trockenreinigern, die als Kasten- oder Turmreiniger ausgebildet sind, mit Hilfe von Eisenhydroxyd [Eisenoxydhydrat $Fe(OH)_3$], welches in Schichten von 15 bis 40 cm mit Gasgeschwindigkeiten von 5 bis 9 mm/s bei Temperaturen von 20 bis 30° C und bei mäßigem Feuchtigkeitsgehalt der Masse durchströmt wird. Dabei werden 3,5—4,5 m³ Masse je 1000 m³ Gas/24 h benötigt. Das Eisenhydroxyd wird in natürlicher Form als Raseneisenerz oder in künstlicher Form als Luxmasse oder als Lautamasse (alkalisches Abfallprodukt der Aluminiumerzeugung, aus dem Aufschluß des Bauxits mit Soda gewonnen) angewandt. Es bildet sich durch die Schwefelwasserstoffaufnahme Eisensulfid und daneben etwas elementarer Schwefel. Nach Erschöpfung der Aufnahmefähigkeit wird die gebrauchte Masse durch Oxydation und Befeuchtung (zur Hydratisierung und gleichzeitig zur Verhütung einer Selbstentzündung) wiederbelebt (regeneriert). Durch laufende, am besten geregelte Luftzugabe zum Gas kann Reinigung und Regenerierung in einem Arbeitsgang vorgenommen werden. Im Laufe der Zeit tritt jedoch eine Anreicherung an elementarem Schwefel ein, so daß durch Extraktion mit Schwefelkohlenstoff und Destillation reiner Schwefel (mit 98—99% Reinheitsgrad) gewonnen werden kann². Teer-freies Gas kann auch durch Aktivkohle gereinigt werden.

Neben Schwefelwasserstoff wird aus dem Gas auch Cyanwasserstoff (HCN) abgeschieden, wenn auch nicht so vollkommen, besonders nicht von ganz frischer Reinigungsmasse.

Außer der Trockenreinigung sind — vor allem für die Reinigung sehr großer Gasmengen — eine große Anzahl von nassen Reinigungs-verfahren³ entwickelt worden, die teils mit Aufschlammungen von

¹ Borchardt, P.: Gaszerlegung durch Druck und Tieftemperatur. Gesamtbericht II. Weltkraftkonferenz Bd. 2 S. 134/144. Berlin 1930 — Gas- u. Wasser-fach Bd. 70 (1927) S. 562/568. — Heinze, R.: Die Veredlung gasförmiger Brennstoffe. (M. Le Blanc: Ergebn. d. angew. physik. Chemie. Bd. 2.) Leipzig 1934.

² Muhlert, F.: Der Kohlenschwefel. (Kohle—Koks—Teer. Bd. 21.) Halle a. d. S. 1930. — Thieler, E.: Schwefel. (Techn. Fortschrittsberichte. Bd. 38.) Dresden u. Leipzig 1936.

³ Übersichten über die verschiedenen Verfahren geben neben den S. 143 oben genannten Werken: R. Heinze: Die Veredlung gasförmiger Brennstoffe. (M. Le Blanc: Ergebn. d. angew. physik. Chemie. Bd. 2.) Leipzig 1934. — Brückner, H.: Handbuch d. Gasindustrie. Bd. 3. Gasreinigung und Neben-

Eisenoxydhydrat, teils mit Waschflüssigkeiten wie Ammoniakwasser, schwefliger Säure, mit alkalischen Flüssigkeiten und Metallsalzlösungen

Übersicht über die Verfahren zur Schwefelreinigung.

Verfahren	Bezeichnung	Entschwefelung durch	Gewinnung des Schwefels als		
Trockene Verfahren	Raseneisenerz ¹	Raseneisenerz, Luxmasse, Bayermasse, Lautamasse	bei Extraktion: Schwefel bei Abröstung: Schwefelsäure		
	A-Kohle-Verfahren ²	aktive Kohle	Schwefel		
Nasse Verfahren	Oxydations-Verfahren Kombinations-Verfahren	Katasulf-Verfahren ³	$H_2S \rightarrow SO_2$ (katalyt.) Ammoniak	Sulfit, Thiosulfat, Ammonsulfat, Schwefel	
		Verschiedene ⁴	Ammoniakwasser	Ammonsulfid	
		Walther Feld-Verfahren ⁵	Ammonium-polythionat-Lösung	Schwefel, Ammonsulfat	
		Polythionat-Verfahren der I. G. ⁶		Schwefel, Ammonsulfat	
		C.A.S.-Verfahren ⁷		Ammonsulfat	
		Pieters-Verfahren, Staatsmijen-Otto-Verfahren ⁸	kolloidale Ferriferrocyanid-Lösung	Schwefel u. Thiosulfat	
		Burkheiser-Verfahren ⁹	ammoniakalische Eisenhydroxyd-Aufschlammung	Ammonsulfit, Sulfat	
		neues ¹⁰ Verfahren der Ges. für Kohle-		Ammonthiosulfat, Ammonsulfat, Mischsalze	
		altes ¹¹ technik		Schwefel	
		Thylox-Verfahren ¹²	Ammonium-sulfarseniatlösung	Schwefel	
		Neutralisations-Verfahren	Alkazid-Verfahren ¹³	Aminokarbonat- od. Phenolat-Lösungen	Schwefelwasserstoff
			Scabard-Verfahren ¹⁴	2proz. Sodalösung	Schwefelwasserstoff
	Girbotol-Verfahren ¹⁵		Aminoalkohole	Schwefelwasserstoff	
Girdler-Verfahren ¹⁶	Trinatrium-phosphatlösung		Schwefelwasserstoff		
Bottoms-Verfahren ¹⁷	Diaminopropanol		Schwefelwasserstoff		
Petit-Verfahren, Hultmann-Pilo-Verfahren ¹⁸	Pottaschelösung		Schwefelwasserstoff		
Koppers Pottaschgedruck-Verfahren ¹⁹			Schwefelwasserstoff		

produktengewinnung. München u. Berlin 1939. Bes. Teil 2 bearb. von Th. Payer u. W. Baum. — Bähr, H.: Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 8 S. 169/173, Heft 9 S. 204/210. — Lorenzen, G.: Chem. Fabrik Bd. 12 (1939) Heft 1/2 S. 6/23. — Leithe, F.: Brennst.-Chemie Bd. 22 (1941) Heft 3 S. 27/34.

Schrifttum zur nebenstehenden Übersicht*.

* Über die abgekürzten Bezeichnungen der Bücher vgl. zu Muhlert, Fußnote 2 S. 141; Thieler, Fußnote 2 S. 141; Heinze, Fußnote 3 S. 141. Handb. = Brückner, H.: Handbuch der Gasindustrie Band 3 Fußnote 3 S. 141.

¹ Handb. S. 2/232-262. — Muhlert S. 74/82. — Thieler S. 77/80. — Geipert, W.: Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 4 S. 76/79.

² Handb. S. 2/262-266. — Heinze S. 99. — Muhlert S. 82/86. — Thieler S. 80/85. — Engelhardt, A.: Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 13 S. 290/297.

³ Handb. S. 2/75. — Bähr, H.: Glückauf Bd. 73 (1937) Heft 40 S. 901/913 — Chem. Fabrik Bd. 11 (1938) Heft 1/2 S. 10/20.

⁴ Muhlert S. 93/94.

⁵ Handb. S. 2/273. — Terres, E., u. F. Overdick: Gas- u. Wasserfach Bd. 71 (1928) Heft 3 S. 49/53, Heft 4 S. 81/86, Heft 5 S. 106/110, Heft 6 S. 130/136.

⁶ Overdick, F.: Angew. Chemie Bd. 43 (1930) Heft 47 S. 1048/1051.

⁷ Handb. S. 2/274. — Hardie: Gas J. Bd. 188 (1929) S. 643.

⁸ Handb. S. 2/292. — Pieters, H. A. J.: Brennst.-Chemie Bd. 18 (1937) Heft 19 S. 373/376. — Leithe, F.: Brennst.-Chemie Bd. 22 (1941) Heft 3 S. 27/34, Heft 5 S. 49/57.

⁹ Muhlert S. 86. — Terres, E., u. E. Hahn: Gas- u. Wasserfach Bd. 70 (1927) Heft 14 S. 309/312, Heft 15 S. 339/343, Heft 16 S. 363/367, Heft 17 S. 389/395.

¹⁰ Gluud, W., W. Kempt u. Fr. Brodkorb: Ber. Ges. Kohletechn. Bd. 3 (1931) Heft 5 S. 465/492. — Weittenhiller, H.: Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 6 S. 126/131.

¹¹ Gluud, W., u. R. Schönfelder: Ber. Ges. Kohletechn. Bd. 2 (1927) Heft 2 S. 97/117. — Gluud, W., R. Schönfelder u. W. Riese: Brennst.-Chemie Bd. 8 (1927) Bd. 11 S. 168/169. — Gluud, W., W. Kempt u. Fr. Brodkorb: Brennst.-Chemie Bd. 11 (1930) Heft 2 S. 23/27.

¹² Handb. S. 2/293. — Fitz, W.: Brennst.-Chemie Bd. 19 (1938) Heft 21 S. 397/402.

¹³ Handb. S. 2/282. — Thieler S. 95.

¹⁴ Handb. S. 2/285. — Thieler S. 92.

¹⁵ Process Handbook Section 1936 S. 428/429.

¹⁶ Handb. S. 2/279. — Thau, A.: Gas- u. Wasserfach Bd. 74 (1931) Heft 50 S. 1150/1155.

¹⁷ Bottoms, R. R.: Ind. Eng. Chem. Bd. 23 (1931) Heft 5 S. 501/504.

¹⁸ Handb. S. 2/283. — Muhlert S. 96. — Thieler S. 91. — Lorenzen, G.: Angew. Chemie Bd. 42 (1929) Heft 29 S. 768/773. S. auch Fußnote 19 (van Ahlen).

¹⁹ Wunsch, W.: Z. VDI Bd. 84 (1940) Heft 1 S. 2/10, bes. S. 5. — Fitz, W.: Brennst.-Chemie Bd. 21 (1940) Heft 19 S. 222/225. — van Ahlen, A.: Glückauf Bd. 77 (1941) Heft 33 S. 481/487 u. Heft 34 S. 493/501.

arbeiten. Einen Überblick über die wichtigsten dieser Verfahren gibt die Tabelle¹ S. 142, in der die notwendigsten Schrifttumshinweise beigefügt sind.

Unter der Feinreinigung, die vor allem für die Reinigung des Synthesegases von großer praktischer Bedeutung ist, versteht man die

¹ Aufgestellt von K. Lameck u. W. Scheer: Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 4/5 S. 63/66 u. 109/112, ergänzt von W. Scheer.

möglichst restlose Entfernung des organischen Schwefels (bis auf 0,1 bis 0,2 g/100 m³), der als Schwefelkohlenstoff (CS₂), als Kohlenoxyd-sulfid (COS), als Thiophen (C₄H₄S) und in sonstiger Bindung mit Kohlenstoff vorliegt¹. Das Verfahren von O. Roelen und W. FeiBt² arbeitet mit einem Gemisch von Natriumkarbonat und Luxmasse bei Temperaturen von 250 bis 300°, wodurch der organische Schwefel in H₂S und dann in Schwefel und feste Schwefelverbindungen umgewandelt wird.

Für das Leuchtgas ist außerdem die Entfernung der Stickoxyde (NO) wichtig, da diese auch bei geringsten Mengen störende Harzablagerungen bewirken können³. Hierfür kommt eine thermische Spaltung⁴, Aktivkohle⁵ oder eine Entfernung auf elektrischem Wege⁶ in Betracht.

Konvertierung und Gasentgiftung.

Um ein Gas von bestimmter Zusammensetzung herzustellen — für das Synthesegas zur Fischer-Tropsch-Synthese wird z. B. ein CO : H₂-Verhältnis von 1 : 2 gefordert — wird ein Teil des CO-Gehaltes mit Wasserdampf in CO₂ und H₂ konvertiert. Diese Umwandlung wird in einem Kontaktofen vorgenommen, da die Reaktion



bei möglichst niedrigen Temperaturen durchgeführt werden muß, um eine hohe CO-Umwandlung zu erhalten, wozu dann aber die Verwendung hochwirksamer Katalysatoren notwendig ist⁷. Die Konvertierung erfolgt bei gewöhnlichem Druck, beim Verfahren der VIAG unter Druck und bei Temperaturen von 300 bis 400° C⁸.

Da die bei der Konvertierung wie auch die bei der Vergasung entstandene Kohlensäure einen Ballaststoff darstellt, wird vielfach die Kohlensäure nach der Konvertierung ausgewaschen. Dies geschieht in einer CO₂-Druckwasser-Wäsche (unter 12 at) oder auf chemischem Wege. Nach H. Bähr⁹ werden in der Alkacid-Wäsche der I. G. Farben-

¹ Roelen, O.: Brennst.-Chemie Bd. 12 (1931) Heft 16 S. 305/312. — Witt, D.: Brennst.-Chemie Bd. 17 (1936) Heft 6 S. 101/103.

² Wilke, G.: Chem. Fabrik Bd. 11 (1938) Heft 51/52 S. 563/568. — DRP. 651462 (Studien- und Verwertungs-G. m. b. H.).

³ Brückner, H.: Handbuch d. Gasindustrie. Bd. 3 S. 2/301 u. 3/42-47.

⁴ Riese, W.: Brennst.-Chemie Bd. 20 (1939) Heft 16 S. 301/308.

⁵ Riese, W.: Brennst.-Chemie Bd. 21 (1940) Heft 3 S. 25/32.

⁶ Riese, W.: Brennst.-Chemie Bd. 21 (1940) Heft 7 S. 73/78.

⁷ Über die Wahl der Katalysatoren vgl. B. Waeser: Chem. Fabrik Bd. 12 (1938) S. 189/195, besonders Abschnitt „F“ S. 191.

⁸ Schüssl, F.: Gas- u. Wasserfach Bd. 82 (1939) Heft 20 S. 359/362.

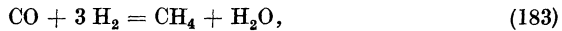
⁹ Bähr, H.: Chem. Fabrik Bd. 11 (1938) Heft 23/24 S. 283/293.

industrie A.-G. sog. Alkazidlaugen verwendet. Die für die CO_2 - und H_2S -Abscheidung verwendete Alkazidlauge „M“ ist ein Gemisch aus aminokarbonsauren Salzen. Auch Pottaschelaugen haben sich bewährt¹.

Als Sondergebiet der Stadtgasveredlung ist die Gasentgiftung² zu erwähnen, die zwar die Gasherstellung etwas verteuert, aber als eine sittliche Forderung erhoben worden ist und die auch gewisse Vorteile (Minderung der Korrosionsschäden durch die dabei erzielte Feinreinigung) mit sich bringt. Stadtgas enthält 10—25% CO ; zur Unschädlichmachung auch bei ungewollter Ausströmung in geschlossenen Räumen wird ein CO -Gehalt $\leq 1\%$ gefordert. Die verschiedenen Verfahren bestehen alle in einer Konvertierung des CO mit Wasserdampf zu CO_2 und H_2 , wobei das CO_2 im Gas belassen (Hamelner Verfahren der Gesellschaft für Gasentgiftung, Berlin) oder durch Auswaschen gleichzeitig oder nachträglich daraus entfernt wird (Wiener Verfahren, W. J. Müller, Wien). Ferner unterscheiden sich die Verfahren durch die Art der verwendeten Kontaktmassen, die teils alkalisierte Eisenoxydkontakte und andere Mischkatalysatoren sind, teils natürliche Mineralien, wie z. B. Ankerit (F. Bössner und C. Marischka).

Methanisierung und Methanspaltung.

Zur Herstellung besonders heizkräftiger Gase aus Wassergas dient die Methanisierung nach der Gleichung



eine Umsetzung, die an Nickelkontakten vorgenommen wird, die aber infolge der meist mangelhaften Umsetzung zu teuer ist. Durch eine Teilkonvertierung und eine Teilmethanisierung von Wassergas läßt sich jedoch nach Rosenthal³ ein zur Spitzendeckung wirtschaftliches Gas von Stadtgaseigenschaften gewinnen. Der Prozeß verläuft vom Wassergas über eine Konvertierung, eine Abhitzeverwertung, eine Kühlung, Reinigung, H_2S -Abscheidung, eine CO_2 -Wäsche, eine Feinreinigung zu einem Methanisierungskontaktoven, dem noch eine Gaskühlung angeschlossen ist. Aus $1,8 \text{ m}^3$ Wassergas werden 1 m^3 Stadtgas gewonnen.

Umgekehrt wird die Spaltung von Methan und methanhaltigen Gasen zur Erzeugung von Wasserstoff und wasserstoffreichen Gasen vorgenommen, was rein thermisch durch Erhitzen in auf 1300° auf-

¹ Allner, W.: Chem. Fabrik Bd. 8 (1935) Heft 35/36 S. 344/350.

² Schuster, F.: Stadtgas-Entgiftung. (Chemie und Technik der Gegenwart. Bd. 14. Hrsg. von H. Carlsohn.) Leipzig 1935 — Chem. Fabrik Bd. 14 (1941) Heft 2 S. 31/38. — Muhler, F.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 2 S. 35/36.

³ Rosenthal, H.: Erzeugung von Stadtgas aus Wassergas. Gas- u. Wasserfach Bd. 78 (1935) Heft 24 S. 436/438.

geheizten Cowpern¹ oder thermisch-katalytisch bei Temperaturen von 900 bis 1000° unter Zuhilfenahme verschiedener Kontakte geschehen kann (Verfahren der Gesellschaft für Kohletechnik² und der I. G. Farbenindustrie A.-G.³). Diese Gaszerlegung kann auch mit der Gaserzeugung verbunden werden, wobei allerdings infolge der dadurch bedingten Temperatursenkung der Spaltungsgrad gering ist, unter Umständen sogar die Gaserzeugerleistung ungünstig beeinflußt wird, soweit nicht durch die Verwendung von Sauerstoff die Temperatur wieder gesteigert wird.

Hier wäre noch das Verfahren von Linde-Karwat der Gasspaltung im Zweischachtofen¹ zu nennen. Es wird in einem Ofen durchgeführt, der aus zwei mit Koks beschickten Schächten besteht, die unten durch einen Querkanal verbunden sind. Das methanhaltige Gas tritt, durch eine Umschaltvorrichtung in bestimmten Zeitabständen umgesteuert, in den einen Schacht oben ein, wo es sich erwärmt. In der unten liegenden Hochtemperaturzone wird Sauerstoff mit etwas Wasserdampf durch besondere Düsen zugeführt und die Temperatur auf 1300° gehalten, so daß der Methanzerfall schnell vor sich geht, andererseits auch Wasserdampf und Kohlensäure, die als Zwischenprodukte entstehen, in Wasserstoff und Kohlenoxyd übergeführt werden. Durch das Ausziehen des Gases aus dem zweiten Schacht wird der Koks dort vorgewärmt. Die Schlacke wird flüssig abgezogen, wozu man nach Bedarf noch geeignete Zuschläge (Kalk, Martinschlacke) gibt. Die Koksfüllung hat also die doppelte Aufgabe, als Brennstoff und als Wärmespeicher zu dienen, auch abgeschiedener Kohlenstoff wird hier festgehalten und wieder nutzbar gemacht. Methanspaltungsgrade von 91,9% wurden in längerem Versuchsbetrieb erreicht, von ähnlicher Größenordnung sind auch die Spaltungsgrade der thermischen Spaltung.

¹ Gumz, W., u. R. Lessnig: Z. VDI, Beih. Verfahrenstechn. Folge 1940 Heft 2 S. 35/42.

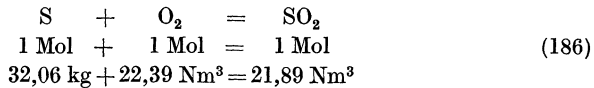
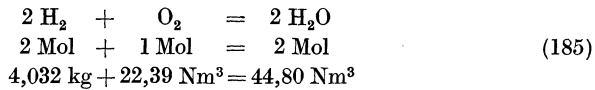
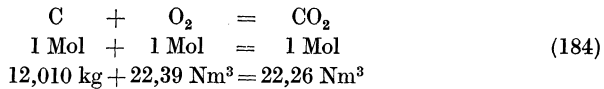
² Gluud, W., H. Keller, W. Klempt, R. Bestehorn u. Mitarbeiter: Ber. Ges. Kohletechn. Bd. 3 (1930) Heft 3.

³ Schiller, G.: Chem. Fabrik Bd. 11 (1938) Heft 45/46 S. 505/508.

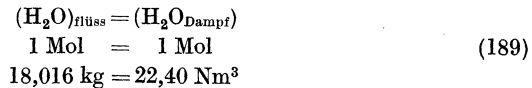
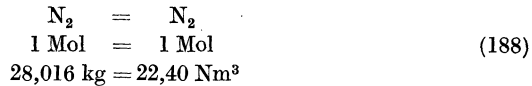
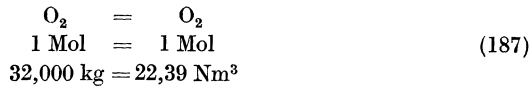
Verbrennung.

Verbrennungsrechnung für feste und flüssige Brennstoffe.

Zur rechnerischen Untersuchung der Verbrennung geht man von der Elementaranalyse des Brennstoffes (in Gewichts-%) aus, und zwar zunächst für die Verbrennung mit der theoretischen Sauerstoff- bzw. Luftmenge von den molaren Grundgleichungen. Sie lauten



Die Überführung des Sauerstoff-, Stickstoff- und Wassergehaltes der Brennstoffe (in Gewichts-%) in den Gaszustand erfolgt nach den Gleichungen



Hierin sind die Molekulargewichte auf Grund der Atomgewichtsfestsetzungen der Internationalen Atomgewichtstabelle 1941, die Molvolumina nach DIN 1871 eingesetzt, bei welchen das reale Verhalten, d. h. die Abweichungen der realen Gase beim Normzustand (0°, 760 Torr) vom Molvolumen der idealen Gase (22,414 Nm³/Mol¹) berücksichtigt ist. Lediglich beim Wasserdampf ist ein genaues Molvolumen nicht bekannt und nicht meßbar, da der Normzustand hier nur einen hypothetischen Umrechnungszustand darstellt. Dort ist daher (ohne wesentlichen Nachteil für die Genauigkeit) mit dem abgerundeten Wert 22,4 Nm³/Mol gerechnet.

¹ Unter Mol ist in diesen Rechnungen immer das kg-Mol zu verstehen.

Aus den Gl. (184) bis (187) erhält man den Mindestsauerstoffbedarf für 1 kg Brennstoff als die Summe des Sauerstoffbedarfes des Kohlenstoffes, des Wasserstoffes und des Schwefels, abzüglich des im Brennstoff vorhandenen (wenn auch gebundenen) Sauerstoffes zu

$$O_{\min} = \frac{22,39}{12,01} \cdot C + \frac{22,39}{4,032} \cdot H_2 + \frac{22,39}{32,06} \cdot S - \frac{22,39}{32,0} \cdot O_2. \quad (190)$$

Die Verbrennungsluft, die rund 21 % Sauerstoff und 79 % Stickstoff enthält, hat genauer folgende Zusammensetzung, bezogen auf trockene Luft (in Vol.-%)

$$\begin{array}{r} 21,00\% \text{ O}_2 \\ 78,05\% \text{ N}_2 \\ 0,92\% \text{ Ar} \\ \underline{0,03\% \text{ CO}_2} \\ 100,00\% \end{array}$$

In dem Argongehalt sind außerdem die Edelgase Neon (0,0018%), Helium (0,0005%), Krypton (0,001%) und Xenon (0,000009%) sowie 0,01% Wasserstoff enthalten, die neben dem Argongehalt also gänzlich verschwindend sind. Der Wasserstoffgehalt mit $\frac{1}{100}\%$ wird nicht berücksichtigt. Der CO_2 -Gehalt ist als ein Mittelwert aufzufassen, da er gewissen Schwankungen unterworfen sein kann.

Die Luft ist indessen niemals völlig trocken; sondern sie enthält stets eine gewisse Menge Wasserdampf, wobei als Mittelwert ein Sättigungsgrad von 80% angenommen werden kann. Nach Gl. (23) bzw. (23a) S. 7 ist die benötigte Luftmenge L daher mit einem Faktor

$$f = 1 + \varphi \frac{p_s}{p - p_s} \quad (191)$$

zu multiplizieren, der der Zahlentafel I S. 6 entnommen werden kann. Damit erhält man dann die „feuchte Luftmenge“, die dem Brennstoff zugeführt werden muß, um ihm die theoretisch notwendige, trockene Luftmenge zur Verfügung zu stellen. Über spez. Gewicht der feuchten Luft und ihren Wassergehalt s. Zahlentafel 61 im Anhang S. 420.

Die Mindestluftmenge in Nm^3/kg Brennstoff ist

$$L_{\min} = \frac{100}{21} \cdot O_{\min} = 4,7619 \cdot O_{\min} \quad (192)$$

und mit Gl. (190)

$$L_{\min}^f = f \cdot L_{\min} = f \cdot (8,8775 \cdot C + 26,443 \cdot H_2 + 3,326 \cdot S - 3,332 \cdot O_2). \quad (193)$$

Wir rechnen, um im Endergebnis 2 Stellen hinter dem Komma genau zu erhalten, mit 3 Stellen hinter dem Komma, mit Ausnahme bei dem (meist sehr hohen) C-Gehalt¹.

¹ Bezüglich der Genauigkeitsansprüche sei auf S. 158 verwiesen.

Das theoretische Rauchgasvolumen je kg Brennstoff und seine Zusammensetzung ergibt sich dann aus den Gl. (184) bis (186) zu

$$\begin{aligned}
 V_{\min}^f = & \underbrace{1,8535 \cdot C + 0,0003 \cdot L_{\min}}_{\text{CO}_2} + \underbrace{0,6828 \cdot S}_{\text{SO}_2} + \\
 & + \underbrace{0,800 \cdot N_2 + 0,7805 \cdot L_{\min}}_{\text{N}_2} + \underbrace{0,0092 \cdot L_{\min}}_{\text{Ar}} + \\
 & + \underbrace{11,111 \cdot H_2 + 1,243 \cdot H_2O + (f - 1) \cdot L_{\min}}_{\text{H}_2O}
 \end{aligned} \quad (194)$$

Diese Zahlenwerte ergeben sich für C aus $22,26/12,01 = 1,8535$, das zweite Glied stellt den CO₂-Gehalt der Verbrennungsluft dar usf.

Bei $f = 1$ kann Gl. (193) eingesetzt werden und man erhält die einfachere Formel

$$\begin{aligned}
 V_{\min} = & 8,867 \cdot C + 3,31 \cdot S + 0,800 \cdot N_2 + 32,00 \cdot H_2 \\
 & + 1,243 \cdot H_2O - 2,632 \cdot O_2.
 \end{aligned} \quad (195)$$

Die Rauchgasmenge mit Berücksichtigung der Luftfeuchtigkeit ist dann

$$V_{\min}^f = f' \cdot V_{\min} = V_{\min} + (f - 1) \cdot L_{\min}, \quad (196)$$

$$f' = 1 + (f - 1) \frac{L_{\min}}{V_{\min}}. \quad (197)$$

Gl. (195) läßt indessen die Rauchgaszusammensetzung nicht mehr erkennen, es ist daher vorzuziehen, Gl. (194) zu verwenden unter Benutzung des folgenden, an einem Zahlenbeispiel erläuterten Rechenschemas.

Rechenschema und Zahlenbeispiel. Gegeben ist die folgende Elementarzusammensetzung einer Steinkohle:

77,67 %	C	
4,77 %	H ₂	
5,40 %	O ₂	$\varphi = 80\%$ bei 20° C.
1,16 %	N ₂	
1,00 %	S	
3,90 %	H ₂ O	
6,10 %	Asche	
100,00 %		

Gl. (193) $ \begin{aligned} & 8,8775 \cdot 0,7767 = 6,8951 \\ & + 26,443 \cdot 0,0477 = 1,2613 \\ & + 3,326 \cdot 0,0100 = 0,0333 \\ & \quad \quad \quad \underline{8,1897} \\ & - 3,332 \cdot 0,0540 = 0,1799 \\ & \quad \quad \quad \underline{L_{\min} = 8,0098}^* \end{aligned} $	Gl. (191) $ \begin{aligned} & f = 1 + 0,80 \cdot 0,0236 \\ & \quad \quad \quad = 1,0189 \end{aligned} $
--	--

$$L_{\min}^f = 1,0189 \cdot L_{\min} = 8,1612 \text{ Nm}^3/\text{kg}$$

* $L_{\min} = 8,01 \text{ Nm}^3/\text{kg}$ stellt zwar einen hinreichend genauen Wert dar, dennoch empfiehlt es sich, mit der vollen Stellenzahl weiterzurechnen und die Abstreichung der überflüssigen Stellen erst am Schluß vorzunehmen, besonders wenn mit der Rechenmaschine gearbeitet wird.

Gl. (194)	Zusammensetzung	
	des trockenen Gases ($\times 12,848$) %	des feuchten Gases ($\times 11,746$) %
$1,8535 \cdot 0,7767 = 1,4396$	18,52 CO ₂	16,94 CO ₂
$0,0003 \cdot 8,0098 = 0,0024$		
$0,6828 \cdot 0,0100 = 0,0068$	0,09 SO ₂	0,08 SO ₂
$0,800 \cdot 0,0116 = 0,0093$	81,39 N ₂ + Ar	74,41 N ₂ + Ar
$0,7805 \cdot 8,0098 = 6,2516$		
$0,0092 \cdot 8,0098 = 0,0737$		
$V_{\min}^{\text{tr}} = 7,7834 \text{ Nm}^3/\text{kg}$	100,00	
$11,111 \cdot 0,0477 = 0,5300$	—	8,57 H ₂ O
$1,243 \cdot 0,0390 = 0,0485$		
$0,0189 \cdot 8,0098 = 0,1514$		
$V_{\min}^{\text{f}} = 8,5133$		100,00
$100/V_{\min}^{\text{tr}} = 12,848$		
$100/V_{\min}^{\text{f}} = 11,746$		

Verbrennung mit Luftüberschuß.

Bei Verbrennung mit Luftüberschuß (Luftüberschußzahl n) ist die zugeführte Luftmenge

$$L = n \cdot L_{\min}, \quad (198)$$

$$L^{\text{f}} = n \cdot L_{\min}^{\text{f}} = n \cdot f \cdot L_{\min} \quad (199)$$

und dementsprechend die Rauchgasmenge

$$V = V_{\min} + (n-1) \cdot L_{\min}, \quad (200)$$

$$V^{\text{f}} = V_{\min}^{\text{f}} + f \cdot (n-1) \cdot L_{\min}. \quad (201)$$

Zur Ermittlung der Rauchgaszusammensetzung wird V^{f} aufgeteilt nach

$$V^{\text{f}} = \left. \begin{array}{l} \underbrace{V_{\min}^{\text{f}}}_{\text{nach Gl. (194)}} + \underbrace{(n-1) \cdot 0,21 \cdot L_{\min}}_{\text{O}_2} + \underbrace{(n-1) \cdot 0,0003 \cdot L_{\min}}_{\text{zu CO}_2} + \\ + \underbrace{(n-1) \cdot 0,7805 \cdot L_{\min}}_{\text{zu N}_2} + \underbrace{(n-1) \cdot 0,0092 \cdot L_{\min}}_{\text{zu Ar}} + \underbrace{(n-1) \cdot (f-1) L_{\min}}_{\text{zu H}_2\text{O}} \end{array} \right\} \quad (202)$$

Die rechnerische Behandlung der Verbrennung mit Luftüberschuß läßt sich dadurch besonders übersichtlich gestalten, daß das Rauchgasvolumen V nach Gl. (200) als ein Gemisch aus dem theoretischen Rauchgasvolumen V_{\min} und der überschüssigen Luft $(n-1)L_{\min}$ aufgefaßt werden kann. Da die Rauchgasanalyse z. B. im Orsatapparat wegen der Abkühlung des Gases und der Kondensation des Wassers die Zusammensetzung des trockenen Rauchgases angibt, wollen wir zunächst den CO₂-, O₂- und N₂-Gehalt des trockenen Gases betrachten.

Zahlentafel 30. Zusammensetzung des trockenen Rauchgases.

n	V' Nm ³ /kg	CO ₂ (+ SO ₂) %	O ₂ %	CO ₂ (+ SO ₂) + O ₂ %
1,0	7,7834	18,61	0	18,61
1,1	8,5844	16,88	1,96	18,84
1,2	9,3854	15,44	3,58	19,02
1,4	10,9873	13,19	6,12	19,31
1,6	12,5893	11,52	8,02	19,54
1,8	14,1912	10,22	9,48	19,70
2,0	15,7932	9,19	10,65	19,84
2,2	17,3952	8,35	11,60	19,95
2,4	18,9971	7,64	12,40	20,04
2,6	20,5991	7,05	13,07	20,12
2,8	22,2010	6,55	13,64	20,19
3,0	23,8030	6,11	14,13	20,24

Zusammensetzung des feuchten Rauchgases.

n	V'	CO ₂ (+ SO ₂) %	O ₂ %	H ₂ O %
1,0	8,5133	17,02	0	8,57
1,1	9,3294	15,53	1,80	7,99
1,2	10,1455	14,28	3,32	7,49
1,4	11,7778	12,31	5,71	6,71
1,6	13,4100	10,81	7,53	6,12
1,8	15,0423	9,64	8,95	5,66
2,0	16,6745	8,70	10,09	5,29
2,2	18,3067	7,93	11,03	4,98
2,4	19,9390	7,28	11,81	4,72
2,6	21,5712	6,73	12,48	4,51
2,8	23,2035	6,26	13,05	4,32
3,0	24,8357	5,85	13,55	4,16

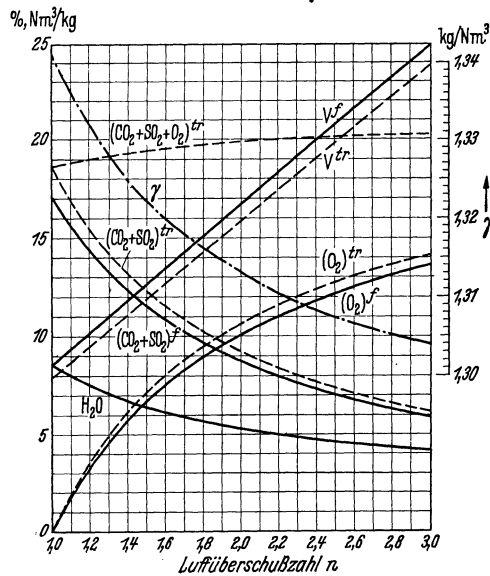


Abb. 31. Rauchgaszusammensetzung, Gas- und Luftmenge einer Steinkohle von $H_u = 7390$ kcal/kg.

Bezeichnen wir mit (CO_2) , (O_2) , (N_2) die einzelnen Rauchgasbestandteile in Vol.-%, so ist die absolute CO_2 -Menge

$$\frac{(\text{CO}_2)}{100} \cdot V = \frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{100} \cdot V_{\min} \quad (203)$$

und mit $V = V_{\min} + (n - 1) \cdot L_{\min}$

$$(\text{CO}_2) = \frac{(\text{CO}_2)_{\max} \cdot V_{\min}}{V_{\min} + (n - 1) \cdot L_{\min}} = \frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{1 + (n - 1) \cdot \frac{L_{\min}}{V_{\min}}} \quad (204)$$

Setzt man den für den Brennstoff und den Luftüberschuß kennzeichnenden Ausdruck

$$C_n = (n - 1) \cdot \frac{L_{\min}}{V_{\min}} \quad (205)$$

ein, so ist

$$(\text{CO}_2) = \frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{1 + C_n} \quad (206)$$

Gl. (204) liefert uns dann auch den Zusammenhang zwischen dem (gemessenen) CO_2 -Gehalt, bezogen auf trockenes Gas, und der Luftüberschußzahl n . Löst man Gl. (204) nach n auf, so erhält man aus

$$1 + (n - 1) \cdot \frac{L_{\min}}{V_{\min}} = \frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{(\text{CO}_2)},$$

$$n = 1 + \left[\frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{(\text{CO}_2)} - 1 \right] \cdot \frac{V_{\min}}{L_{\min}} \quad (207)$$

Der Wert $V_{\min}^{\text{tr}}/L_{\min}$ und $(\text{CO}_2)_{\max}$ ist in den Brennstofftabellen S. 50 bis 53 für alle dort aufgeführten Brennstoffe angegeben.

In unserem Zahlenbeispiel ist $V_{\min}^{\text{tr}} = 7,7834 \text{ Nm}^3/\text{kg}$, $L_{\min}^{\text{tr}} = 8,0098 \text{ Nm}^3/\text{kg}$, $V_{\min}/L_{\min} = 0,9717$, also, wie übrigens bei allen festen Brennstoffen, wenig verschieden von 1. Mit $V_{\min}/L_{\min} = 1$ erhält man die Näherungsformel

$$n = \frac{(\text{CO}_2)_{\max}}{(\text{CO}_2)} \quad (208)$$

Zahlenbeispiel: Gemessener CO_2 -Gehalt $12,50\%$, $(\text{CO}_2)_{\max} = 18,61\%$. $n = 1 + (1,4888 - 1) \cdot 0,9717 = 1,475$. Die Näherungsgleichung (208) liefert dagegen $n = 1,489$, also einen Fehler von rund 1%.

Bei den Bestandteilen, die von der Überschußluft mitgebracht werden, so beim Stickstoff und beim Sauerstoff ist zu beachten, daß hier

¹ Dieser Zahlenwert enthält zugleich den SO_2 -Gehalt, da CO_2 und SO_2 in der Kalilauge des Orsatapparates gleichzeitig absorbiert werden. Vgl. I. W. Arbatsky und E. Praetorius: Z. bayr. Rev.-Ver. Bd. 38 (1934) Heft 10 S. 88/90 und E. Praetorius: Wärme Bd. 58 (1935) Heft 5 S. 67/70. Die gelegentlich vertretene Meinung, daß das SO_2 im Kondensat in Lösung gehe, also aus dem Rauchgas verschwinde, trifft nicht zu. Kommt es darauf an, den CO_2 -Gehalt ohne den SO_2 -Gehalt zu bestimmen, so muß der SO_2 -Gehalt rechnerisch ausgeschaltet werden.

auch der Betrag des absoluten Volumens im Rauchgas verändert wird. Beim Stickstoff¹ wird zu dem Stickstoffvolumen aus dem Brennstoff und aus der theoretischen Verbrennungsluftmenge

$$\frac{(N_2)_{\min}}{100} \cdot V_{\min},$$

wobei unter (N_2) der Stickstoffgehalt im theoretischen Rauchgas in Vol.-% verstanden wird, das überschüssige Stickstoff-Volumen

$$0,79 (n-1) \cdot L_{\min}$$

addiert, woraus sich dann der Stickstoffgehalt bei Luftüberschuß unter Berücksichtigung der Gl. (205) zu

$$(N_2) = \frac{(N_2)_{\min} + 79 \cdot C_n}{1 + C_n}, \quad (209)$$

der Sauerstoffgehalt analog zu

$$(O_2) = \frac{21 \cdot (n-1) \cdot \frac{L_{\min}}{V_{\min}}}{1 + (n-1) \cdot \frac{L_{\min}}{V_{\min}}} = \frac{21 \cdot C_n}{1 + C_n}. \quad (210)$$

Den Zusammenhang zwischen dem O_2 -Gehalt des Rauchgases und der Luftüberschußzahl erhält man aus Gl. (210) durch Auflösung nach n .

$$\frac{V_{\min}}{L_{\min}} \cdot \frac{1}{n-1} = \frac{21}{(O_2)} - 1 = \frac{21 - (O_2)}{(O_2)}, \quad (211)$$

daraus

$$n = 1 + \frac{V_{\min}}{L_{\min}} \cdot \frac{(O_2)}{21 - (O_2)}. \quad (212)$$

Würde der Wert $V_{\min}/L_{\min} = 1$ werden, so vereinfacht sich Gl. (212) in

$$n = \frac{21}{21 - (O_2)}. \quad (213)$$

Man erkennt also, daß diese häufig empfohlene Formel nur eine Näherungsformel ist, die keine genauen Werte liefern kann, besonders nicht bei Brennstoffen, bei denen V_{\min}/L_{\min} sehr stark von 1 abweicht, z. B. bei den Gasen. Nehmen wir als Beispiel einen im Rauchgas gemessenen O_2 -Wert von 11,6% an, dann ist nach Gl. (212) $n = 1 + 0,9717 \cdot \frac{11,6}{21 - 11,6} = 2,20$, den gleichen Brennstoff vorausgesetzt wie in den früheren Zahlenbeispielen. Gl. (213) liefert $n = \frac{21}{21 - 11,6} = 2,234$, also einen Fehler von +1,55%. Bei einem Gichtgas (Zahlenbeispiel S. 162) und einem gemessenen O_2 -Gehalt von 4,88% ist nach Formel (213) $n = \frac{21}{21 - 4,88} = 1,303$ statt 1,600, also ein Fehler von 18,56%!

¹ Wir ziehen hier N_2 und Ar wieder zusammen und vernachlässigen den CO_2 -Gehalt, rechnen also mit 79% N_2 .

Eine andere, genauere Formel, die man in der feuerungstechnischen Literatur oft findet, lautet

$$n = \frac{21}{21 - 79 \cdot \frac{(O_2)}{(N_2)}}. \quad (214)$$

Sie läßt sich folgendermaßen ableiten, indem man von der Definition der Luftüberschußzahl $n = L/L_{\min}$ ausgeht und eine Beziehung zum Stickstoff- und Sauerstoffgehalt des Rauchgases schafft. Man vernachlässigt dabei bewußt den Stickstoffgehalt des Brennstoffes, so daß die Formel ganz exakt nur für Brennstoffe mit dem Stickstoffgehalt 0 gilt, bei den Stickstoffgehalten der festen und flüssigen Brennstoffe liefert sie noch sehr genaue Werte, sie versagt aber bei stickstoffreichen Gasen.

Der Stickstoffgehalt des Gases ist $V \cdot (N_2)/100$; stammt dieser Stickstoff aus der zugeführten Luft, so muß diese Luftmenge $V \cdot (N_2)/100$

$100/79$ betragen haben. Setzen wir nun noch $V = V_{\min} + (n-1) \cdot L_{\min}$, so erhalten wir

$$n = \frac{L}{L_{\min}} = (V_{\min} + (n-1) \cdot L_{\min}) \cdot \frac{(N_2)}{79} \cdot \frac{1}{L_{\min}}, \quad (215)$$

$$n = \frac{V_{\min}}{L_{\min}} \cdot \frac{(N_2)}{79} + (n-1) \cdot \frac{(N_2)}{79}. \quad (216)$$

Führt man nun nach Gl. (212) ein

$$\frac{V_{\min}}{L_{\min}} = \left(\frac{21}{(O_2)} - 1 \right) (n-1), \quad (217)$$

so erhält man nach einigen einfachen Umformungen

$$n = \left[\frac{21}{(O_2)} - 1 \right] (n-1) \cdot \frac{(N_2)}{79} + (n-1) \cdot \frac{(N_2)}{79} = (n-1) \frac{(N_2)}{79} \cdot \frac{21}{(O_2)}$$

und nach Auflösung nach n die oben angegebene Gl. (214). Diese Gleichung gilt in dieser Form nur bei vollkommener Verbrennung; für unvollkommene Verbrennung hat Hassenstein¹ eine Ableitung gegeben. Als ein weiterer Nachteil ist es anzusehen, daß Meßfehler bei der Gasanalyse — und solche können ja bei der O_2 -Bestimmung sehr leicht vorkommen, während der N_2 -Gehalt immer nur als Differenz bestimmt wird, also alle Analysenfehler auf sich vereint — das Ergebnis sehr stark beeinflussen und daher den praktischen Wert dieser Formel sehr einengen.

¹ Hassenstein, W.: Z. Dampfkessel u. Maschinenbetr. Bd. 33 (1910) Heft 31 S. 313/315, Bd. 34 S. 337/339 und Bd. 35 S. 351—353. Die Hassensteinsche Ableitung geht von der gleichen Überlegung aus, ist jedoch bedeutend verwickelter. Für N_2 -haltige Gase entwickelt W. Hassenstein: Z. Dampfkessel u. Maschinenbetr. Bd. 35 (1912) Heft 13 S. 131/134; Heft 14, S. 148/151, Heft 16 S. 169/172 eine Formel, in welcher eine Beziehung zwischen n und CO_2 , $CO_{2\max}$ und N_2 im Rauchgas entwickelt wird.

Das Rauchgasgewicht.

Will man an Stelle des Luft- und Rauchgasvolumens das Luft- und Rauchgasgewicht ermitteln, so benutzt man wiederum die Grundgleichungen (184) bis (189), indem man nun alle Glieder dieser Gleichungen durch ihre Molekulargewichte ausdrückt, also $O_2 = 32$ usw. Das Sauerstoffmindestgewicht erhält man dann zu

$$O_{\min} = \frac{32}{12,01} + \frac{32}{4,032} + \frac{32}{32,06} - O_2 \quad (218)$$

und bei einem Sauerstoffgehalt der Luft von 23,21 Gew.-%

$$L_{\min} = \frac{100}{23,21} \cdot O_{\min} = 4,3085 \cdot O_{\min}, \quad (219)$$

$$L_{\min} = 11,4795 \cdot C + 34,194 \cdot H_2 + 4,300 \cdot S - 4,309 \cdot O_2. \quad (220)$$

Sehr einfach ist dann die Ermittlung des Rauchgasgewichtes des aschefreien Brennstoffes bzw. des aschefreien Brennstoffanteiles, denn es muß sein

$$G = 1 + n \cdot L_{\min} [\text{kg/kg}] \quad (221)$$

und für einen Brennstoff mit dem Aschengehalt A

$$G = 1 - A + n \cdot L_{\min} [\text{kg/kg}]. \quad (222)$$

Zur Umrechnung eines in seiner Zusammensetzung bekannten Rauchgasvolumens in das Rauchgasgewicht multipliziert man das Volumen mit dem spezifischen Gewicht (Normkubikmetergewicht nach DIN 1871) des Rauchgases, das nach der Mischungsregel errechnet werden kann aus den Einzelbestandteilen des Gases nach der Formel

$$\begin{aligned} \gamma = & \frac{(\text{CO}_2)}{100} \cdot 1,9768 + \frac{(\text{SO}_2)}{100} \cdot 2,9263 + \frac{(\text{O}_2)}{100} \cdot 1,42895 + \\ & + \frac{(\text{N}_2)}{100} \cdot 1,2505 + \frac{(\text{Ar})}{100} \cdot 1,7839 + \frac{(\text{H}_2\text{O})}{100} \cdot 0,804 + \\ & + \frac{(\text{H}_2)}{100} \cdot 0,08987 + \frac{(\text{CO})}{100} \cdot 1,2500 + \frac{(\text{CH}_4)}{100} \cdot 0,7168 \text{ kg/Nm}^3. \quad (223) \end{aligned}$$

Zahlentafel 31. Spezifisches Gewicht des feuchten Rauchgases.

(Zahlenbeispiel S. 149.)

$n = 1,0$	$\gamma = 1,341 \text{ kg/Nm}^3$
1,2	1,332
1,4	1,325
1,6	1,320
2,0	1,313
2,4	1,308
3,0	1,304

Zur Umrechnung des γ -Wertes auf andere Temperaturen oder von höheren Temperaturen auf die Normaltemperatur (0°) dienen die Formeln

$$\gamma_T = \gamma \cdot \frac{273}{T} \quad \text{und} \quad \gamma = \gamma_T \cdot \frac{T}{273}. \quad (224)$$

Die Ausdrücke $273/T$ und $T/273$ können der Zahlentafel 65 (S. 424) entnommen werden.

Bezeichnet γ das spez. Gewicht des theoretischen Rauchgases, γ_n dasjenige des Rauchgases mit Luftüberschuß und γ_l dasjenige der Luft (gegebenenfalls der feuchten Luft, das Zahlentafel 61 S. 420 zu entnehmen ist), so ist

$$\gamma_n = \frac{V_{\min} \cdot \gamma + (n-1) \cdot L_{\min} \cdot \gamma_l}{V_{\min} + (n-1) \cdot L_{\min}} = \frac{\gamma + C_n \cdot \gamma_l}{1 + C_n}. \quad (225)$$

Soweit die Brennstoffanalyse nicht bekannt ist, sondern nur der untere Heizwert des Brennstoffes, kann man sich empirischer Anhaltswerte¹ bedienen.

Vereinfachte Verbrennungsrechnung für feste und flüssige Brennstoffe.

Verwendet man nur runde, ganzzahlige Molekulargewichte, den für ideale Gase gültigen, abgerundeten Wert $22,4 \text{ Nm}^3$ für das Molvolumen, rechnet man mit einer Luftzusammensetzung von 21% O_2 und 79% N_2 und vernachlässigt man die Luftfeuchtigkeit (wie es bisher im feuerungstechnischen Schrifttum fast durchweg üblich war), so erhält man auf Grund der gleichen Überlegungen wie in den vorangegangenen Abschnitten

$$O_{\min} = \frac{1}{100} \frac{22,4}{12} \cdot C \cdot \left\{ 1 + 3 \frac{H_a}{C} + \frac{3}{8} \cdot \frac{S}{C} \right\}, \quad (226)$$

$$L_{\min} = \frac{1}{21} \cdot \frac{22,4}{12} \cdot C \cdot \left\{ 1 + 3 \frac{H_a}{C} + \frac{3}{8} \cdot \frac{S}{C} \right\}, \quad (227)$$

$$= \frac{1}{11,25} \cdot C \cdot \left\{ 1 + 3 \frac{H_a}{C} + \frac{3}{8} \cdot \frac{S}{C} \right\} = \frac{\sigma}{11,25} \cdot C. \quad (228)$$

Hierin bedeutet $H_a = H - O/8$ den sog. „disponiblen Wasserstoff“. Der Klammerausdruck in den Gl. (226) bis (228) ist zur Abkürzung der Schreibweise $= \sigma$ gesetzt.

Die trockene Rauchgasmenge ist

$$V = \frac{1}{100} \left(\frac{22,4}{12} \cdot C + \frac{22,4}{32} \cdot S \right) + (n-1) \cdot O_{\min} + n \cdot \frac{79}{21} \cdot O_{\min}. \quad (229)$$

Aus der Beziehung

$$(\text{CO}_2) = \frac{22,4}{12} \cdot C \quad (230)$$

¹ Vgl. z. B. Dubbel, Taschenbuch f. d. Maschinenbau 7.—9. Aufl. Bd. I S. 335 Abb. 5.

erhält man das Rauchgasvolumen (aus Brennstoff und Abgasanalyse)

$$V = \frac{C}{0,536 \cdot (\text{CO}_2)}. \quad (231)$$

Die Wasserdampfmenge ist

$$W = \frac{1}{100} \left\{ \frac{22,4}{2} \cdot \text{H}_2 + \frac{22,4}{18} \cdot \text{H}_2\text{O} \right\} = \frac{1}{100} \cdot \frac{9 \text{H}_2 + \text{H}_2\text{O}}{0,804} \quad (232)$$

und die feuchte Rauchgasmenge

$$V^f = \frac{C}{0,536 \cdot (\text{CO}_2)} + \frac{1}{100} \cdot \frac{9 \text{H}_2 + \text{H}_2\text{O}}{0,804}. \quad (233)$$

Führt man nun die Ausdrücke¹

$$\sigma = 1 + \frac{3(H_a + S/8)}{C} \quad (234)$$

und

$$\varrho = \frac{9 \text{H}_2 + \text{H}_2\text{O}}{C} \quad (235)$$

ein, so wird

$$L_{\min} = 8,89 \cdot \sigma \cdot C, \quad (236)$$

$$V^f = 1,245 \cdot C \cdot \left(\frac{1,5}{(\text{CO}_2)} + \varrho \right). \quad (237)$$

Bei der Stellenzahl der Beiwerte in diesen Gleichungen ist Rechenschiebergengenauigkeit vorausgesetzt, wobei man im allgemeinen mit 3 Ziffern auskommt. Dabei treten in der letzten Ziffer immerhin schon kleine Ungenauigkeiten auf, so erhält man z. B. $12/22,4 = 0,536$ statt $12,01/22,26 = 0,5395$, also eine Abweichung von $-0,65\%$. Eine Abrundung auf 0,54 würde also dem wirklichen Wert näher kommen. Man sieht daraus, daß man genaue Werte nur erzielen kann, wenn man durchweg mit Stellenzahlen rechnet, die wesentlich über der Analysengenauigkeit liegen.

Am stärksten wirkt sich die Vernachlässigung der Luftfeuchtigkeit aus, die je nach Brennstoff, Lufttemperatur und Sättigungsgrad Abweichungen von 1 bis 2% bedingt². Das früher behandelte Zahlenbeispiel ergibt nach Gl. (226), (192) und (229)

$$O_{\min} = \frac{1}{100} \cdot \frac{22,4}{12} \left\{ 77,67 + 3 \cdot \left(4,77 - \frac{5,40}{8} \right) + \frac{3}{8} \right\} = 1,686 \text{ Nm}^3/\text{kg},$$

$$L_{\min} = \frac{100}{21} \cdot 1,686 = 8,03 \text{ Nm}^3/\text{kg} \text{ statt } 8,1612 \text{ Nm}^3/\text{kg},$$

Abweichung $-1,61\%$.

$$V_{\min}^{\text{tr}} = \frac{1}{100} \cdot \frac{22,4}{12} \left\{ 77,67 + \frac{22,4}{32} \cdot 1 \right\} + \frac{79}{21} \cdot 1,686 = 7,80 \text{ Nm}^3/\text{kg}$$

¹ Nach Vorschlag von W. Boie: Wärme Bd. 58 (1935) Heft 40 S. 657/662 und Heft 41 S. 678/682.

² Vgl. Gumz: Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 10 S. 109/110; Bd. 26 (1938) Heft 1 S. 9/10.

statt $7,7834 \text{ Nm}^3/\text{kg}$, Abweichung $+0,21\%$.

$$V_{\min}^f = V_{\min}^{\text{tr}} + \frac{1}{100} \cdot \frac{9 \cdot 4,77 + 3,90}{0,804} = 7,80 + 0,58 = 8,38 \text{ Nm}^3/\text{kg}$$

statt $8,5133$, Abweichung $-1,57\%$. Bei V_{\min}^{tr} sind die Abweichungen nur auf die Abrundungen zurückzuführen, die in entgegengesetzter Richtung liegen als der Fehler durch die Vernachlässigung der Luftfeuchtigkeit, daher ist auch der Fehler bei V_{\min}^f kleiner als bei L_{\min} . Mit steigendem Luftüberschuß steigt er an.

Es ist weiter vorgeschlagen worden, das Molvolumen auf 24 aufzurunden, um noch weiter kürzen zu können¹, die Gasmengen würden damit auf einen Zustand von $19,2^\circ \text{ C}$, 760 Torr bezogen, was aber keinen nennenswerten Vorteil bringt und auch den Normungsbestrebungen zuwiderläuft. Auch andere Vorschläge zur Vereinfachung der Verbrennungsrechnung² schränken unter Berücksichtigung aller vorbereitenden Umrechnungsoperationen den Gesamtumfang der Rechenarbeit, nicht in dem Maße ein, daß man ein Abgehen von den gebotenen, durchaus übersichtlichen Gleichungen der Verbrennungsrechnung befürworten müßte.

Die Genauigkeitsansprüche an die Verbrennungsrechnung.

Die große Stellenzahl, die wir bei unseren bisherigen Rechnungen benutzt haben, darf nicht zu der Annahme verführen, daß damit die Verbrennungsrechnung höchste Genauigkeit erreicht habe. Man muß sich immer vor Augen halten, daß die Genauigkeit des Ergebnisses von der Zuverlässigkeit der Probenahme und der Genauigkeit der Brennstoff- und Abgasanalyse abhängt. Indessen wäre es ganz ungerechtfertigt, daraus schließen zu wollen, daß eine genauere Rechnung mit mehreren Stellen hinter dem Komma überflüssig und eine zu große Belastung sei. Die Ermittlung der Rauchgaszusammensetzung, Schlüsse auf das Unverbrannte und ähnliche Rechenoperationen verlangen teils zur Ermöglichung einer sicheren Kontrolle, teils weil in ihnen Differenzen großer Zahlen auftreten, oder Zwischenwerte (wie z. B. O_{\min} , L_{\min} usw.) mit großen Zahlen multipliziert werden, eine große Rechengenauigkeit, wobei hohe Rechengenauigkeit natürlich nicht als absolute Zuverlässigkeit des von den Analysen beeinflussten Endergebnisses bedeutet.

Verbrennungsrechnungen werden vielfach mit der Rechenmaschine durchgeführt, dabei spielt es gar keine Rolle, wenn auch einmal überflüssige Stellen mitgeschleppt werden — oft ist ja auch nicht sofort

¹ Nach Mollier: Hütte 26. Aufl. Bd. I S. 512.

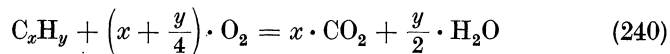
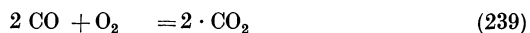
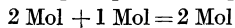
² Helbig, A. B.: Die rechnerische Erfassung der Verbrennungsvorgänge. Halle a. S. 1924 — Feuerungstechn. Bd. 9 (1920/21) Heft 24 S. 229/234 — Wierz, M.: Feuerungstechn. Bd. 15 (1926/27) Heft 1 S. 1/3, Heft 2 S. 17/19 und Heft 3 S. 27/30 — Arch. Wärmew. Bd. 21 (1940) Heft 11 S. 237/240.

zu übersehen, wie sich Kürzungen auswirken —, die notwendigen Abstriche macht man daher zweckmäßig erst beim Endergebnis und nicht schon im Laufe der Zwischenrechnungen. Es bedeutet weder eine Erleichterung noch eine Zeitersparnis, wenn man nur runde, ganzzahlige Beiwerte hat — man lasse sich da nicht von dem scheinbar sehr einfachen Aufbau einiger Formeln täuschen! —, da ja die einzusetzenden Analysenwerte auch niemals ganzzahlig sind.

Nachdem die Dampfkesselregeln¹ eine Toleranz, mit Ausnahme des Meßspiels, nicht mehr zulassen, wird man sich bemühen müssen, auch die Rechenmethoden zu verfeinern. Da man je nach den zur Verfügung stehenden Rechenhilfsmitteln ebenso schnell genau wie weniger genau rechnet, empfiehlt sich ohne Frage die Anwendung der genaueren Gleichungen. Man bedenke, daß sich ja Probenahmefehler, Analysenfehler und Rechenungenauigkeit ungünstigstenfalls in gleicher Richtung bewegen, also sich addieren. Es ist daher gerechtfertigt, hohe Rechenungenauigkeit anzustreben, um schon einmal diese Fehlerquelle auszuschalten, auch wenn man sich der übrigen Fehlermöglichkeiten bewußt ist und immer bewußt sein sollte.

Verbrennungsrechnung für gasförmige Brennstoffe.

Da bei den gasförmigen Brennstoffen das Frischgas und das Rauchgas im gleichen Aggregatzustand vorliegt, gestaltet sich die Verbrennungsrechnung ganz besonders einfach. Die Gase enthalten an brennbaren Bestandteilen Wasserstoff, Kohlenoxyd und Kohlenwasserstoffe, die allgemein durch die Formel C_xH_y dargestellt werden können. Die Verbrennung vollzieht sich dann (ohne Berücksichtigung der wirklichen Umsetzungsvorgänge und ihrer Zwischenprodukte) nach den Grundgleichungen



Daraus ergibt sich der Sauerstoffmindestbedarf zu

$$O_{\min} = 0,5 CO + \left(x + \frac{y}{4}\right) C_xH_y + 0,5 H_2 - O_2 \quad (242)$$

und der Luftmindestbedarf zu

$$L_{\min} = \frac{100}{21} \cdot O_{\min} = 4,7619 \cdot O_{\min} [Nm^3/Nm^3]. \quad (243)$$

¹ Regeln für Abnahmeversuche an Dampfkesseln (VDI-Dampfkessel-Regeln). DIN VDI 1942. Berlin 1937.

Die Rauchgasmenge bezogen auf 1 Nm³ trockenes Frischgas ist unter Mitberücksichtigung der Feuchtigkeit der Verbrennungsluft

$$\begin{aligned}
 V_{\min}^f &= \underbrace{\text{CO} + \text{CO}_2 + x \cdot \text{C}_x\text{H}_y + 0,0003 \cdot L_{\min}}_{\text{CO}_2} + \\
 &+ \underbrace{\frac{y}{2} \cdot \text{C}_x\text{H}_y + \text{H}_2 + (f - 1) \cdot L_{\min}}_{\text{H}_2\text{O}} + \\
 &+ \underbrace{\text{N}_2 + 0,7805 \cdot L_{\min}}_{\text{N}_2} + \underbrace{0,0092 \cdot L_{\min}}_{\text{Ar}} \quad [\text{Nm}^3/\text{Nm}^3]. \quad (244)
 \end{aligned}$$

Bei feuchtem Frischgas — und bei den meisten technischen Gasen findet durch den Naßreinigungsvorgang eine Aufsättigung auf 100% bei der betreffenden Reinigungstemperatur statt — und bei einem Sättigungsgrad φ des Gases beträgt die Wasserdampfmenge in Nm³ je Nm³ trockenes Gas

$$W_f = \varphi \frac{p_s}{p - \varphi p_s}. \quad (245)$$

Dieser Betrag ist zu V_{\min}^f zu addieren. Bei Luftüberschuß ist die Gl. (200) bzw. (201) S. 150 anzuwenden.

Ist die wasserdampfhaltige Frischgasmenge gegeben und soll die Rauchgasmenge, bezogen auf 1 Nm³ feuchtes Frischgas ermittelt werden, so ergibt sich aus der Beziehung

$$G^f = f'' \cdot G. \quad (246)$$

G^f , G = feuchte und trockene Frischgasmenge (Nm³),

$$f'' = 1 + \varphi \frac{p_s}{p - \varphi p_s}. \quad (247)$$

Nach Gl. (246) ist dann

$$\begin{aligned}
 V_{\min}^f &= \frac{1}{f''} \underbrace{[\text{CO} + \text{CO}_2 + x \cdot \text{C}_x\text{H}_y + 0,0003 \cdot L_{\min}]}_{\text{CO}_2} + \\
 &+ \frac{1}{f''} \underbrace{\left[\frac{y}{2} \cdot \text{C}_x\text{H}_y + \text{H}_2 + (f - 1) \cdot L_{\min} + (f'' - 1) \right]}_{\text{H}_2\text{O}} + \\
 &+ \frac{1}{f''} \underbrace{[\text{N}_2 + 0,7805 \cdot L_{\min}]}_{\text{N}_2} + \frac{1}{f''} \underbrace{0,0092 \cdot L_{\min}}_{\text{Ar}}. \quad (248)
 \end{aligned}$$

Ist das Frischgas trocken, so wird $f'' = 1$ und Gl. (248) geht in Gl. (244) über, ist die Luft ebenfalls trocken, so wird auch $f = 1$.

Zahlenbeispiele:

Zwei extreme Beispiele sollen herausgegriffen werden, ein getrocknetes Koksofengas (Ruhrgas)¹, dessen sehr geringer Wassergehalt von rund 1 g/Nm³ vernachlässigt wird, und ein bei 20° voll gesättigtes Gichtgas.

<p>1. Koksofengas (Ruhrgas)</p> <p>5,4% CO 56,8% H₂ 23,9% CH₄ 1,6% C₂H₄ 0,4% C₆H₆ 2,2% CO₂ 0,4% O₂ 9,3% N₂</p> <hr/> <p>100,0%</p> <p>$\varphi_{\text{Gas}} = \infty 0$</p> <p>$\varphi_{\text{Luft}} = 80\%$ (bei 20° C)</p> <p>$f = 1,0189$</p>	<p>2. Gichtgas</p> <p>31,0% CO 2,3% H₂ 0,3% CH₄ 9,0% CO₂ 57,4% N₂</p> <hr/> <p>100,0%</p> <p>$\varphi_{\text{Gas}} = 100\%$ (bei 20° C)</p> <p>$\varphi_{\text{Luft}} = 80\%$ (bei 20° C)</p> <p>$f' = 1,0236$</p> <p>$f = 1,0189$</p>
---	--

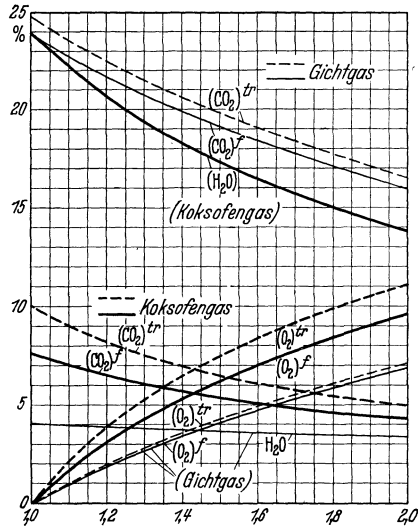


Abb. 32. Rauchgaszusammensetzung, Gas- und Luftmenge von Koksofengas von $H_u = 4029 \text{ kcal/Nm}^3$ und von Gichtgas von $H_u = 1021 \text{ kcal/Nm}^3$.

Beispiel 1:

$$O_{\text{min}} = 0,5 \cdot 0,054 + 0,5 \cdot 0,568 + 2 \cdot 0,239 + 3 \cdot 0,016 + 7,5 \cdot 0,004 - 0,004 = 0,863 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3,$$

$$L_{\text{min}} = 4,7619 \cdot 0,863 = 4,1095 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3,$$

$$V_{\text{min}}^f = 0,372 + 1,168 + 3,300 + 0,038 = 4,878 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3.$$

$\text{CO}_2 \quad \text{H}_2\text{O} \quad \text{N}_2 \quad \text{Ar}$

Zahlentafel 32. Gasmenge und Gaszusammensetzung (Beispiel 1).

n	Vf Nm ³ /Nm ³	Trockenes Rauchgas		Feuchtes Rauchgas		
		CO ₂ %	O ₂ %	CO ₂ %	O ₂ %	H ₂ O %
1,0	4,878	10,03	0	7,63	0	23,94
1,1	5,297	9,03	2,09	7,03	1,63	22,20
1,2	5,716	8,21	3,81	6,51	3,02	20,71
1,4	5,354	6,96	6,45	5,68	5,27	18,30
1,6	6,176	6,03	8,38	5,04	7,01	16,43
1,8	6,998	5,47	9,87	4,66	8,39	14,95
2,0	7,820	4,90	11,04	4,23	9,52	13,74

¹ Analyse nach Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 1 S. 19.

Beispiel 2:

$$O_{\min} = 0,5 \cdot 0,31 + 0,5 \cdot 0,023 + 2 \cdot 0,003 = 0,1725 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3,$$

$$L_{\min} = 4,7619 \cdot 0,1725 = 0,8214 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3,$$

$$V_{\min}^f = 0,4032 + 0,0681 + 1,2151 + 0,0076 = 1,694 \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3.$$

CO₂ H₂O N₂ Ar

Zahlentafel 33. Gasmenge und Gaszusammensetzung (Beispiel 2).

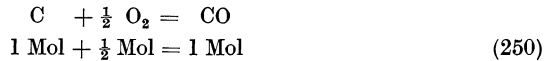
n	V' Nm ³ /Nm ³	Trockenes Rauchgas		Feuchtes Rauchgas		
		CO ₂ %	O ₂ %	CO ₂ %	O ₂ %	H ₂ O %
1,0	1,694	24,80	0	23,80	0	4,02
1,1	1,778	23,61	1,01	22,68	0,97	3,92
1,2	1,861	22,53	1,93	21,66	1,85	3,83
1,4	2,029	20,63	3,53	19,88	3,40	3,66
1,6	2,196	19,04	4,88	18,37	4,71	3,53
1,8	2,364	17,67	6,04	17,07	5,84	3,41
2,0	2,531	16,49	7,05	15,94	6,82	3,30

Unvollkommene Verbrennung.

Aus der Grundgleichung der vollkommenen Verbrennung des Kohlenstoffes



und der Grundgleichung der unvollkommenen Verbrennung des Kohlenstoffes



ersieht man ohne weiteres, daß sowohl der zu CO₂ verbrennende als auch der nur zu CO verbrennende Kohlenstoff 1 Mol Abgas je Mol C liefert. Verbrennen also *a* Anteile des vorhandenen C je kg Brennstoff zu CO, während *b* Anteile als Kohlenstoffverlust (Brennbares in den Rückständen, Flugkoks, Ruß) auftreten, so vermindert sich die CO₂-Menge um den Betrag

$$(a + b) \frac{22,26}{12,01} \cdot C = (a + b) \cdot 1,8535 \cdot C \text{ Nm}^3/\text{kg}, \quad (251)$$

die entstehende CO-Menge beträgt

$$a \cdot \frac{22,40}{12,01} \cdot C = a \cdot 1,8651 \cdot C \text{ Nm}^3/\text{kg} \quad (252)$$

und der Sauerstoffminderverbrauch ist

$$\Delta O_{\min} = \frac{22,39}{2 \cdot 12,01} \cdot a \cdot C + \frac{22,39}{12,01} \cdot b \cdot C = 1,8643 \left(\frac{a}{2} + b \right) \cdot C \text{ Nm}^3/\text{kg} \quad (253)$$

und der Luftminderverbrauch

$$\Delta L_{\min} = \frac{100}{21} O_2 = 8,8775 \cdot \left(\frac{a}{2} + b \right) \cdot C \text{ Nm}^3/\text{kg}. \quad (254)$$

Die Luftüberschubzahl n ist definiert als das Verhältnis der zugeführten Luftmenge zur theoretisch zur vollständigen Verbrennung notwendigen Luftmenge. Tritt also ein Luftminderverbrauch durch unvollkommene Verbrennung und Kohlenstoffverlust ein, so wird die „scheinbare Luftüberschubzahl“, die sich tatsächlich aus der CO_2 -Messung ergibt,

$$n' = \frac{n \cdot L_{\min}}{L_{\min} - \Delta L_{\min}}; \quad \frac{n'}{n} = \frac{1}{1 - \frac{\Delta L_{\min}}{L_{\min}}} \quad (255)$$

Der scheinbare Luftüberschuß täuscht also beim Auftreten hoher Kohlenstoffverluste (z. B. durch Flugkoks) eine ausreichende Luftmenge vor, obwohl sie durchaus knapp sein, ja sogar unter dem Bedarf zur vollständigen theoretischen Verbrennung liegen kann¹.

Die CO_2 -Messung, ergänzt durch die CO - und H_2 -Messung, stellt zwar ein unentbehrliches Mittel zur Betriebsüberwachung von Feuerungsanlagen dar, sie erfaßt jedoch keineswegs alle Verluste. Eine einfache, betriebsmäßige Kontrolle des Kohlenstoffverlustes (abgesehen von der sehr rohen Methode der Rauch- und Schornsteinauswurf-Beobachtung) gibt es noch nicht. Die rechnerische Bestimmung des C-Verlustes aus der Elementar- und Abgasanalyse, wie sie von Helbig², Eberle³ und Wierz⁴ vorgeschlagen worden ist, leidet unter dem Nachteil, daß die Formeln gegen Analysenfehler hoch empfindlich sind und daher praktisch wenig brauchbare Ergebnisse liefern. Ebel⁵ umgeht diese Schwierigkeiten dadurch, daß er den Stickstoffgehalt der Rauchgase aufteilt in den zu CO_2 , CO und O_2 bzw. ihrem Sauerstoffgehalt zugehörigen „sichtbar gebundenen“ und dem zum Sauerstoff des Verbrennungswassers gehörigen „unsichtbar gebundenen“ Stickstoff. Der zum Sauerstoffgehalt des Schwefeldioxyds gehörige und der elementare Stickstoffgehalt des Brennstoffes wird durch die Annahme durchschnittlicher Verhältnisse berücksichtigt. Auf diese Weise verschwindet der Stickstoffgehalt der Abgase als zu messende Größe, deren genaue Erfassung ja praktisch die größten Schwierigkeiten bereitet. Man bringt nun den Quotienten wirklich verbrannte Wasserstoffmenge zu wirklich verbrannter Kohlenstoffmenge (aus der Abgasanalyse) = $1/x'$ in Beziehung zum Quotienten disponibler Wasserstoff zum Kohlenstoff (im Brenn-

¹ Gumz, W.: Feuerungstechn. Bd. 15 (1927) Heft 8 S. 85/88.

² Helbig, A. B.: Die rechnerische Erfassung der Verbrennungsvorgänge. Halle a. S. 1924. — Die Verbrennungsrechnung. Berlin 1926.

³ Eberle, Chr.: Arch. Wärmew. Bd. 6 (1925) Heft 12 S. 326/329; Bd. 7 (1926) Heft 10 S. 287/291.

⁴ Wierz, M.: Arch. Wärmew. Bd. 21 (1940) Heft 11 S. 237/240.

⁵ Ebel, F.: Glückauf, Essen Bd. 59 (1923) Heft 37 S. 869/873, Heft 38, S. 889 bis 894, Heft 39 S. 914/920.

stoff) = $1/x$ und erhält den Kohlenstoffverlust zu

$$\frac{x - x'}{x} \cdot \frac{C}{100} \text{ kg/kg Brennstoff.} \quad (256)$$

Bei unvollkommener Verbrennung kann die Rauchgasmenge bei bekannter Brennstoff- und Rauchgasanalyse nach Gl. (194) S. 149 bzw. Gl. (233) S. 157 ermittelt werden¹ zu

$$V = \frac{1,8535 \cdot 100 \cdot C'}{k} + 11,111 \cdot H_2 + 1,243 \cdot H_2O + n \cdot (t - 1) \cdot L_{\min} \\ - \frac{1,8535 \cdot C' \cdot (h + 2ch)}{k} \text{ Nm}^3/\text{kg.} \quad (257)$$

Darin bedeutet C' den wirklich verbrannten Kohlenstoff (also nach Abzug des durch direkte Messung erfaßten Kohlenstoffverlustes), $k = CO_2 + 0,99375 \cdot CO + CH_4$ die Summe der Kohlenstoffträger im Rauchgas, wobei CO einen Berichtigungsbeiwert erhalten muß, da sein Molvolumen nicht genau mit demjenigen der Kohlensäure übereinstimmt, H_2 , H_2O den Wasserstoff- und Wassergehalt des Brennstoffes, h , ch den Wasserstoff- und Methangehalt im Gas (der allerdings nur selten auftritt, meist Null ist, so daß das letzte Glied der Gleichung verschwindet).

Bei gasförmigen Brennstoffen ist

$$V = \frac{CO_2 + CO + \sum C_x H_y}{k} \cdot 100 + H_2 + \sum \frac{y}{2} \cdot C_x H_y + H_2O \\ - \frac{(CO_2 + CO + \sum C_x H_y) \left(h + \sum \frac{y}{2} c_x h_y \right)}{k} \text{ Nm}^3/\text{Nm}^3, \quad (258)$$

darin ist wiederum k die Summe der Kohlenstoffträger im Rauchgas, die großen Buchstaben beziehen sich auf die Brennstoff-, die kleinen Buchstaben auf die Rauchgasanalyse.

CO₂-Gehalt und Verbrennungsdreiecke.

Der CO₂-Gehalt des trockenen Rauchgases dient als wesentliches Merkmal für die Beurteilung der Verbrennungsvorgänge, weil seine Ermittlung mit dem Orsatapparat besonders bequem ist. Voraussetzung ist die Kenntnis der Elementarzusammensetzung des Brennstoffes oder zumindest des Brennstofftyps, soweit man sich mit einem angenäherten Wert begnügen kann [s. Gl. (204) S. 152]. In gleicher Weise könnte auch der O₂-Gehalt herangezogen werden [s. Gl. (210) S. 153], denn wie aus

¹ Nach Prof. Chr. Eberle: Richtlinien für die Auswertung der Ergebnisse der Feuerungsuntersuchung. Arch. Wärmew. Bd. 6 (1925) Heft 12 S. 329/329 und Bd. 7 (1926) Heft 10 S. 287/291. Die Beiwerte sind jedoch den Grundsätzen der genauen Verbrennungsrechnung entsprechend abgeändert.

Abb. 33 hervorgeht, fallen die Kurven des O₂-Gehaltes des Rauchgases aller festen und flüssigen Brennstoffe praktisch zusammen, nur die stickstoffreichen Gase wie Generator- und Gichtgas zeigen wesentlich abweichende Werte.

Bei der Verbrennung in den technischen Feuerungen wie auch in den Zylindern der Verbrennungskraftmaschinen ist es mit Rücksicht auf die erzielbare Mischung von Brennstoff und Verbrennungsluft und auf den erforderlichen Ausbrand notwendig, mit einem gewissen Luftüberschuß zu arbeiten. Dieser beträgt etwa

bei Handfeuerungen	$n = 1,6$ bis $2,0$
„ mechanischen Rostfeuerungen . . .	1,3 „ 1,5
„ Kohlenstaub und Ölfeuerungen . . .	1,2 „ 1,4
„ Gasfeuerungen	1,05 „ 1,2
in Verbrennungskraftmaschinen ¹	
bei wirtschaftlichem Betrieb . . .	1,1 bis 1,2
„ Höchstleistung	1,0

Unverbrannte Gase können auftreten bei Luftmangel und bei mangelhafter Luftverteilung (örtlicher Luftmangel), ungenügender Gas-mischung und vorzeitiger Gasabkühlung. Im allgemeinen werden daher unverbrannte Gase feststellbar sein, ehe der Durchschnittsluftüberschuß auf Null gesunken ist und das um so eher, je schwieriger die Brennstoff-Luft-Anpassung und -Mischung ist, woraus sich die in der vorstehenden Aufstellung gegebene Reihenfolge der Feuerungen ergibt.

Luftmangel wird zur Erzielung einer reduzierenden Flamme mitunter auch absichtlich herbeigeführt (meist allerdings nur örtlich, bei

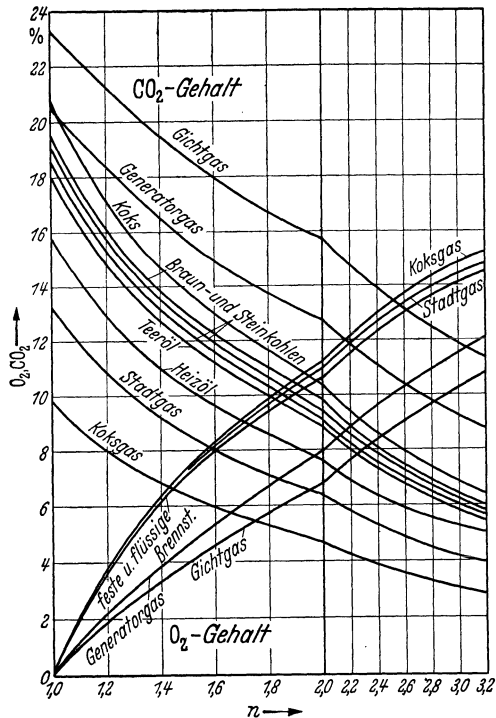


Abb. 33. CO₂ und O₂-Gehalt, bezogen auf trockenes Rauchgas in Abhängigkeit von der Luftüberschußzahl für verschiedene Brennstoffe.

¹ In Kohlenstaubmotoren wird man mit Rücksicht auf den Ausbrand mit einem wesentlich höheren Luftüberschuß rechnen müssen, ausreichende Erfahrungen zur Angabe eines Höchstwertes liegen noch nicht vor.

Wannenöfen z. B. unmittelbar über dem Bad). Abb. 34 gibt den CO_2 - und CO -Gehalt bei Verbrennung von reinem Kohlenstoff bei Luftmangel

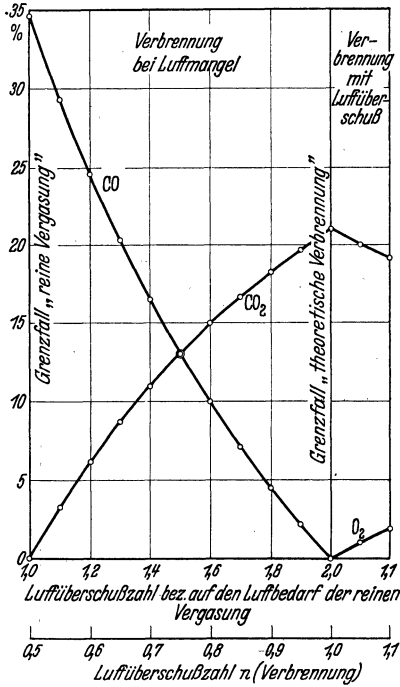


Abb. 34. Unvollkommene Verbrennung (Luftmangel).

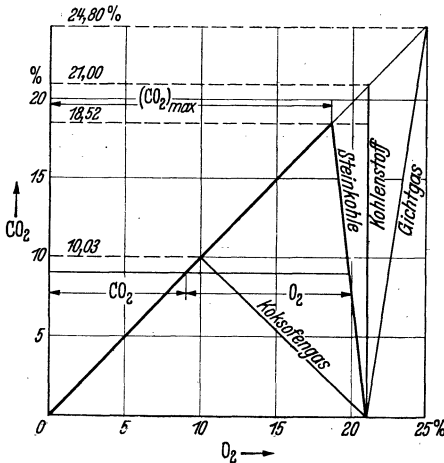


Abb. 35. Bunte-Dreieck.

wieder, und zwar stellt die linke Begrenzungslinie den theoretischen Grenzfall der reinen Vergasung dar, d. h. die Zuführung einer solchen Luftmenge, daß aller Kohlenstoff zu CO umgesetzt werden kann. Bei wachsender Luftzuführung soll dann die Überschubluft einen wachsenden Anteil dieses Kohlenoxyds in CO_2 verbrennen, bis schließlich der theoretische Grenzfall der vollkommenen Verbrennung erreicht ist. Darüber hinaus tritt dann auch Sauerstoff im Rauchgas auf.

Unverbrannter Kohlenstoff tritt auf als Rostdurchfall, als Herdrückstand und in Schlackeneinschlüssen, als Flugkoks und als Bestandteil mangelhaft ausgebrannter Flugasche und Flugschlacke und als Ruß. Besonders scheidet sich Ruß ab bei der Verbrennung von Kohlenwasserstoffen (also auch bei gasreichen Kohlen), wenn Luftmangel, schlechte Gas-Luft-Mischung oder vorzeitige Gasabkühlung eintritt.

Die Ergebnisse der vollständigen Verbrennung lassen sich in einfacher Weise graphisch darstellen, woraus sich die Vollständigkeit der Verbrennung übersichtlich beurteilen läßt. Das diesem Zweck dienende Bunte-Dreieck erhält man, wenn man, wie in Abb. 35, den $\text{CO}_2 + \text{O}_2$ -Gehalt als Abszisse, den CO_2 -Gehalt als Ordinate wählt. Der CO_2 -Gehalt liegt dann auf einer unter 45° verlaufenden Geraden, der geometrische Ort der $\text{CO}_2 + \text{O}_2$ auf der Verbindungslinie dem Punkt $\text{CO}_{2\text{max}}$ und dem

Endpunkt der O₂-Skala (O_{2max} = 21%). Liegt der Endpunkt eines gemessenen Wertepaares links von dieser Geraden, so liegt unvollkommene Verbrennung vor. Eine andere Darstellungsweise ist die Auftragung des O₂- und des CO₂-Gehaltes in einem rechtwinkligen (gegebenenfalls auch einem schiefwinkligen) Koordinatensystem. Durch Verbindung der beiden Endpunkte entsteht das Verbrennungsdreieck von Wa. Ostwald¹, welches durch Eintragung der Luftfaktoren $\eta = 1/n$ (die Kehrwerte der Luftüberschußzahlen) und einer CO-Linienschar für die schnelle Auswertung von Abgasanalysen sehr geeignet ist. Der Entwurf der Schaubilder²⁻⁵ ist sehr einfach. Sie sollen an Zahlenbeispielen erläutert werden.

Zahlenbeispiel. Wir legen die Steinkohle des Zahlenbeispiels S. 149 zugrunde und errechnen zunächst den CO₂-Gehalt für verschiedene Luftfaktoren η von 0 bis 1 und zur Vervollständigung des Diagramms noch über 1 hinaus (obwohl diese CO₂-Gehalte keine reale Bedeutung besitzen) unter Benutzung der Gl. (202) S. 150, wobei wir CO_{2max} = 18,61% setzen, den SO₂-Gehalt also schon darin mit berücksichtigen. Das Ergebnis (Spalte 4 in Zahlentafel 34) tragen wir auf der Y-Achse (Abb. 36, obere Nebenfigur) ab. Punkt C stellt dann den höchsten Kohlensäuregehalt dar. Wir suchen nun die Schnittpunkte auf der Linie BC bzw. auf deren Verlängerung. Punkt B stellt auf der X-Achse den höchsten Sauerstoffgehalt dar, also bei Luft 21%. Durch die gefundenen Schnittpunkte laufen also die η -Linien, die übrigens nicht, wie in den ersten Diagrammen Ostwalds einander parallel laufen, sondern, worauf schon Kraemer³, Ackermann⁴ und neuerdings Kraus⁵ besonders hingewiesen haben, sich in einem Punkt schneiden (mit den Koordinaten X = 100%, Y = -200%). Da dieser Punkt aber unbequem weit außerhalb unserer Bildfläche liegt, bestimmen wir die Durchgangspunkte der η -Linien durch die X-Achse folgendermaßen: Liegt eine so unvollständige Verbrennung vor, daß CO₂ = 0 wird — und zwar, wie wir annehmen wollen, auch im Falle eines beliebig hohen Luftüberschusses, so entsteht ein Sauerstoffminderverbrauch ΔO_{\min} , der nach Gl. (253) S. 162 mit $a = 1$ ($b = 0$) ermittelt wird. In unserem Zahlenbeispiel ist

¹ Ostwald, Wa.: Beiträge zur graphischen Feuerungstechnik. (Monographien zur Feuerungstechnik Bd. 2.) Leipzig 1920. — Auch Feuerungstechn. Bd. 7 (1919) Heft 7 S. 53/57 und Bd. 9 (1921) Heft 19 S. 173/177.

² Seufert, Franz: Verbrennungslehre und Feuerungstechnik. Berlin 1921 — Auch Z. VDI Bd. 64 (1920) Heft 27 S. 505/507.

³ Kraemer, E.: Feuerungstechn. Bd. 10 (1921) Heft 1 S. 3/6, Heft 3 S. 21/25 und Heft 4 S. 34/37.

⁴ Ackermann, G.: Das Verbrennungsdreieck bei Rußbildung. Forschungsheft 366. Berlin 1934.

⁵ Kraus, R.: Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 6 S. 131/138.

$\Delta O_{\min} = 1,8643 \cdot 0,7767 / 2 = 0,7240$. Die Sauerstoffmenge im Rauchgas ist dann $(n - 1) \cdot 0,21 \cdot L_{\min}$ und der Sauerstoffgehalt in %

$$O_2 = \frac{(n - 1) \cdot 0,21 \cdot L_{\min} + \Delta O_{\min}}{V_{\min}^* + (n - 1) \cdot L_{\min} + \Delta O_{\min}} \cdot 100. \quad (259)$$

Die Rauchgasmenge ist unter den getroffenen Annahmen $V_{\min} + (n - 1) L_{\min}$ zuzüglich des bei der unvollständigen nicht verbrauchten Sauerstoffes ΔO_{\min} , wie sich aus der Betrachtung S. 162 ergibt. Außerdem

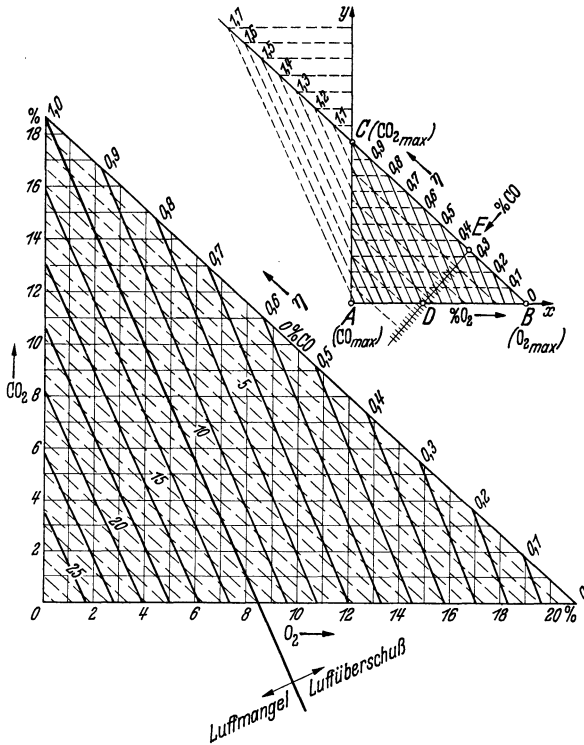


Abb. 36. Ostwaldsches Verbrennungsdreieck für Steinkohle.

ist eine kleine Korrektur nötig, da wir das reale Molvolumen des CO einsetzen wollen an Stelle desjenigen von CO_2 . Sie beträgt in unserem Zahlenbeispiel $\left(\frac{22,40}{12,01} - \frac{22,26}{12,01} \right) \cdot C = 0,0090 \text{ Nm}^3/\text{kg}$, also

$$V_{\min}^* = V_{\min} + 0,0090 = 7,7924 \text{ Nm}^3/\text{kg}.$$

Obige Gl. (259) gibt also für verschiedene η -Werte den zugehörigen O_2 -Gehalt an, welcher bei $CO_2 = 0$ auftritt, also den Schnittpunkt der η -Linien mit der X-Achse. In Spalte 5 und 6 sind die Zwischenrechnungen, in Spalte 7 die gesuchten Ergebnisse eingetragen, so daß wir

Zahlentafel 34. Rechenbeispiel: Ostwaldsches Verbrennungsdreieck für Steinkohle.

1	2	3	4	5	6	7
η	n	$1 + (n-1) \frac{L_{\min}}{V_{\min}}$	CO ₂ %	$(n-1) 0,21$ $L_{\min} + \Delta O_{\min}$	$V_{\min}^* + (n-1)$ $L_{\min} + \Delta O_{\min}$	O ₂ %
0	∞	∞	0	∞	∞	21,00
0,1	10	10,2618	1,81	15,862	80,604	19,68
0,2	5	5,1164	3,64	7,452	40,555	18,37
0,3	3,33..	3,4012	5,47	4,649	27,206	17,09
0,4	2,5	2,5436	7,32	3,247	20,531	15,82
0,5	2,0	2,0291	9,17	2,406	16,526	14,56
0,6	1,66..	1,6861	11,04	1,845	13,856	13,31
0,7	1,4286	1,4411	12,91	1,445	11,949	12,09
0,8	1,25	1,2573	14,80	1,145	10,518	10,88
0,9	1,11..	1,1143	16,70	0,911	9,406	9,67
1,0	1,0	1,0	18,61	0,724	8,516	8,50
1,1	0,9090	0,9065	20,53	0,571	7,788	7,33
1,2	0,833..	0,8285	22,46	0,444	7,181	6,18
1,3	0,7692	0,7625	24,41	0,336	6,668	5,04
1,4	0,7143	0,7060	26,36	0,243	6,227	3,91
1,5	0,666..	0,6570	28,33	0,163	5,846	2,78
1,6	0,625	0,6141	30,30	0,093	5,512	1,69
1,7	0,5882	0,5762	32,30	0,031	5,218	0,60

nun die η -Linien einwandfrei ziehen können. Die CO-Gehalte finden wir durch folgende Überlegung. Bei $\eta = n = 1$ und $\text{CO}_2 = 0$, also beim Schnittpunkt der Linie $\eta = 1$ mit der X-Achse (Punkt D) ist der CO-Gehalt nach Gl. (252) S. 162 mit $a = 1$ ($b = 0$)

$$\text{CO} = \frac{1,8651 \cdot C}{V_{\min}^* + O_{\min}} \cdot 100 = \frac{1,8651 \cdot 0,7767}{7,7924 + 0,7240} \cdot 100 = 17,01\% .$$

Fällt man von Punkt D ein Lot auf die Dreieckshypotenuse BC, so ist die Strecke DE = 17,01% CO, so daß nunmehr eine entsprechende Auftragung einer CO-Skala, auch über D hinaus vorgenommen werden kann. Die CO-Linien verlaufen zur Hypotenuse BC und untereinander parallel. Ein rein graphisches Verfahren hat Kraus¹ angegeben.

Das Ostwaldsche Verbrennungsdreieck wurde aufgestellt unter der Voraussetzung, daß aller Kohlenstoff zu CO₂ bzw. CO umgesetzt wird. Wie Ackermann² nachweist, tritt bei der Verbrennung von Dieselöl und kohlenwasserstoffreichen Gasen häufig der Fall ein, daß wohl ein C-Verlust infolge Rußbildung, dagegen kein CO auftritt. Für diesen Fall, für den er ein Verbrennungsdreieck entwirft, ist also in Gl. (253) S. 162 $a = 0$ und b gleich einem endlichen Wert zwischen 0 und 1 zu setzen. Das Ackermannsche Verbrennungsdreieck liefert ein Dia-

¹ Siehe Fußnote 5, S. 167.

² Siehe Fußnote 4, S. 167.

gramm mit einem Netz von Linien konstanten C-Verlustes, welches bei festen Brennstoffen außerordentlich dicht an die Hypotenuse des Dreiecks heranrückt, so daß man zweckmäßig schiefwinklige Diagramme, im übrigen nur einen Ausschnitt daraus verwendet. Größere Bedeutung kommt dieser Darstellung bei der Verbrennung von Ölen und kohlenwasserstoffreichen Gasen zu, bei denen C-Verluste durch Rußbildung auftreten, deren Erfassung Schwierigkeiten bereitet.

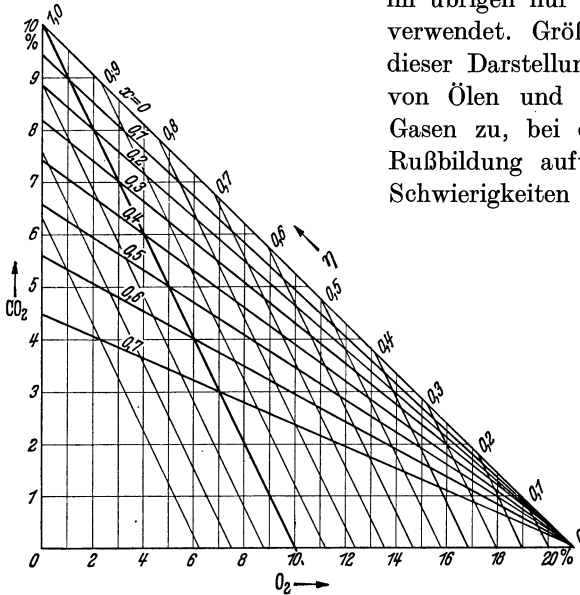


Abb. 37. Ackermannsches Verbrennungsdreieck für Koksofengas.

Zahlenbeispiel. Wir nehmen als Beispiel für den Entwurf eines Verbrennungsdreiecks mit C-Verlust (Abb. 37) das Koksofengas des früheren Beispiels (Analyse S. 161). Da wir den Ruß als festen brennbaren Bestandteil in Beziehung zu dem Kohlenstoff im Gas bringen müssen, der an verschiedene in Vol.-% gegebene Gas-

bestandteile gebunden ist, rechnen wir die Gasanalyse zunächst in eine Elementar-Gewichtsanalyse um. Es ist

$$\begin{aligned} C &= \frac{12,01}{22,40} \cdot \text{CO} + \frac{12,01}{22,36} \cdot \text{CH}_4 + \frac{24,02}{22,24} \cdot \text{C}_2\text{H}_4 + \frac{72,06}{22,4} \cdot \text{C}_6\text{H}_6 + \frac{12,01}{22,26} \cdot \text{CO}_2 \\ &= 0,536 \cdot 0,054 + 0,537 \cdot 0,239 + 1,080 \cdot 0,016 + 3,217 \cdot 0,004 + \\ &\quad + 0,5395 \cdot 0,022 = 0,1993 \text{ kg/Nm}^3 \text{ Frischgas,} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{H}_2 &= \frac{4,032}{22,36} \cdot \text{CH}_4 + \frac{4,032}{22,24} \cdot \text{C}_2\text{H}_4 + \frac{6,048}{22,4} \cdot \text{C}_6\text{H}_6 + \frac{2,016}{22,43} \cdot \text{H}_2 \\ &= 0,180 \cdot 0,239 + 0,181 \cdot 0,016 + 0,270 \cdot 0,004 + 0,0899 \cdot 0,568 \\ &= 0,0981 \text{ kg/Nm}^3 \text{ Frischgas,} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{O}_2 &= \frac{32}{22,39} \cdot \text{O}_2 + \frac{32}{22,26} \cdot \text{CO}_2 + \frac{16}{22,40} \cdot \text{CO} = 1,429 \cdot 0,004 + \\ &\quad + 1,438 \cdot 0,022 + 0,714 \cdot 0,054 = 0,0759 \text{ kg/Nm}^3 \text{ Frischgas,} \end{aligned}$$

$$\text{N}_2 = \frac{28,016}{22,40} \cdot \text{N}_2 = 1,251 \cdot 0,093 = 0,1163 \text{ kg/Nm}^3 \text{ Frischgas.}$$

Die Summe ergibt 0,4896 kg/Nm³ (Normkubikmetergewicht des Frischgases) und folgende Gewichtsanalyse:

40,71 % C
20,04 % H ₂
15,50 % O ₂
23,75 % N ₂
100,00 %

Wir ermitteln nun den CO₂-Gehalt für die η -Werte von 0 bis 1 (und zwar Vervollständigung etwas über 1 hinaus) wie im vorhergehenden Zahlenbeispiel. Als Schnittpunkte der η -Linien mit der X-Achse suchen wir diejenigen Sauerstoffgehalte, die sich beim Kohlenstoffverlust $x=1$ (also beim Verlust allen Kohlenstoffes des Brennstoffes einschließlich des im CO₂ des Brennstoffes enthaltenen) ergeben aus der Beziehung

$$O_2 = \frac{(n-1) \cdot 0,21 \cdot L_{\min} + \Delta O_{\min}}{V_{\min}^{**} + (n-1) \cdot L_{\min} + \Delta O_{\min}} \cdot 100. \quad (260)$$

Darin ist

$$\Delta O_{\min} = 1,8643 \cdot x \cdot C \quad (261)$$

und

$$V_{\min}^{**} = V_{\min} - 1,8535 \cdot C,$$

also gleich dem theoretischen Rauchgasvolumen ohne die aus dem Brennstoff entstammende und entstehende CO₂-Menge. Auf die Wiedergabe der Zahlenrechnung sei verzichtet.

Die Linien konstanten C-Verlustes erhält man am einfachsten, indem man für $n=1$ den (CO₂)_{max}-Gehalt errechnet nach

$$(CO_2)_{\max} = \frac{1,8535 \cdot (1-x) \cdot C}{V_{\min} - 1,8535 \cdot x \cdot C + \Delta O_{\min}}. \quad (262)$$

Damit erhält man die Schnittpunkte der x -Linien mit dem Luftfaktor $\eta=1$. Wie man aus dem Diagramm Abb. 37 erkennen kann, täuscht Kohlenstoffverlust einen hohen Luftüberschuß vor (niedrigen CO₂-Gehalt), selbst wenn vielleicht schon Luftmangel herrscht.

Ebenso wie das Ostwaldsche Verbrennungsdreieck ist auch das Ackermannsche Verbrennungsdreieck nur ein Grenzfall, und es ist durchaus möglich, daß sowohl Rußverluste als auch CO-Verluste gleichzeitig auftreten. Zwar wäre es möglich, im Diagramm Abb. 37 jedes Teildreieck noch mit einem CO-Liniennetz zu überziehen, aber abgesehen von dem Liniengewirr läßt die CO₂- und O₂-Analyse eine Entscheidung, ob C-Verlust oder CO-Verlust vorliegt, nicht ohne weiteres zu. Dadurch ist die praktische Brauchbarkeit der Verbrennungsdreiecke eingeschränkt auf solche Fälle, wo entweder der eine oder andere Verlust vernachlässigbar oder in seiner Größenordnung generell bekannt ist (z. B. durch Messung der C-Verluste in den Rückständen und im Schornsteinauswurf) und entsprechend schon bei der Brennstoffanalyse berücksichtigt wird. Die Genauigkeit ist damit an diese Voraussetzung geknüpft und man wird sich meist auf die Gewinnung von Anhaltswerten beschränken müssen,

Der Taupunkt.

Die kondensierbaren Rauchgasbestandteile (Wasserdampf, Schwefelsäure) verursachen bei Unterschreitung der ihrem Teildruck entsprechenden Sättigungstemperatur, des sog. „Taupunktes“, Kondensatniederschläge. Eine solche Betauung der Heizflächen wirkt korrodierend auf die Kessel- und Apparatebaustoffe, sie muß daher unbedingt vermieden werden.

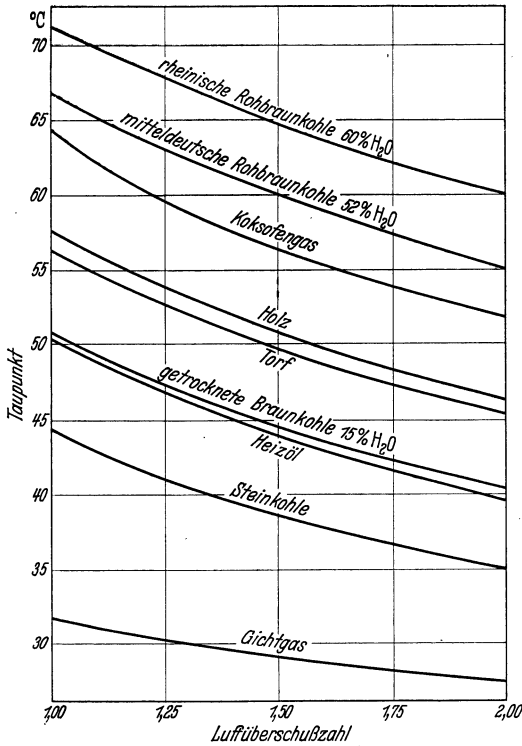


Abb. 38 a. Der Taupunkt des Rauchgases verschiedener Brennstoffe in Abhängigkeit von der Luftüberschußzahl.

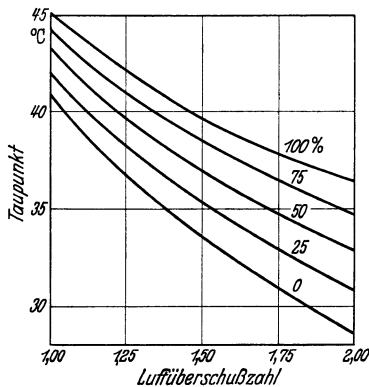


Abb. 39. Einfluß des Sättigungsgrades der Verbrennungsluft auf den Taupunkt eines Steinkohlenrauchgases.

Die Korrosionswirkung wird verstärkt durch die Ansäuerung der Kondensate durch die gleichzeitig kondensierende Schwefelsäure, wenn sie auch nur in scheinbar vernachlässigbar geringen Mengen (Bruchteile eines ‰) auftritt, und durch gelöste Gase (Kohlensäure, schweflige Säure). Den Taupunkt, zunächst nur unter Berücksichtigung der Wasserdampfkondensation, bestimmt man in einfachster Weise, indem man die

Sättigungstemperatur der Abb. 1 S. 6 entnimmt. Zu diesem Zweck ist der Druck dort bereits in phys. Atm (1 Atm = 760 Torr) angegeben, so daß er gleich den Volumanteilen des Rauchgases ist. Abb. 38 a und b geben die Taupunkte verschiedener Brennstofftypen mit Berücksichtigung einer mittleren Luftfeuchtigkeit von 80% bei 20° C in Abhängigkeit von der Luftüberschußzahl bzw. dem CO₂-Gehalt wieder. Neben dem Wassergehalt ist der Wasserstoffgehalt des Brennstoffes hauptsächlich bestimmend für die Lage des Tau-

punktes. Bei an sich niedrigen Taupunkten — wie z. B. bei der Steinkohle — wirkt sich die Luftfeuchtigkeit (Abb. 39 und 40) stärker als der Wassergehalt des Brennstoffes (Abb. 41).

Einen ganz außerordentlichen Einfluß übt die Schwefelsäure auf den Taupunkt aus, was besonders in die Erscheinung zu treten pflegt, wenn der Brennstoff Schwefelgehalte über 2% aufweist. Wenn auch nur ein geringer Bruchteil des Gesamtschwefels als SO_3 (1 bis 3%) auftritt, während der Rest das zunächst weniger zu fürchtende SO_2 (60 bis 80%) bildet oder in die Herdrückstände eingeht, so genügen doch auch so geringe Mengen, um den Taupunkt des Wasserdampf-Schwefelsäure-Gemisches sehr rasch zu steigern (bis zu 50 bis 60° C über den Wasserdampftaupunkt hinaus) und ein sehr hochkonzentriertes Kondensat zu liefern, wie ein Blick auf das Diagramm Abb. 42 lehrt. Die Berechnung dieses SO_3 -Einflusses ist wohl grundsätzlich möglich¹, jedoch bewirkt die ungeheure

¹ Gumz, W.: Die Luftvorwärmung im Dampfkesselbetrieb. Berlin 1933, S. 270/277. — Feuerungstechn. Bd. 20 (1932) Heft 2 S. 21/23.

Abb. 40. Einfluß der Lufttemperatur bei einer konst. Sättigung der Verbrennungsluft von 80% auf den Taupunkt eines Steinkohlenrauchgases.

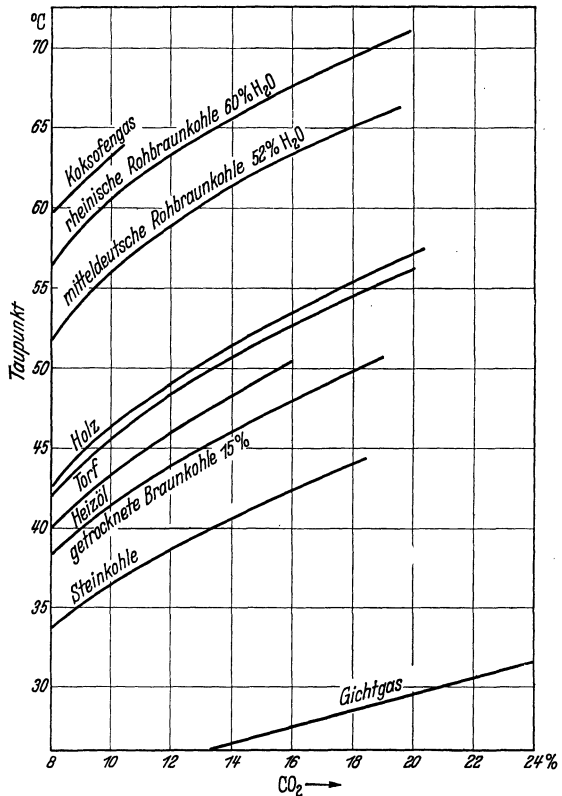


Abb. 38 b. Der Taupunkt des Rauchgases verschiedener Brennstoffe in Abhängigkeit vom CO_2 -Gehalt.

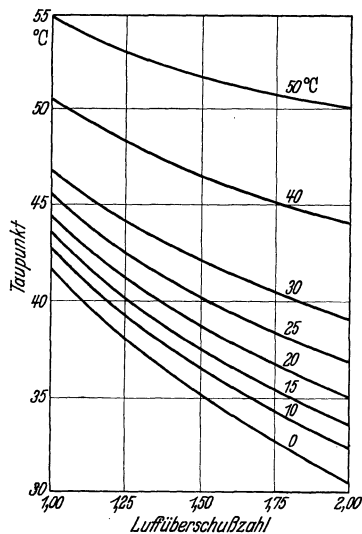


Abb. 40. Einfluß der Lufttemperatur bei einer konst. Sättigung der Verbrennungsluft von 80% auf den Taupunkt eines Steinkohlenrauchgases.

Verdünnung des Wasserdampf-Schwefelsäuregemisches durch die übrigen Rauchgasbestandteile, daß sich diese für eine vollkommen angenommene Durchmischung geltenden Verhältnisse praktisch nicht einstellen, sondern daß der Taupunkt tatsächlich viel niedriger ausfällt, als es der Berechnung entspricht, die lediglich einen oberen

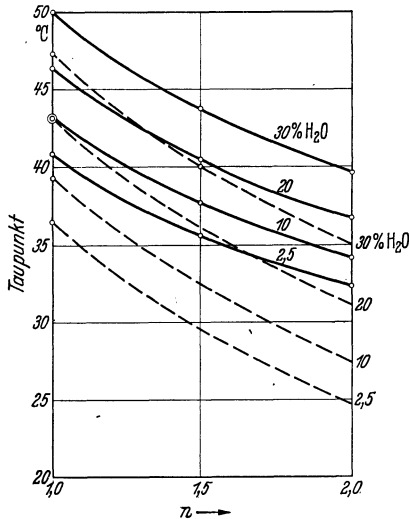


Abb. 41. Einfluß des Wassergehaltes des Brennstoffes und der Verbrennungsluft auf den Taupunkt eines Steinkohlenrauchgases (ausgezogene Kurven mit Berücksichtigung, gestrichelte Kurven ohne Berücksichtigung der Luftfeuchtigkeit bei Annahme eines Sättigungsgrades von 80%).

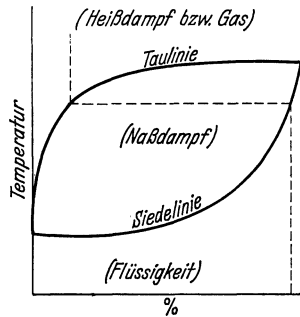


Abb. 42. Siedelinie und Taulinie von Wasserdampf-Schwefelsäure-Gemischen.

Grenzwert darstellt. Bezeichnend ist aber, daß eine Rauchgasdurchwirbelung (z. B. hohe Kesselleistung) eine Steigerung des meßbaren Taupunktes hervorruft. So hat Johnstone¹ festgestellt, daß die Schwankungen des gemessenen Taupunktes, die bei einer amerikanischen Kohle mit 4,45% Schwefel und 14,5% Feuchtigkeit zwischen 85 und 130° C lagen, in gleichem Maße schwankten wie die Kesselbelastung. Die Taupunktmessung, die allerdings etwas umständliche Apparaturen erfordert², bietet daher die einzige Möglichkeit einer genauen Taupunktsermittlung bei schwefelhaltigen Brennstoffen.

¹ Johnstone, H. F.: The corrosion of power plant equipment by flue gases. Univ. of Illinois Bull. Bd. 28 (1931) S. 41 — Engg. Exper. Sta. Bull. Nr 228; Ref. Arch. Wärmew. Bd. 12 (1931) Heft 12 S. 369.

² Johnstone, H. F.: An electric method for the determination of the dew-point of flue gases. Univ. of Illinois Bull. Bd. 27 Nr 13 — Engg. Exper. Sta. Circ. Nr 20 — s. a. Feuerungstechn. Bd. 20 (1932) S. 175. — Czepek, R.: Elektrowärme Bd. 10 (1940) Heft 1 S. 4/7. — Voigt, H., u. F. Hohberg: Arch. Wärmew. Bd. 16 (1935) Heft 4 S. 105/107. — Hohberg, F.: Diss. Darmstadt 1935.

Sonderfälle der Verbrennung.

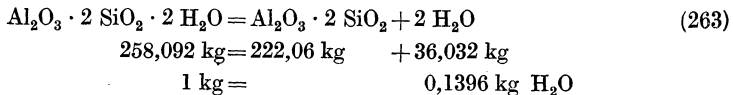
Bei reinen Verbrennungsvorgängen wird die Rauchgasmenge eindeutig durch den verbrannten Brennstoff und die zugeführte Luftmenge bestimmt. In einigen Sonderfällen jedoch, so z. B. bei sehr aschenreichen Abfallbrennstoffen und in verschiedenen Ofenprozessen gehen teilweise noch Aschenbestandteile bzw. Bestandteile der Ofenbeschickung gasförmig in das Rauchgas über und verändern dessen Menge und Zusammensetzung, so bei Glasöfen, Kalk- und Zementöfen u. ä., oder aber es wird ein Teil des zugeführten Luftsauerstoffes nicht vom Brennstoff, sondern von der Beschickung umgesetzt, man denke etwa an den Eisenabbrand bei Wärme- und Glühöfen. Die Überwachung der Verbrennungsvorgänge wird dadurch teilweise sehr erschwert, jedenfalls aber muß auf die veränderten Verhältnisse Rücksicht genommen werden.

Verbrennung aschenreicher Brennstoffe.

Feste Brennstoffe besitzen einen bestimmten Gehalt an mineralischen Bestandteilen, der bei der Erhitzung mannigfachen Veränderungen unterworfen ist (vgl. S. 57/61), dazu gehören die Hydratwasserabgabe des Tones und der Sulfate, die Kohlensäureabspaltung der Karbonate, die Abröstung des Pyrits und endlich die mengenmäßig meist nicht ins Gewicht fallende Verflüchtigung der Salze. Die daraus entstehenden zusätzlichen Mengen an H_2O , CO_2 und SO_2 sind aus den Gl. (120) bis (128) ersichtlich.

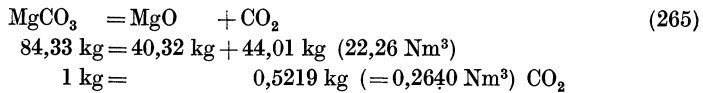
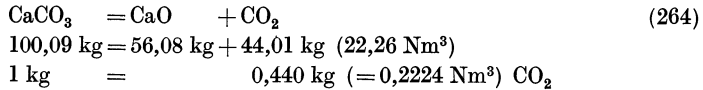
Verbrennung in Kalk- und Zementöfen.

In viel stärkerem Maße treten diese Erscheinungen bei den Kalk- und Zementöfen auf, weshalb das Beispiel der Verbrennung in einem Zementdrehofen ausführlicher behandelt werden soll. Hier spielen sich folgende, die Stoffbilanz beeinflussende Vorgänge ab: Die Feuchtigkeit (grobe Feuchtigkeit, Anfeuchtung des Rohmehls, die zugeführte Feuchtigkeit zur Granalienbildung beim Lepol-Verfahren, das Schlammwasser beim Naßverfahren) des Rohmehls wird verdampft, das Hydratwasser der Tone wird ausgetrieben (bei 450° etwa beendet) und der Kalkstein ($CaCO_3$) sowie der meist nur in geringer Beimengung vorhandene Magnesit ($MgCO_3$) werden unter Kohlensäure austreibung zu CaO bzw. MgO gebrannt (bei 900°). Nimmt man mit Eitel und Schwiete¹ die Tonsubstanz als theoretische Kaolinsubstanz $Al_2O_3 \cdot 2 SiO_2 \cdot 2 H_2O$ an, so ist



¹ Zement Bd. 21 (1932) Heft 25 S. 361/367.

Enthält 1 kg trockenes Rohmehl a kg Ton, so sind $0,1396 \cdot a$ kg Wasser an die Tonsubstanz gebunden. Für die Dissoziation des Kalzium- und des Magnesiumkarbonats gelten die Beziehungen:



Enthält das trockene Rohmehl mithin a kg Tonsubstanz, b kg Kalk und c kg Magnesit, so werden $0,1396 \cdot a$ kg Wasser und $0,440 \cdot b + 0,5219 \cdot c$ kg Kohlensäure ausgetrieben. Für 1 kg Klinker müssen also

$$R = \frac{1}{1 - 0,1396 \cdot a - 0,440 \cdot b - 0,5219 \cdot c} \text{ kg trockenes Rohmehl}$$

aufgegeben werden. Besitzt das Rohmehl außerdem die Feuchtigkeit $w\%$ bezogen auf das feuchte Rohmehl, so beträgt die Aufgabemenge

$$R' = \frac{R}{1 - w} \text{ kg feuchtes Rohmehl je kg Klinker.}$$

Um den Einfluß dieser zusätzlichen H_2O - und CO_2 -Mengen aus dem Rohmehl auf die Rauchgasmenge zu ermessen, müßte nun die Kohlenmenge (oder die Wärmemenge) je kg Klinker etwa durch direkte Messung bekannt sein. Wo dies nicht der Fall ist, kann man den Brennstoffverbrauch durch eine rechnerische Wärmebilanz, also durch die Erfassung des theoretischen Wärmebedarfes des Klinkerbrennens und die im Ofenbetrieb auftretenden Verluste erfassen¹. Die dabei notwendigen thermochemischen Unterlagen haben besonders Eitel und Schwiete² sowie Elsner v. Gronow³ geliefert. Ein neuerer Vorschlag zur Vereinfachung dieser theoretischen Wärmebedarfsrechnung stammt von zur Strassen⁴. Je nach der Zusammensetzung des Rohmehls liegt der theoretische Wärmebedarf Q_{th} in der Größenordnung von 390 bis 440 kcal/kg Klinker. Dazu kommen dann noch die übrigen Verluste, die teils von dem Brennverfahren, teils von der Ofenkonstruktion und der Belastung abhängen, es sind dies: Der Abgasverlust Q_1 der aus dem Brennstoff gebil-

¹ Gumz, W.: Beiträge zur wärmetechnischen Berechnung von Zementdrehöfen. Zement Bd. 22 (1933) Heft 49 S. 677/682, Heft 50 S. 691/694. — Anselm, W.: Die Wärmerrechnung des Zementdrehofens. Zement Bd. 25 (1936), Heft 12 S. 181/186, Heft 13 S. 200/203.

² Eitel, W., u. Schwiete: Wärmetechnische Grundlagen des Zementbrennens. Zement Bd. 21 (1932) Heft 25 S. 361/367.

³ Elsner v. Gronow, H.: Thermochemische Grundlagen für die Herstellung der Zemente. Zement Bd. 25 (1936) Heft 26 S. 437/442, Heft 27 S. 453/458.

⁴ zur Strassen, H.: Der theoretische Wärmebedarf des Zementbrandes. Zement Bd. 30 (1941) Heft 18 S. 231/234, Heft 19 S. 250/252.

deten Rauchgasmenge, abhängig von der Brennstoffzusammensetzung, dem Luftüberschuß und der Abgastemperatur, der Abgasverlust Q_2 der aus dem Rohmehl stammenden Kohlensäure, der Gesamtwärmeinhalt der im Rohmehl enthaltenen Feuchtigkeit Q_3 , der Wärmeinhalt der heiß anfallenden Klinker Q_4 , die Strahlungs- und Leitungsverluste Q_5 des Ofens und der Kühltrommel und der etwaige Verlust Q_6 durch Unverbranntes. Zur Abschätzung des Strahlungs- und Leitungsverlustes kann, soweit keine unmittelbare Messung vorliegt Abb. 43 zur Abschätzung der zu erwartenden Abgastemperatur Abb. 44 herangezogen werden. Über die Messungen am Drehofen wird besonders auf die Arbeit von Gygi¹ hingewiesen. Ein weiterer bedeutender Verlust liegt endlich in

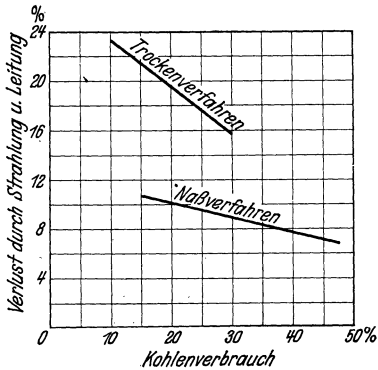


Abb. 43. Strahlungs- und Leitungsverluste von Drehöfen in Abhängigkeit vom spez. Kohlenverbrauch.

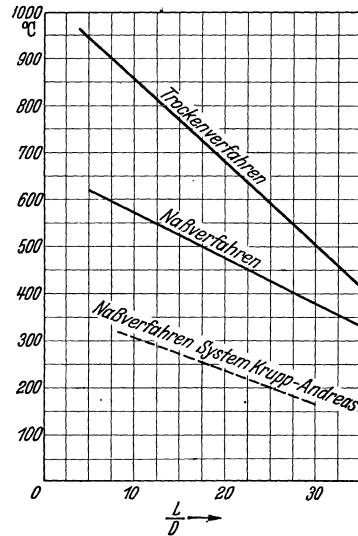


Abb. 44. Abgastemperaturen hinter Drehöfen beim Trocken- und Naßverfahren in Abhängigkeit vom Verhältnis der Ofenlänge zum lichten Ofendurchmesser.

dem Staubverlust Q_7 , zumal ja der Staubauswurf in der Größenordnung von 5 bis 10% der aufgegebenen Rohmehlmenge (8 bis 16% der Klinkermenge) liegen kann, sofern keine Entstaubungsanlage vorhanden oder der Staub nicht in der Anlage selbst wiedergewonnen wird, wie dies z. B. beim Lepolofen weitgehend der Fall ist.

Bezieht man diese Verluste auf 1 kg Klinker und bezeichnet man den prozentuellen Kohlenverbrauch, bezogen auf die erzeugte Klinkermenge mit x , so ist der Gesamtwärmeverbrauch

$$Q = Q_{th} + Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_5 + Q_6 + Q_7 = x \cdot H_u. \quad (266)$$

Diese Gleichung löst man am besten graphisch nach Abb. 45, indem man den theoretischen Wärmebedarf und die Summe der übrigen Ver-

¹ Gygi, H.: Wärmetechnische Untersuchungen des Drehofens zur Herstellung von Portlandzementklinker. Diss. E. T. H. Zürich 1937.

luste, von denen der Strahlungsverlust und der Verlust durch die Abwärme aus dem Brennstoff von x abhängig sind, über x aufträgt und diese Kurve mit $x \cdot H_u$ zum Schnitt bringt. Dieser Schnittpunkt gibt dann den Kohlenverbrauch in % an. Den Staubverlust Q_7 berücksichtigt man zweckmäßig am Schluß der Rechnung, man kann dabei annehmen, daß es beim Trockenverfahren in erster Linie ein Verlust an Rohmehl, beim Naßverfahren ein Verlust an trockenem Rohmehl ist, so daß man

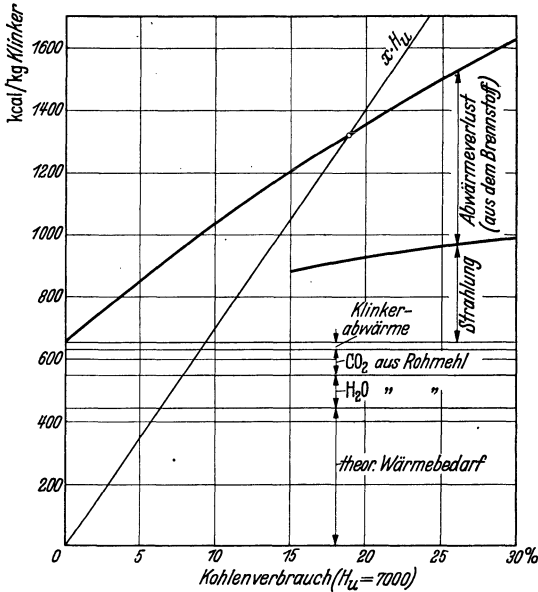


Abb. 45. Graphische Ermittlung des wirklichen Wärmeverbrauchs einer Drehofenanlage.

hier noch den Wärmehaufwand zum Trocknen des Rohmehlverlustes berücksichtigen muß. Zu berücksichtigen ist ferner, daß der Aschengehalt des Brennstoffes teils in die Klinker eingeht, teils als Staubverlust auftreten kann, er ist daher bei Ermittlung des Staubverlustes mit zu verrechnen. Zur Feststellung des Luftüberschusses zur Kontrolle des Drehofenbetriebes oder zur Feststellung der Gasmengen an einer beliebigen Stelle der Anlage dient die CO_2 - oder O_2 -Bestimmung. Im Gegensatz zum gewöhnlichen Verbrennungsvorgang ist jedoch beim Drehofenbetrieb die Rauchgasanalyse vieldeutig, da sie sowohl von der Kohle und dem Luftüberschuß als auch vom Verhältnis Kohle zu Klinker und dem CaCO_3 - und MgCO_3 -Gehalt des Rohmehls abhängig ist. In einem Zementwerk, das immer die gleiche Zementsorte herstellt, ist jedoch der Kohlen- bzw. Wärmebedarf bekannt, ebenso der CaCO_3 -Gehalt des Rohmehles, mithin kann für solche Fälle auch der Kohlensäure- und Sauerstoffgehalt des Rauchgases als eindeutiges Merkmal des Luftüberschusses und der Güte der Verbrennung angesehen werden. Bei dauernder Rauchgaskontrolle durch Rauchgasprüfer empfiehlt es sich, die Sauerstoffbestimmung heranzuziehen, da der bei geringem Luftüberschuß und bei geringem Wärmeverbrauch auftretende sehr hohe CO_2 -Gehalt einen entsprechend hohen Verbrauch an Kalilauge bedingen würde. Der CaCO_3 -Gehalt des Rohmehls liegt bei Portlandzement zwar meist in der Größenordnung von 70 bis 80%, doch kommen

zur Feststellung des Luftüberschusses zur Kontrolle des Drehofenbetriebes oder zur Feststellung der Gasmengen an einer beliebigen Stelle der Anlage dient die CO_2 - oder O_2 -Bestimmung. Im Gegensatz zum gewöhnlichen Verbrennungsvorgang ist jedoch beim Drehofenbetrieb die Rauchgasanalyse vieldeutig, da sie sowohl von der Kohle und dem Luftüberschuß als auch vom Verhältnis Kohle zu Klinker und dem CaCO_3 - und MgCO_3 -Gehalt des Rohmehls abhängig ist. In einem Zementwerk, das immer die gleiche Zementsorte herstellt, ist jedoch der Kohlen- bzw. Wärmebedarf bekannt, ebenso der CaCO_3 -Gehalt des Rohmehles, mithin kann für solche Fälle auch der Kohlensäure- und Sauerstoffgehalt des Rauchgases als eindeutiges Merkmal des Luftüberschusses und der Güte der Verbrennung angesehen werden. Bei dauernder Rauchgaskontrolle durch Rauchgasprüfer empfiehlt es sich, die Sauerstoffbestimmung heranzuziehen, da der bei geringem Luftüberschuß und bei geringem Wärmeverbrauch auftretende sehr hohe CO_2 -Gehalt einen entsprechend hohen Verbrauch an Kalilauge bedingen würde. Der CaCO_3 -Gehalt des Rohmehls liegt bei Portlandzement zwar meist in der Größenordnung von 70 bis 80%, doch kommen

z. B. bei Zugabe von Schlackensand auch wesentlich geringere Prozentsätze vor. Um daher die nachfolgenden Diagramme allgemeingültig zu gestalten, ist als weiteres Kriterium das Verhältnis $c = \text{kg CaCO}_3 + \text{MgCO}_3 / \text{kg Kohle}$ eingeführt. Aus der Hilfstafel Abb. 46 kann man für einen bestimmten Wärme- bzw. Kohlenbedarf und einen bestimmten $\text{CaCO}_3 + \text{MgCO}_3$ -Gehalt im trockenen Rohmehl die Kennziffer c ablesen. Die Abb. 47 und 48 geben dann den CO_2 - bzw. O_2 -Gehalt im

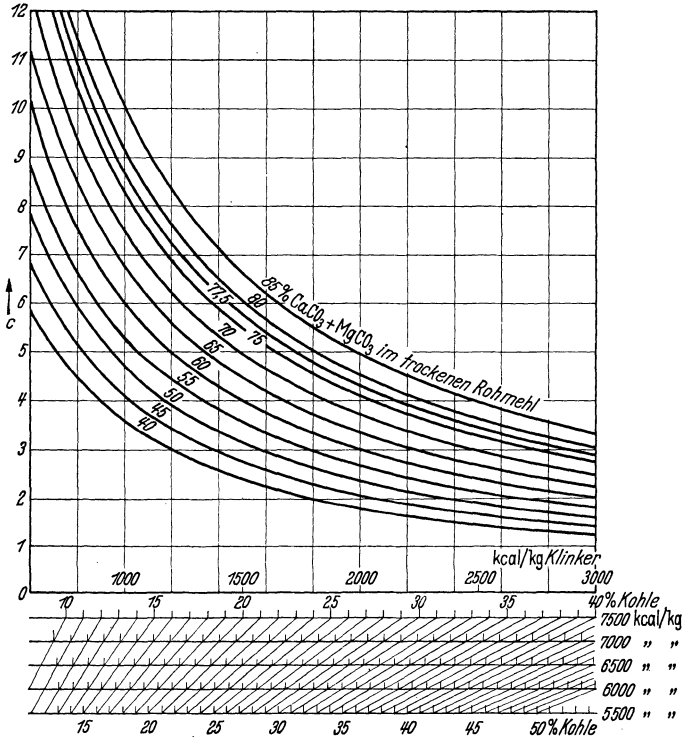


Abb. 46. Hilfstafel zur Bestimmung der Kenngröße $c = \text{kg CaCO}_3 + \text{MgCO}_3 / \text{kg Kohle}$.

trockenen Rauchgas in Abhängigkeit von der Luftüberschußzahl n an. Dabei ist eine Steinkohle von $H_u = 7000 \text{ kcal/kg}$ unterem Heizwert zugrunde gelegt, die Tafeln sind jedoch mit genügender Genauigkeit für alle in Frage kommenden Steinkohlen gültig. Bei der Verfeuerung von Öl oder Naturgas ändern sich die Verhältnisse, doch kommen diese Brennstoffarten für deutsche Verhältnisse nicht in Betracht. Bei einem Wärmeverbrauch von 1300 kcal/kg Klinker und $77,5\%$ CaCO_3 im trockenen Rohmehl ist $c = 6,65$. Nach Abb. 47 entspricht dann einem gemessenen CO_2 -Gehalt von 27% ein Luftüberschuß von 24% ($n = 1,24$). Für Betriebe, in denen immer gleichartige Betriebsverhältnisse vor-

liegen, empfiehlt es sich selbstverständlich, daß Diagramm für den vorliegenden c -Wert herauszuzeichnen.

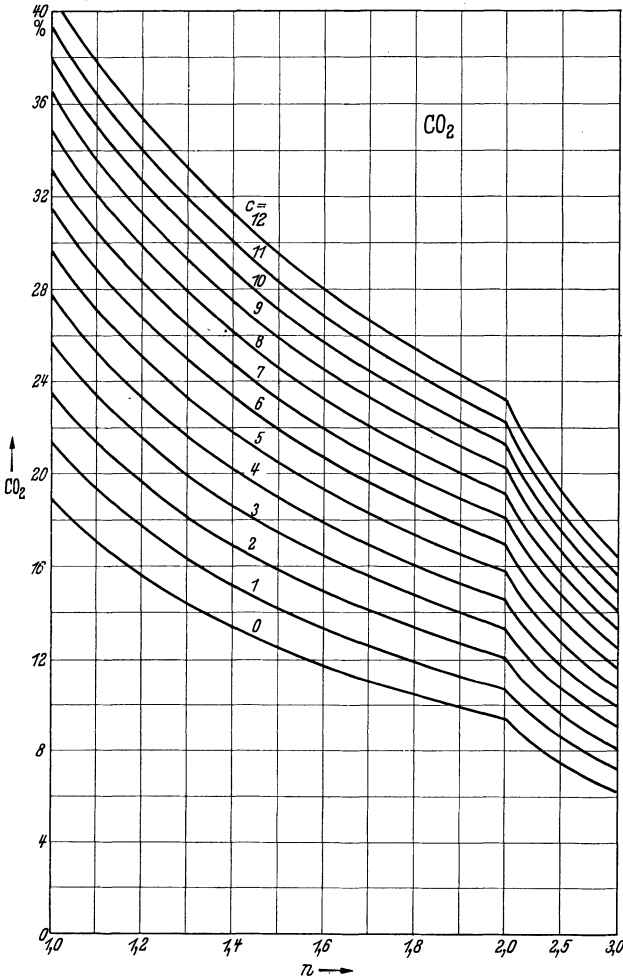


Abb. 47. Zusammenhang zwischen dem CO_2 -Gehalt des trockenen Rauchgases, der Luftüberschußzahl und der Kenngröße $c = \text{kg CaCO}_3 + \text{MgCO}_3/\text{kg Kohle}$.

Verbrennung in Glasöfen.

Der Glassatz, das in den Glasöfen eingeführte Gemenge Rohmaterialien, besteht aus Kieselsäure (Quarzit, Sand), Tonerde (Kaolin, Feldspat), Kalk (Kalkstein, Kreide), Alkalien (Soda, Natriumsulfat), Bleioxyd und etwaigen Färbungsmitteln, ferner Kohlenstoff (Koksgrus) als Reduktionsmittel des Sulfates. Wenn auch die Brennstoffmenge im Verhältnis zum Glassatz groß ist und somit die Gasbestandteile, die dem Gemenge entstammen, wie Hydratwasser, Kohlensäure, schweflige

Säure, nicht so stark ins Gewicht fallen wie etwa beim Beispiel des Zementofens, so sind sie doch beachtlich genug, um nicht ganz vernachlässigt werden zu dürfen¹. In Frage kommt auch hier wieder die Dissoziation des Kalziumkarbonats nach Gl. (264), die Aufspaltung der Soda nach

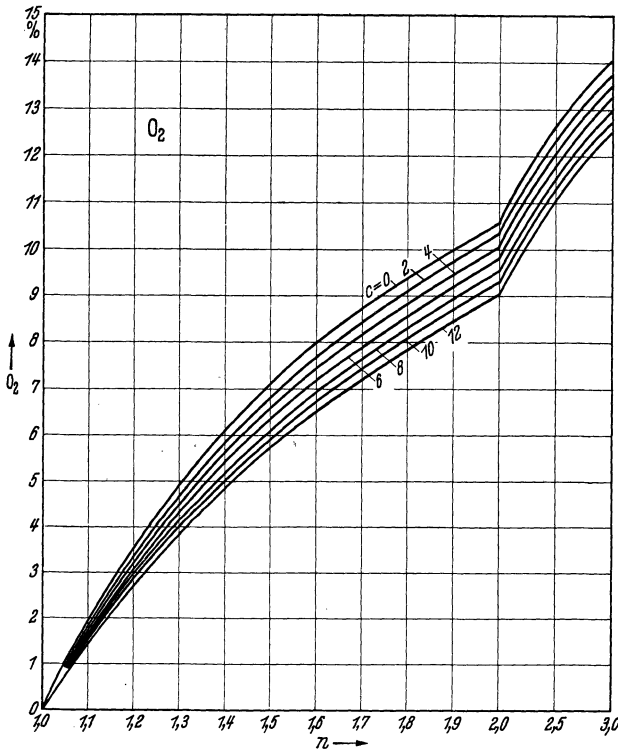
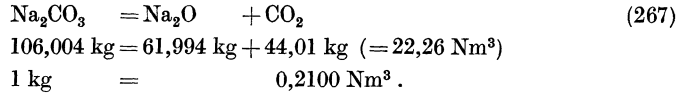
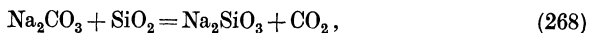


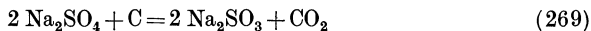
Abb. 48. Zusammenhang zwischen dem O₂-Gehalt des trockenen Rauchgases, der Luftüberschußzahl und der Kenngröße $c = \text{kg CaCO} + \text{MgCO}_3/\text{kg Kohle}$.

Es ist dabei von untergeordneter Bedeutung, daß zugleich weitere Reaktionen vor sich gehen, etwa



¹ Shute, R. L., u. R. K. Hursh: Combustion calculation for a continuous glass melting furnace. Glass Ind. Bd. 21 (1940) Heft 8 S. 357/359, 369 rechnen ein Beispiel mit Naturgasbeheizung durch, bei welchem sich die trockene Gasmenge um 5,68% vergrößert, obwohl der Kalk bereits als gebrannter Kalk (CaO) zugesetzt wurde.

da dies ja an der entbundenen Kohlensäuremenge nichts ausmacht. Die Reduktion des Natriumsulfates geht nach der Gleichung



vor sich, es entfällt also, wie bei der gewöhnlichen Verbrennung auf 1 Mol C 1 Mol CO_2 . Bei einem Molekulargewicht des Na_2SO_4 von 142,054 sind je kg wasserfreies Sulfat 4,23 Gew.-% C notwendig.

Je nach Art der verwendeten Alkalien ist der Hydratwassergehalt noch zu berücksichtigen.

Verbrennung mit Sauerstoff und sauerstoffangereicherter Luft.

In den bisherigen Rechnungen war in Übereinstimmung mit der heutigen Praxis stets damit gerechnet, daß der notwendige Sauerstoff für die Verbrennungsreaktion von der Luft (mit 21 % O_2) geliefert wird. Es besteht jedoch technisch und, bei einer entsprechenden Weiterentwicklung der Sauerstofferzeugung, auch in gewissen Sonderfällen wirtschaftlich die Möglichkeit, die Verbrennungsluft durch Zugabe von Sauerstoff anzureichern, wodurch sich die Gas- und Luftmengen, wie auch die Gaszusammensetzung und die Verbrennungstemperaturen erheblich ändern. Der Wegfall des ganzen oder eines Teiles des jetzt im Verbrennungsgas auftretenden Stickstoffballastes bedeutet neben der Temperatursteigerung gleichzeitig eine Verbesserung der Gasstrahlungseigenschaften, woraus sich auch die Notwendigkeit einer konstruktiven Anpassung der Wärmeaustauscher (Kessel usw.) an die veränderten Verhältnisse ergibt. Ein Anwendungsgebiet wäre die Bewältigung von Spitzenleistungen der Feuerungen durch vorübergehende Sauerstoffanreicherung ohne wesentliche Mehrbelastung der Zugerzeugungseinrichtungen. Der notwendige Sauerstoff könnte in den Belastungstätern,

Zahlentafel 35.

Sauerstoff- gehalt der Luft u	$\varepsilon = \frac{1-u}{u}$	Sauerstoff- zugabe x nm^3/nm^3	Kohle von 7000 kcal/g		
			Luftmenge nm^3	Sauerstoff- menge nm^3	Menge der ange- reicherten Luft nm^3
21 %	3,762	0,0000	7,535	0,000	7,535
25 %	3,000	0,0533	6,009	0,321	6,330
30 %	2,333	0,1286	4,673	0,601	5,274
35 %	1,857	0,2154	3,720	0,801	4,521
40 %	1,500	0,3167	3,005	0,951	3,956
45 %	1,222	0,4364	2,448	1,068	3,516
50 %	1,000	0,5800	2,003	1,162	3,165
60 %	0,667	0,9750	1,335	1,302	2,637
70 %	0,429	1,6333	0,859	1,402	2,261
80 %	0,250	2,9500	0,501	1,477	1,978
90 %	0,111	6,9000	0,222	1,536	1,758
100 %	0,000	∞	0,000	1,5824	1,5824

besonders während der Nachtzeit, erzeugt und gegebenenfalls unter Druck in geeigneten Behältern gespeichert werden. Endlich sei auf die vielseitige Verwendung des reinen Sauerstoffes und der sauerstoffangereicherten Luft bei der Vergasung (im Schachtgenerator, im Winklergenerator, in der Schwebe, unter Druck im Druckgaserzeuger) und bei metallurgischen Prozessen an dieser Stelle nur kurz hingewiesen.

Eine Ableitung und rechnerisch-graphische Behandlung der Verbrennung mit sauerstoffangereicherter Luft bis zum Grenzfall der Verbrennung mit reinem Sauerstoff ist an anderer Stelle¹ angegeben. Danach ergeben sich für den Fall einer Steinkohle von $H_u = 7000$ kcal/kg die in Zahlentafel 35 angegebenen Verhältnisse und theoretische Verbrennungstemperaturen von 2200° (21%) bis 2980° (100%).

Verbrennung mit Rauchgasrückführung.

Rauchgasrückführung bezweckt, durch den Zusatz von möglichst abgekühlten, inerten Gasen die Verbrennungstemperaturen nach Belieben zu senken und die strömenden Rauchgasmengen zur Erhöhung der konvektiven Wärmeübertragung zu vergrößern, also die Wärmeübertragung in einen ganz bestimmten Temperaturbereich zu verlegen. Der Hauptzweck ist dabei meist die Eingrenzung der höchsten Temperaturen, während die wärmetechnischen Vorteile durch etwaige tiefere Abkühlung der Gase oder durch Verringerung der Strahlungsverluste nicht sehr ins Gewicht fallen, zumal ja der Förderaufwand für die Rückführung noch abzuziehen ist. So hat man die Rauchgasrückführung besonders dort mit Erfolg angewandt, wo die Nachteile zu hoher Verbrennungstemperaturen ausgeglichen werden mußten, z. B. bei der Anwendung hoher Luftvorwärmung in an sich hierfür ungeeigneten Feuerungen². Praetorius³ macht ferner geltend, daß die Rauchgasrückführung („Lutz-Verfahren“) den weiteren Vorteil aufweise, daß die Falschluff wenigstens teilweise für den Verbrennungsvorgang nutzbar gemacht werden könne. Ein Hauptanwendungsgebiet sind Ofen- und Trocknungsanlagen, bei denen die sog. Umwälzbeheizung schon lange als eine selbstverständliche Maßnahme betrachtet wird.

Die Verbrennungsrechnung mit Rauchgasrückführung gestaltet sich bei bekannter Rückführmenge recht einfach, als Verbrennungsmittel ist lediglich an Stelle der atmosphärischen Luft das Gemisch aus Luft und

¹ Gumz, W.: Die Verbrennung mit sauerstoffangereicherter Luft. Feuerungstechn. Bd. 16 (1928) Heft 7 S. 73/76 u. Heft 8 S. 88/90.

² Gumz, W.: Die Luftvorwärmung im Dampfkesselbetrieb. 2. Aufl. Berlin 1933 S. 67/75.

³ Praetorius, E.: Die Rauchgasrückführung nach dem Lutz-Verfahren und ihr Einfluß auf den Kessel- und Feuerungsbetrieb. Wärme Bd. 58 (1935) Heft 19 S. 295/301.

Rückföhrgasmenge einzusetzen. Die Fragestellung wird aber bei derartigen Berechnungen meist lauten, welche Gasmengen (von gegebener Temperatur) müssen zuröckgeföhrt werden, um eine bestimmte Verbrennungstemperatur zu erzielen, und wie groß ist der Wärmehalt der dann entstehenden Rauchgasmengen bei verschiedenen Temperaturen.

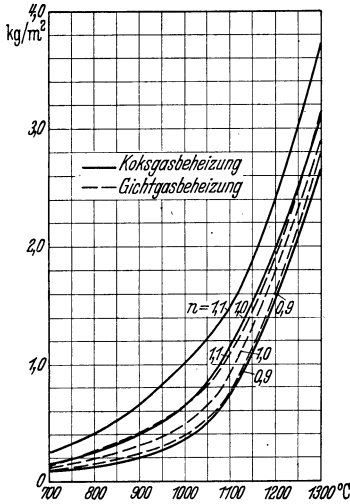


Abb. 49. Eisenabbrand bei einer Stunde Wärmelauer und bei Koksofengas- und Gichtgasbeheizung (nach W. Heiligenstaedt).

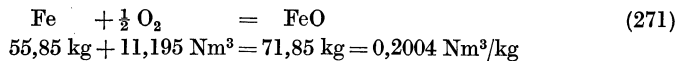
Faßt man das Rauchgas als ein Gemisch aus der normalen Verbrennungsgasmenge und der Rückföhrmenge auf, so wird diese Aufgabe, wie an anderer Stelle gezeigt wurde¹, in einfacher und übersichtlicher Weise mit Hilfe eines It -Diagrammes gelöst.

Einfluß des Eisenabbrandes.

Bei der Erhitzung von Stahl in Wärm- und Glöhhöfen tritt ein gewisser Abbrand ein, der von der Temperatur, der Wärmelauer und von der Ofenatmosphäre abhängig ist. Abb. 49 zeigt nach Heiligenstaedt² den Abbrand bei 1stündiger Wärmelauer und bei Beheizung mit Koksofengas und Gichtgas für $n=0,9$ bis 1,1. Bei längerer Erhitzung wird der Abbrand²

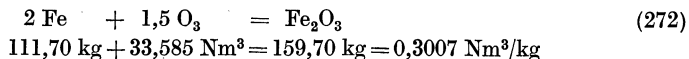
$$a_z = a \cdot \sqrt{z} \text{ kg/m}^2, \quad (270)$$

wenn a_z den Abbrand nach z Stunden, a den Abbrand in 1 Stunde (nach Abb. 49) bedeutet. Nach der Gleichung



$$55,85 \text{ kg} + 11,195 \text{ Nm}^3 = 71,85 \text{ kg} = 0,2004 \text{ Nm}^3/\text{kg}$$

und



$$111,70 \text{ kg} + 33,585 \text{ Nm}^3 = 159,70 \text{ kg} = 0,3007 \text{ Nm}^3/\text{kg}$$

werden je kg Eisenabbrand 0,2 bis 0,3 Nm³ Sauerstoff verbraucht, und zwar, da der Zunder aus FeO und Fe₂O₃ besteht, nach Heiligenstaedt² 0,227 Nm³/kg Fe, wobei eine Wärmemenge von 1350 kcal/kg Fe entwickelt wird. Da der Brennstoffverbrauch in ähnlicher Größenordnung liegt wie der Eisenabbrand, macht sich dieser Sauerstoffverbrauch schon bemerkbar, so erhöht sich der theoretische Luftbedarf bei 1 bis 3% Eisenabbrand bei Steinkohle als Brennstoff um rund 5 bis 15%, während der dadurch mitgelieferte Stickstoffballast den max. CO₂-

¹ Gumz, W.: FuBn. 2 S. 183.

² Heiligenstaedt, W.: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. 2. Aufl. Düsseldorf 1941 (Stahleisen-Bücher Bd. 2), bes. S. 202/206.

Gehalt entsprechend senkt. Das abbrennende Eisen ist somit als Teil des „Brennstoffs“ mit zu bewerten, wobei jedoch erschwerend hinzu kommt, daß der Abbrand zeitlich nicht konstant ist, so daß sich folglich auch der Brennstoff dauernd ändert. Dies ist für die Beurteilung der Abgasanalyse wichtig.

Ermittlung der Luft- und Rauchgasmen gen aus dem Heizwert und der Luftüberschußzahl oder dem CO_2 -Gehalt.

Feste Brennstoffe. Bei den bisherigen Berechnungen war die Kenntnis der Elementaranalyse Voraussetzung, in vielen Fällen wird aber dem projektierenden Ingenieur keine Analyse zur Verfügung stehen, sondern allenfalls Angaben über den Heizwert und die Luftüberschußzahl oder den CO_2 -Gehalt. Auf statistischem Wege lassen sich in diesem Falle Gleichungen ableiten¹, die als Funktion von H_u besonders einfache Zusammenhänge zeigen. Für die festen Brennstoffe findet man das Rauchgasvolumen in Nm^3/kg aschefreien Brennstoff

$$V = 1,375 + 0,95 \frac{H_u}{1000} [\text{Nm}^3/\text{kg}] \quad (273)$$

und für die theoretische Luftmenge

$$L = 0,5 + 1,012 \frac{H_u}{1000} [\text{Nm}^3/\text{kg}]. \quad (274)$$

Bei der Luftüberschußzahl n ist dann

$$L_n = n \cdot L [\text{Nm}^3/\text{kg}] \quad V_n = V + (n - 1) \cdot L [\text{Nm}^3/\text{kg}]. \quad (275)$$

Das Rauchgasgewicht erhält man, gültig für alle festen Brennstoffe, mit Ausnahme von Zellulose und Holz zu

$$G = 1,984 + 1,092 \frac{H_u}{1000} + 0,024 \left(\frac{H_u}{1000} \right)^2 [\text{kg}/\text{kg}], \quad (276)$$

das Luftgewicht zu

$$L_g = 0,984 + 1,092 \frac{H_u}{1000} + 0,024 \left(\frac{H_u}{1000} \right)^2 [\text{kg}/\text{kg}] \quad (277)$$

und bei der Luftüberschußzahl n

$$L_n = n \cdot L_g [\text{kg}/\text{kg}] \quad G_n = 1 + n \cdot L_g [\text{kg}/\text{kg}]. \quad (278, 279)$$

Durch Beschränkung auf bestimmte Brennstofftypen lassen sich die Formeln in ihrer Genauigkeit noch steigern; nur für Steinkohle gelten

¹ Gumz, W.: Empirische Hilfsmittel feuerungstechnischer Rechnungen. Feuerungstechn. Bd. 17 (1929) Heft 19/20, S. 207/213. — Vgl. ferner P. Rosin: Z. VDI Bd. 71 (1927) Heft 12, S. 384/388. — P. Rosin u. R. Fehling: Das *It*-Diagramm der Verbrennung. Berlin 1929. — K. d'Huart: Centralbl. Hütten- u. Walzwerke Bd. 32 (1928) Heft 12, S. 177/183. — O. Koenig: Wärme Bd. 51 (1928) Heft 19 S. 347/351. — E. Lenhart: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 9 S. 265 bis 273 und Bd. 26 (1938) Heft 3 S. 92/94.

die einfacheren Formeln

$$G = 1,633 \frac{H_u}{1000} - 0,883 \text{ [kg/kg]}, \quad (280)$$

$$L_g = 1,633 \frac{H_u}{1000} - 1,883 \text{ [kg/kg]}. \quad (281)$$

Bei Holz, Zellulose und jüngerem Torf (im Bereich von $H_u = 3000$ bis 5000 kcal/kg) kann man setzen

$$G = 1,126 + 1,289 \cdot \frac{H_u}{1000} \text{ [kg/kg]}, \quad (282)$$

$$L_g = 0,126 + 1,289 \cdot \frac{H_u}{1000} \text{ [kg/kg]}. \quad (283)$$

Bei mäßigen Aschegehalten (bis etwa 10%) macht man keinen großen Fehler, wenn man einfach den Heizwert der Kohle (an Stelle desjenigen der aschefreien Substanz) einsetzt, bei höheren Aschegehalten ist es jedoch unerlässlich, den Heizwert auf die aschefreie Substanz umzurechnen und das Ergebnis wieder auf 1 kg aschehaltigen Brennstoff zurückzubeziehen. Eine Kohle von $H_u = 6400$ kcal/kg habe 12% Aschegehalt, der Heizwert der aschefreien Substanz ist dann $6400/0,88 = 7270$ kcal/kg und nach Gl. (273) $V = 0,88 (1,375 + 0,95 \cdot 7,270) = 7,29$ Nm³/kg.

Ist der Heizwert und der CO₂-Gehalt gegeben, so gelangt man mit Hilfe statistisch aufgestellter Beziehungen zwischen dem Kohlensäure- und Wasserdampfgehalt der Rauchgase und dem Heizwert zu einer Gleichung von der Grundform

$$V = A + \frac{B}{(\text{CO}_2)}, \quad (284)$$

worin A und B Exponentialfunktionen von H_u sind. Die Handhabung dieser Gleichungen ist etwas unbequem, weshalb die ausgewerteten Ergebnisse in Nm³/kg in Abb. 50 und in kg/kg in Abb. 51 wiedergegeben sind.

Flüssige Brennstoffe. Für das Rauchgasvolumen findet man

$$V = 1,11 \cdot \frac{H_u}{1000} \text{ (Nm}^3\text{/kg)}, \quad (285)$$

für die theoretische Luftmenge

$$L = 1,7 + 0,88 \frac{H_u}{1000} \text{ [Nm}^3\text{/kg]} \quad (286)$$

und das Rauchgas- und Luftgewicht zu

$$G = 3,112 + 1,157 \frac{H_u}{1000} \text{ [kg/kg]}, \quad (287)$$

$$L_g = 2,112 + 1,157 \frac{H_u}{1000} \text{ [kg/kg]}. \quad (288)$$

Rauchgasmenge und -Gewicht flüssiger Brennstoffe zeigen in Abhängigkeit vom Heizwert nur eine geringe Abhängigkeit, zumal ja auch

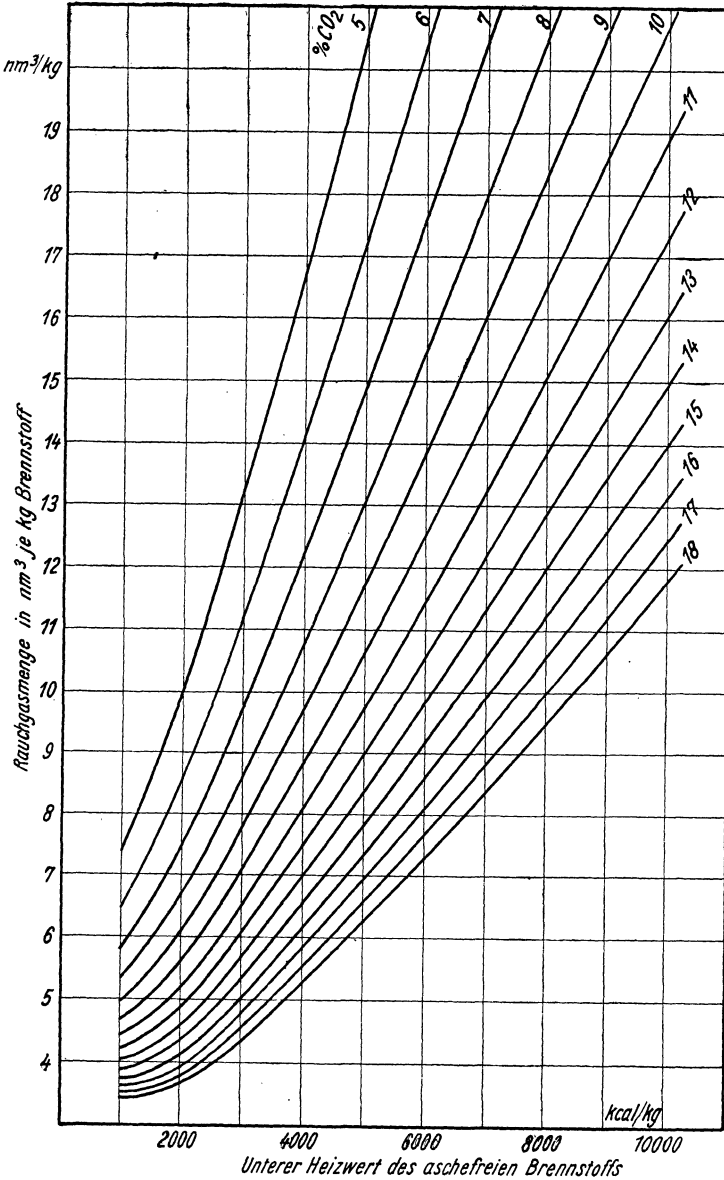


Abb. 50. Rauchgasmenge in Nm^3/kg in Abhängigkeit vom unteren Heizwert des aschefreien Brennstoffs und vom CO_2 -Gehalt (feste Brennstoffe).

nur ein ganz schmaler Heizwertbereich praktisch vorkommt, bei den Heizölen das Gebiet von 9000 bis 10000 kcal/kg . Als ein typisches

Beispiel sind daher in Abb. 52 die charakteristischen Werte für ein Heizöl wiedergegeben.

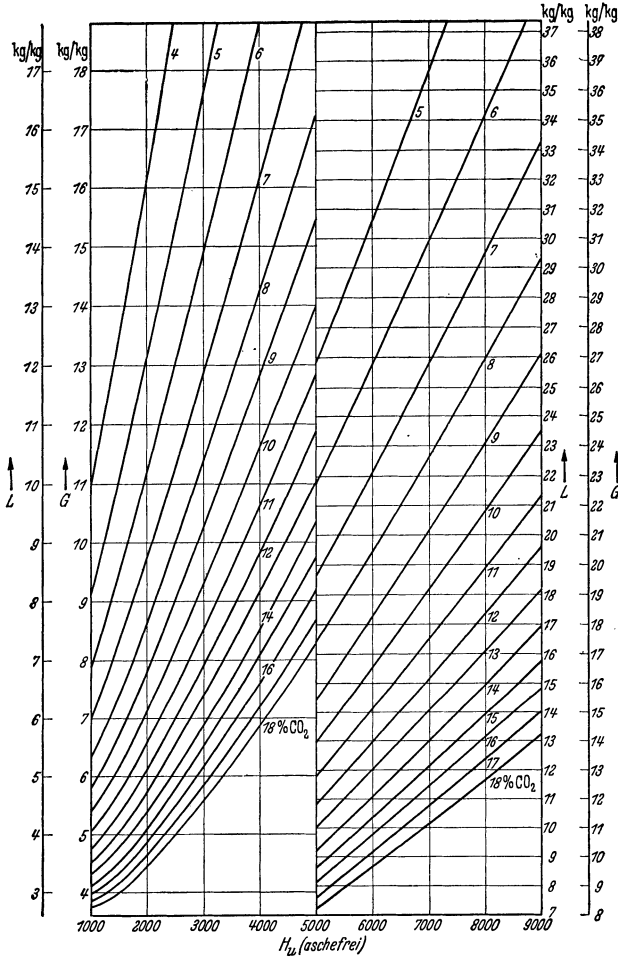


Abb. 51. Rauchgas- und Luftgewichte in kg/kg Brennstoff in Abhängigkeit vom unteren Heizwert des aschenfreien Brennstoffs und vom CO₂-Gehalt (feste Brennstoffe).

Gasförmige Brennstoffe. Hier sind die Werte unsicherer und die Streuungen größer. Man findet

$$V = 0,446 + 1,09 \frac{H_u}{1000} \text{ [Nm}^3\text{/Nm}^3\text{]}, \quad (289)$$

$$L = 1,09 \frac{H_u}{1000} - 0,280 \text{ [Nm}^3\text{/Nm}^3\text{]} \quad (290)$$

das Rauchgasgewicht für arme Gase (Gicht- und Generatorgas)

$$G = 2,25 \text{ [kg/Nm}^3\text{]} \quad L_g = 1,1 \text{ [kg/Nm}^3\text{]} \quad (291)$$

oder auch

$$L_g = 0,65 + 0,35 \frac{H_u}{1000} \text{ [kg/Nm}^3\text{]}$$

und für Reichgase

$$G = 1,675 \frac{H_u}{1000} - 2,45 \text{ [kg/Nm}^3\text{]}, \quad (292)$$

$$L_g = 1,675 \frac{H_u}{1000} - 2,9 \text{ [kg/Nm}^3\text{]}. \quad (293)$$

Zu beachten ist, daß die Werte sich auf 1 Nm³ Frischgas beziehen, bei Luftüberschuß kann also nur die Gleichung

$$G_n = G + (n - 1) \cdot L_g \quad (294)$$

benutzt werden.

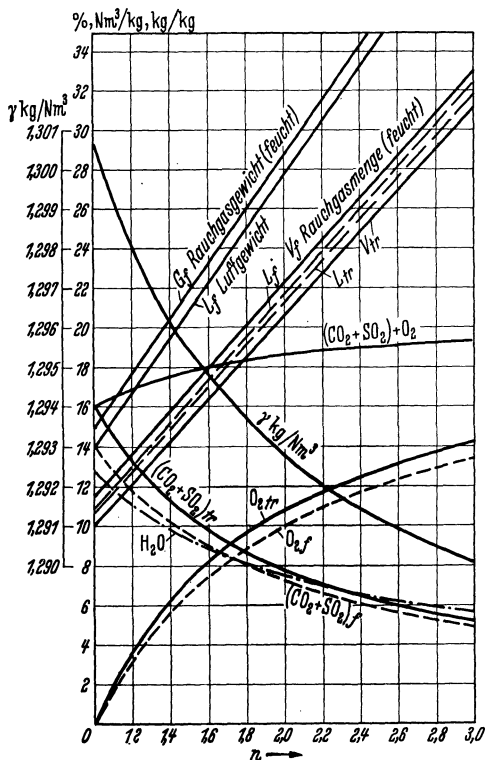


Abb. 52. Rauchgasmenge, Rauchgasgewichte, spez. Gewicht und Rauchgaszusammensetzung von Heizöl.

Die Verbrennungstemperatur.

Zur Ermittlung der Verbrennungstemperatur benutzt man die Tatsache, daß die im Brennstoff als Heizwert gebundene Wärme H_u in fühlbare Wärme ($I = V \cdot c_{p_m} \cdot t$) übergeführt wird. Geht man von der Temperatur t_l der umgebenden Luft aus, so ist

$$H_u = V \cdot (c_{p_m})_{t_l}^t (t - t_l). \quad (295)$$

Setzt man $t_l = 0$, so ist die gesuchte theoretische Verbrennungstemperatur

$$t = \frac{H_u}{V \cdot (c_{p_m})_0^t}. \quad (296)$$

Da die mittlere spez. Wärme eine Funktion der Temperatur ist, die sich durch eine Gleichung von der Form

$$(c_{p_m})_0^t = a \pm b \cdot t \pm c \cdot t^2 \pm \dots \quad (297)$$

nur annähernd darstellen läßt, so ist die Auflösung dieser Gl. (297) nach t eine mühsame und doch nur als Näherungslösung brauchbare Rechen-

arbeit. Schon wenn man sich auf eine Gleichung von der Form

$$c_p = a + b \cdot t \quad (298)$$

beschränkt, ergibt die Auflösung nach t eine ziemlich umfangreiche, quadratische Gleichung¹. Man hat sich daher vielfach mit einer noch geringeren Genauigkeit begnügt und mit einer geschätzten Temperatur c_{p_m} ermittelt und die sich aus Gl. (296) ergebende Temperatur mit der Schätzung verglichen, gegebenenfalls mit einer korrigierten Temperatur die Rechnung wiederholt usf. Für verschiedene Luftüberschüsse, Vorwärmung der Luft und des Brennstoffes muß das gleiche, daher etwas umständliche Verfahren wiederholt werden.

Es sei daher — da diese Methode im Schrifttum immer wieder zum Teil als einzige Methode herangezogen wird — nachdrücklich darauf hingewiesen, daß die graphische Ermittlung der Verbrennungstemperatur eine viel bequemere Methode ist, die überdies jede beliebige Genauigkeit zu erzielen gestattet, man braucht nur einen entsprechend großen Maßstab bei der praktischen Durchführung zu benutzen. Trägt man die rechte Seite der Gl. (295), also den Wärmeinhalt (die Enthalpie) des aus 1 kg festen oder flüssigen oder aus 1 Nm³ gasförmigen Brennstoff entstehenden Rauchgases für verschiedene Temperaturen über der Temperatur auf und bringt diese It -Kurve mit dem Heizwert [linke Seite der Gl. (295)] zum Schnitt, so gibt dieser Schnittpunkt die gesuchte theoretische Verbrennungstemperatur an. Trägt man nicht nur die It -Kurve bei theoretischer Verbrennung, sondern eine ganze Kurvenschar für verschiedene Luftüberschüßzahlen auf, so gelangt man zu dem It -Diagramm, einem so vielseitigen und praktisch wichtigen Hilfsmittel feuerungstechnischer Rechnungen, daß ihm die beiden folgenden Kapitel gewidmet werden sollen.

Bei Temperaturen über 1500° tritt bereits eine merkliche Dissoziation des Wasserdampfes und der Kohlensäure auf, die die Wärmeentwicklung mit steigenden Temperaturen in zunehmendem Maße begrenzt, die daher in diesem Temperaturbereich nicht unberücksichtigt bleiben darf. Der Einfluß der Dissoziation läßt sich bei der graphischen Rechenmethode sehr einfach berücksichtigen, wie dies auf S. 199ff. gezeigt wird. Darüber hinaus tritt allerdings erst bei sehr hohen Temperaturen auch noch eine Spaltung der Moleküle in ihre Atome ein, die wir nicht mitberücksichtigen wollen. Eine Berechnungsmethode unter Berücksichtigung aller Spaltungsmöglichkeiten hat Zeise² entwickelt. Die

¹ Wundt, W.: Formeln, Zahlentafeln und Schaubilder als Unterlage für die Rechnung. Spez. Wärme und Wärmeinhalte der Gase. Mitt. d. Wärmestelle (1924) Nr 60.

² Zeise, H.: Thermodynamische Berechnung von Verbrennungstemperaturen und Umsätzen in Gasgemischen bei strenger Berücksichtigung aller Spaltungs-

damit verknüpfte Vermehrung des Zeitaufwandes für die Rechenoperationen ist jedoch bei den meisten feuerungstechnischen Aufgaben kaum lohnend.

In Abb. 53 sind die theoretischen Verbrennungstemperaturen von Gasen, festen und flüssigen Brennstoffen bei einer Lufttemperatur von 0°C bei der Luftüberschußzahl $n=1$ unter Berücksichtigung der Dissoziation in Abhängigkeit vom Heizwert dargestellt. Sie kann in gewissem Grade zur Beurteilung der Verwendungsmöglichkeit verschiedener Brennstoffe dienen, wenn es auf die Erzielung hoher Temperaturen ankommt. Zu beachten ist dann noch die Möglichkeit der Temperatur-

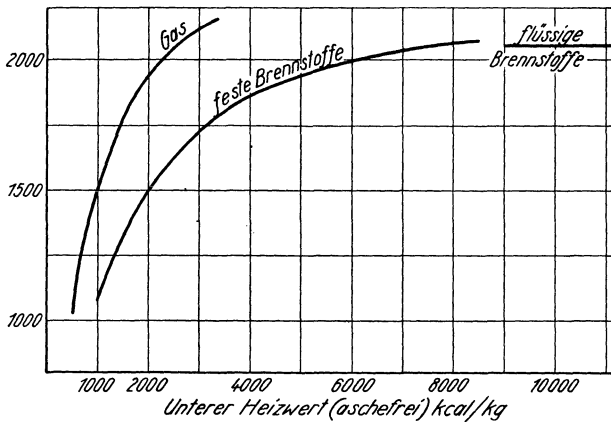


Abb. 53. Theoretische Verbrennungstemperaturen ($n = 1$, $t_i = 0^\circ$).

steigerung durch Vorwärmung der Verbrennungsluft und des Brennstoffes, besonders bei den Gasen.

Die mitunter angegebene Formel zur Errechnung der Verbrennungstemperatur

$$t = \frac{\eta \cdot H_u}{V \cdot c_{pm}}, \quad (299)$$

worin der Beiwert η den Feuerungswirkungsgrad bedeutet, ist in dieser Form falsch, da der Feuerungswirkungsgrad im wesentlichen durch das Auftreten von unverbranntem Brennstoff (Rostdurchfall) und die Kohlenstoffverluste in den Herdrückständen bedingt ist. Dadurch wird aber nicht nur die Entwicklung des vollen Heizwertes, sondern gleichzeitig und in etwa gleichem Maße die Rauchgasbildung vermindert und η , das ebenfalls im Nenner der Gl. (299) erscheinen müßte, hebt sich weg. Der Feuerungswirkungsgrad bzw. die Kohlenstoffverluste haben keinen

möglichkeiten. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 5 S. 145/148; Heft 9 S. 278 bis 282. Ein neues Verfahren zur Berechnung von Verbrennungstemperaturen und seine Anwendung auf Gemische aus Alkoholdampf, Wasserdampf und Sauerstoff. Z. Elektrochem. Bd. 45 (1939) Heft 6 S. 456/463.

Einfluß auf die theoretische Verbrennungstemperatur. Wird jedoch gleichzeitig die Wärmemenge q kcal/kg Brennstoff durch Strahlung abgegeben, so ist

$$\eta V \cdot c_{pm} \cdot t = \eta H_u - q \quad (300)$$

und daraus

$$t = \frac{H_u - \frac{q}{\eta}}{V \cdot c_{pm}}. \quad (301)$$

Hier liegt also ein temperatursenkender Einfluß des Feuerungswirkungsgrades vor, jedoch in ganz anderer Weise als ihn Gl (299) angibt.

Die theoretische Verbrennungstemperatur läßt sich jedoch bei den wirklichen Verbrennungsvorgängen an keiner Stelle meßtechnisch nachweisen, sie hat daher lediglich die Bedeutung eines orientierenden oberen Grenzwertes. Dies ist auf zwei Ursachen zurückzuführen, den zeitlichen

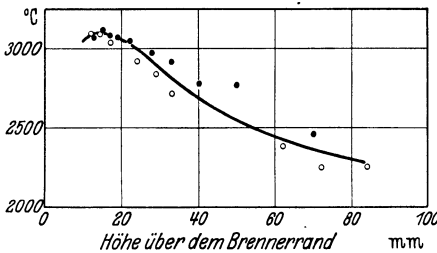


Abb. 54. Temperaturverlauf in der Acetylen-Sauerstoff-Flamme nach Henning und Tingwaldt.

und örtlichen Verlauf des Verbrennungsvorganges und die gleichzeitig mit der Wärmeentbindung einhergehende Wärmeabgabe der Flamme. Eine „wirkliche Verbrennungstemperatur“ läßt sich daher überhaupt nicht definieren, da in einer Flamme und in noch stärkerem Maße in einem wassergekühlten Feuerraum alle Temperaturen auftreten

in der weiten Skala der Temperatur im heißesten Flammenkern, der je nach Art des Brennstoffes und der Luftzuführung meist in der Nähe der Brennermündung auftritt bis zu den weit abgekühlten Randzonen besonders am Ende des Flammenweges. Angaben über „Feuerraumtemperaturen“ sind daher wenig brauchbar, wenn nicht Ort der Messung und Meßmethode vermerkt sind. Oft wird unter Feuerraumtemperatur ein meist nicht genau definierter Mittelwert verstanden, gelegentlich auch die Feuerraumendtemperatur, die praktisch insofern wichtig ist, als sie (an Hand eines It -Diagrammes) die Wärmeabgabe im Feuerraum erkennen läßt. Die theoretische Verbrennungstemperatur stellt also diejenige Temperatur dar, die sich einstellen würde, wenn sich die Umsetzungen der Verbrennungsreaktion mit unendlich großer Geschwindigkeit in unendlich kleinem Raum abspielen würden. Deutlich zeigen sich die Unterschiede an der Gasflamme eines Bunsenbrenners; bei guter Vormischung mit Erstluft erreicht die entleuchtete Flamme bei mäßigem Flammenvolumen hohe Temperaturen, nimmt man dann die Erstluft weg, so daß sich das Gas die Verbrennungsluft aus der Umgebung heranziehen muß, so wird das Flammenvolumen erheblich größer, die Flamme wird leuchtend und die Temperaturen sinken be-

deutend. Ähnlich liegen die Verhältnisse beim Schweißbrenner, bei dem die Erzeugung höchster Temperaturen angestrebt wird. Den Temperaturverlauf der Azetylenflamme nach Messungen von Tingwaldt¹ zeigt Abb. 54.

Der Verlauf der Temperaturen in einer Kohlenstaubbrennkammer (älterer Bauart) mit Umkehrflamme und Zweit- und Drittluftzuführung (unter mäßigem Überdruck) für einen Kessel von 48 t/h-Leistung, 313 m³ Brennkammerinhalt und 107 000 kcal/m³h Brennkammerbelastung ist in Abb. 55 wieder gegeben². Die Temperaturspitze von 1625 °C wurde in der Nähe des Brenners außerhalb der Einflußzone der Drittluft in räumlich sehr eng begrenzten Stellen festgestellt, sie kommt in Abb. 55 nicht zum Ausdruck, da sie nur seitlich am Flammenrand, also außerhalb der dargestellten Meßebeane auftritt, wie Abb. 56 zeigt.

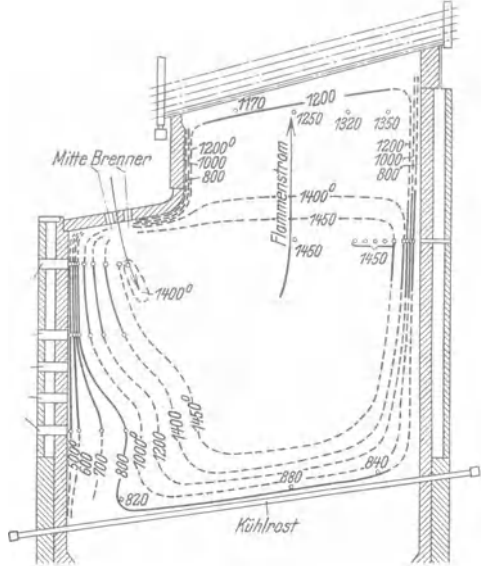


Abb. 55. Isothermen in der Mittelebene einer Kohlenstaubbrennkammer (nach E. Kuhn).

Noch größeren Schwankungen können die Temperaturen in Rostfeuerungen unterworfen sein. Wir müssen hier unterscheiden zwischen den Vorgängen im Brennstoffbett und den Vorgängen im Gasraum. Im Brennstoffbett tritt zunächst eine Trocknung und Erwärmung bis auf

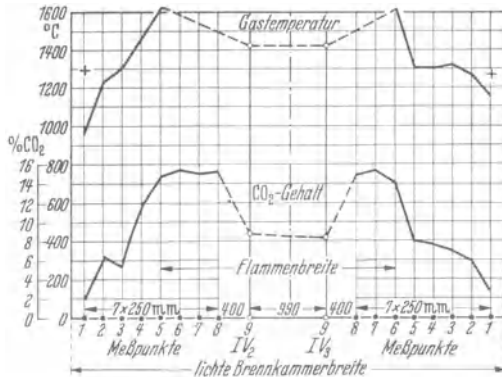


Abb. 56. Temperaturen in einer waagerechten Meßebeane (1200 mm unterhalb der Brennermündung) der Kohlenstaubbrennkammer nach Abb. 55.

¹ Henning, F., und C. Tingwaldt: Die Temperatur der Acetylen-Sauerstoff-Flamme. Z. f. Physik Bd. 48 (1928), Heft 11/12 S. 805/823.

² Kuhn, E.: Versuche über Temperaturverteilung, Wärmeabgabe und Verbrennungsverlauf in einem neuzeitlichen Kohlenstaubbrennkessel. 21. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrats. Berlin 1930.

Zündtemperatur, gleichzeitig eine Entgasung ein. Da die schon gezündeten, meist kleineren Brennstoffteilchen (Zündnesterbildung) sehr viel Wärme zur Trocknung, Erwärmung und Entgasung der größeren abgeben müssen, tritt zunächst nur eine langsame Temperatursteigerung ein. In dem Maße, wie nach völliger Durchzündung des Brennstoffbettes die Verbrennung einsetzt, steigt die Temperatur dann sehr steil an, verlangsamt sich dann infolge Zunahme eines gleichzeitig auftretenden, bei hoher Temperatur vorherrschenden Vergasungsvorganges, erreicht einen Höchstwert, der etwa mit dem Höchstwert des CO_2 -Gehaltes zusammenfällt, und geht dann wieder zurück, bedingt durch

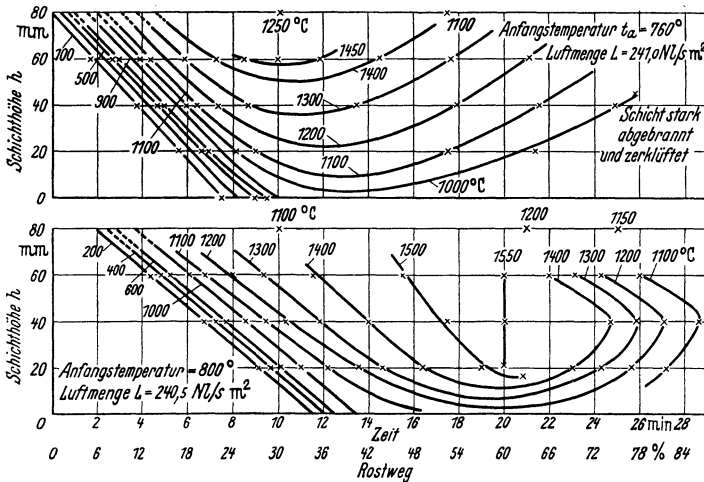


Abb. 57/58. Temperaturverteilung in der Schicht eines Wanderrostes bei Verfeuerung von Gaskohle (oben) und Bßkohle (unten) nach Tanner.

die zunehmende CO -Bildung und die Wärmeabgabe der Brennstoffschicht. Diese Vorgänge spielen sich örtlich und zeitlich verschieden ab, je nachdem ob der Brennstoff von oben aufgeworfen wird (Planrostfeuerung), den Feuerraum durchläuft (Wanderrost) oder von unten bzw. schräg in das Brennstoffbett hineingedrückt wird (Unterschubfeuerung). Ein Bild über die Temperaturverhältnisse in der Schicht eines Wanderrostes vermittelt Abb. 57 und 58 nach den Messungen von Tanner¹. Am klarsten lassen sich die Verhältnisse an Koksschichten untersuchen, wie die Versuche von Gramberg², Kreisinger, Ovitz und Augu-

¹ Tanner, E.: Der Temperaturverlauf im Brennstoffbett und im Rost bei der Verbrennung von Steinkohle. Diss. Darmstadt 1933. — Fr. Schulte u. E. Tanner: Z. VDI Bd. 77 (1933) Heft 21 S. 565/572.

² Gramberg, A.: Die Verbrennung von Koks. Feuerungstechn. Bd. 6 (1917) Heft 1 S. 1/3; Heft 2 S. 20/25; Heft 3 S. 33/36. — Maschinenuntersuchungen und das Verhalten der Maschinen im Betriebe. 2. Aufl. Berlin 1921 S. 123/134.

stine¹, Leye² u. a. zeigen. Der Temperaturverlauf³ ist selbstverständlich abhängig vom Brennungsverlauf, er erweist sich überdies als beeinflusst von der spez. Rostbelastung (Abb. 59), von der Körnung, der Schichthöhe und der Reaktionsfähigkeit des Brennstoffes, der Lufttemperatur und des Wassergehaltes der Luft u. a. m. Die CO-Bildung erweist sich, wie Gramberg gezeigt hat, als guter Temperaturregler, auch bei der Steigerung der Lufttemperatur durch Vorwärmung wirkt sich dies aus, wie die Versuche von Nichols⁴ erkennen lassen; etwa 50% des Wärmehaltes der Luft wird für die Reduktion verbraucht, der CO-Gehalt steigt, der CO₂-Gehalt sinkt, und ein größerer Anteil

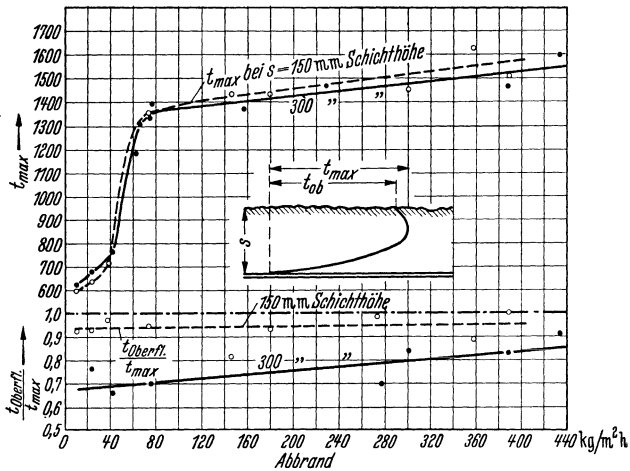


Abb. 59. Temperaturverlauf und Verhältnis der Maximaltemperatur zur Oberflächentemperatur in Abhängigkeit von der Rostbelastung nach Leye (nach Messungen des Bureau of Mines).

der Wärmeentbindung wird dadurch in den Feuerraum hineinverlagert, wodurch die Temperatursteigerung innerhalb der Schicht in sehr mäßigen Grenzen gehalten wird. Diese Verlagerung läßt sich noch weitertreiben und die Schichttemperaturen in weitgehendem Maße beeinflussen durch das bei der Generatorgaserzeugung gebräuchliche Mittel der Luftbefeuchtung.

¹ Kreisinger, H., F. K. Ovitiz u. C. E. Augustine: Combustion in the fuel bed of hand-fired furnaces. Fuel Sci. Bd. 14 (1935) Heft 9 S. 271/276; Heft 10 S. 296/299; Heft 11 S. 331/337; Heft 12 S. 364/370; Bd. 15 (1936) Heft 1 S. 16/21 und Heft 2 S. 59/60. Ref. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 8 S. 144/145.

² Leye, A. R.: Die Verbrennung auf dem Rost (Beitrag zur Kritik des Verbrennungsvorganges in glühenden Brennstoffschichten). Diss. Berlin 1933.

³ Vgl. S. 300/308 und S. 318/329.

⁴ Nichols, P.: Underfeed combustion, effect of preheat, and distribution of ash in fuel beds. Fuel Sci. Bd. 14 (1935) Heft 7 S. 205ff. — U. S. Bureau of Mines Bull. 378. — Ref. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 3 S. 41/42.

Die zweite Phase der Verbrennung, die Gasverbrennung im Feuerraum oberhalb der Brennstoffschicht vollzieht sich, wie bei Gasfeuerungen auch, nach Maßgabe der Gas-Luft-Mischung. Das austretende Gas bringt in der Regel gar keinen Sauerstoff mehr mit, Sauerstoffüberschuß besteht bei der Wanderrostfeuerung über der vordersten Zone und vor allem in den letzten Zonen, wo die Schicht schon nahezu ausgebrannt und nur noch niedrig ist. Der Feuerraum muß daher in der Lage sein, Gas und Luft wirksam zu mischen, anderenfalls sind dazu besondere Hilfsmittel notwendig. Diese Mischung erfolgt

1. durch das vordere Gasführungsgewölbe (Zündgewölbe)¹,
2. durch das hintere Gasführungsgewölbe²
3. durch Anwendung hoher Feuerräume (langer Mischweg),
4. durch Zweitluftzuführung,
5. durch sonstige Wirbeleinrichtungen (Dampffzuführung, Feuerraumeinschnürungen usw.).

Man erkennt daraus schon, daß die Gasverbrennung im Feuerraum in erster Linie ein Strömungsproblem ist, welche je nach der Konstruktion und nach Wahl der angegebenen Mittel zu einem ganz verschiedenen Verbrennungsverlauf und damit auch zu einem ganz verschiedenen Temperaturverlauf führen muß. Dazu kommt der Einfluß des Brennstoffes selbst, besonders sein Gehalt an flüchtigen Bestandteilen, die Belastung, die anderen vorher erwähnten Einflüsse auf die Gasbildung, besonders die Vergasung in der Brennstoffschicht und die Wärmeabgabe des Brennstoffbettes und der Flamme. Diese ist wiederum abhängig von den absoluten Feuerraumausmaßen, der Belastung, der Heiz- bzw. Kühlflächenanordnung, dem Charakter der Flamme (stark, mäßig, nicht leuchtend) u. a. m. Unter diesen Umständen lassen sich allgemeine Aussagen nicht machen³.

Das *It*-Diagramm.

Das *It*-Diagramm ist eine graphische Darstellung des Wärmeinhaltes (der Enthalpie) der Rauchgase, die aus einer Gewichtseinheit des Brennstoffes (bei Gasen aus einer Volumeinheit) gebildet werden, in Abhängigkeit von der Temperatur. Für feuerungstechnische Rechnungen

¹ Die übliche Bezeichnung ist Zündgewölbe, weil es außerdem die Aufgabe besitzt, die Zündung zu bewirken oder zu unterstützen, die Aufgabe der Gasführung (Gasmischung) ist aber mindestens ebenso wichtig.

² Das hintere Gewölbe fehlt bei den meisten Kesselanlagen, es ist häufig in amerikanischen Konstruktionen anzutreffen.

³ Auf die spätere Behandlung dieser Fragen sei verwiesen, besonders S. 305/308, S. 329 und S. 342/350.

ist es das einfachste und bequemste, 1 kg (bzw. 1 Nm³) als Bezugsgröße zu wählen, man erhält so das „spezielle *It*-Diagramm“. Der Wunsch, etwa nach Art eines Dampfdiagramms mit einem einzigen Kurvenbild auszukommen, veranlaßte Rosin und Fehling¹ ein „allgemeines *It*-Diagramm“ aufzustellen, welches den Wärmeinhalt eines Nm³ Rauchgas als Funktion der Temperatur zeigt, welches aber, da es auf statistisch gewonnenen Mittelwerten beruht, weniger, wenn auch meist ausreichend genau ist, aber doch eine große Anzahl von Hilfsdiagrammen erfordert. Dadurch ist der Vorteil des allgemeinen Diagramms zum Teil wieder aufgehoben und die Handhabung unbequemer. Obwohl man das „allgemeine *It*-Diagramm“ vorzugsweise im Schrifttum zitiert findet, hat sich seine praktische Benutzung weit weniger durchgesetzt, und es ist neuerdings wieder stärker auf das „spezielle *It*-Diagramm“ zurückgegriffen worden^{2,3}. Der Vorteil des allgemeinen *It*-Diagramms liegt bei solchen Aufgaben, wo Vergleiche verschiedenartigster Brennstoffe angestellt werden sollen, der Vorteil des speziellen *It*-Diagramms da, wo eine vollständige Durchrechnung eines Kessels oder Ofens mit einem Brennstoff durchgeführt werden soll, wobei je nach Wahl des Maßstabes eine beliebig hohe Genauigkeit erzielt werden kann. Eine weitere Verbesserungsmöglichkeit liegt in der Wahl des aschefreien (aber wasserhaltigen) Brennstoffs als Bezugsgröße.

Das *It*-Diagramm hat seine Vorläufer in den ersten Vorschlägen zur graphischen Ermittlung der Verbrennungstemperatur⁴ und in den graphischen Darstellungen des Wärmeinhaltes der Rauchgasbestandteile in Abhängigkeit von der Temperatur^{5,6}. Seine erste planmäßige Verwendung zur Berechnung der Temperaturen bei verschiedenen Luftüberschüssen, Vorwärmtemperaturen und bei verschiedener Wärmeabstrahlung besonders bei Kesselberechnungen fand es 1926^{7,8}. Es erfolgte kurz darauf die Entwicklung des allgemeinen *It*-Diagramms

¹ Rosin, P., u. R. Fehling: Das *It*-Diagramm der Verbrennung. Berlin 1929.

² Loschge, A.: Die Dampfkessel. Berlin 1937.

³ Marcard, W.: Die Dampfkessel und Feuerungen einschließlich Hilfseinrichtungen. I. Sammlung Göschen Bd. 9) Berlin 1939 — Haustechn. Rdsch. Bd. 44 (1939) Heft 21 S. 327/334.

⁴ Pollitzer, F.: Z. angew. Chem. Bd. 35 (1922) Heft 97 S. 683/684. — Le Chatelier, H.: Le chauffage industriel. Paris (1920) S. 138/175.

⁵ Schraml, F.: Feuerungstechn. Bd. 7 (1919) Heft 15 S. 117/120; Heft 16 S. 125/129 — Mitt. d. Wärmestelle (1922) Nr 5.

⁶ Schüle, W.: Technische Thermodynamik. 4. Aufl. Berlin 1923.

⁷ Gumz, W.: Die Verbrennungstemperatur und ihre graphische Ermittlung. Feuerungstechn. Bd. 14 (1926) Heft 10 S. 109/112. Hier wurde erstmals die Bezeichnung *It*-, „Diagramm“ geprägt.

⁸ Gumz, W.: Die Ermittlung der Verbrennungstemperatur unter Berücksichtigung der Dissoziation. Feuerungstechn. Bd. 14 (1926) Heft 22 S. 261/263 und Heft 23 S. 273/275.

durch Rosin^{1,2} sowie eine große Anzahl weiterer Vorschläge zur Abwandlung des *It*-Diagramms³ oder zu seiner Anwendung auf die verschiedensten Probleme⁴, ein Beweis für die vielseitige Verwendbarkeit der graphischen Rechenmethode.

Zur Aufzeichnung eines *It*-Diagramms geht man folgendermaßen vor. Nach Durchrechnung der theoretischen Verbrennung ($n = 1$) trägt man den Wärmeinhalte des theoretischen Rauchgases in Abhängigkeit von der Temperatur auf, dabei bedient man sich zweckmäßig einer Enthalpie-Tafel, in welcher die Multiplikation der mittleren spez. Wärme mit der Temperatur bereits vorgenommen ist (s. Zahlentafel 64 S. 422/23). Es genügt dabei meist, Temperaturstufen von 500 zu 500° oder höchstens von 250 zu 250° C zu wählen. Addiert man nun zum Wärmeinhalte des theoretischen Rauchgases den Wärmeinhalte der theoretischen Verbrennungsluftmenge, so erhält man den Wärmeinhalte des Rauchgases bei 100% Luftüberschuß ($n = 2$). Alle Zwischenwerte ergeben sich dann durch proportionale Teilung, da der Wärmeinhalte des Rauchgases eine lineare Funktion der Luftüberschußzahl ist. Der Schnittpunkt der *It*-Kurven mit einer im Abstand H_u gezogenen, zur *t*-Achse parallelen Geraden ergibt unmittelbar die theoretischen Verbrennungstemperaturen

¹ Rosin, P.: Das *It*-Diagramm der Verbrennung und der Wirkungsgrad von Öfen. Z. VDI Bd. 71 (1927) Heft 12 S. 383/388, fußend auf einem am 25. 11. 1926 gehaltenen Vortrag. Das *It*-Diagramm geht also nicht, wie im Schrifttum mehrfach behauptet [so J. C. Breinl u. W. Lenz: Z. VDI Bd. 85 (1941) Heft 11 S. 259 bis 264] erstmalig auf Rosin zurück, dessen allgemeines *It*-Diagramm eine Kombination der unter Fußnote 4 bis 8 S. 197 genannten Arbeiten darstellt.

² Siehe Fußnote 1 S. 197.

³ Münzinger, F.: Berechnung und Verhalten von Wasserrohrkesseln. Berlin 1929. — Dampfkraft. 2. Aufl. Berlin 1933. — W. Schultes: Arch. Wärmew. Bd. 13 (1932) Heft 9 S. 243/244.

⁴ Gumz, W.: Beiträge zur Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 15 (1927) Heft 15 S. 172/174 — Der Kohlenstoffverlust. Feuerungstechn. Bd. 15 (1927) Heft 8 S. 85/88 — Die Verbrennung mit sauerstoffangereicherter Luft. Feuerungstechn. Bd. 16 (1927) Heft 7 S. 73/76; Heft 8 S. 88/90. — E. Vogel: Verbrennung von Kohle mit hohem Aschen- und Wassergehalt. Arch. Wärmew. Bd. 9. (1928) Heft 6 S. 189/192. — V. Krost: Das Wärmeinhalte-Temperatur-Diagramm im Feuergastrocknungsbetrieb. Centralbl. Hütten- u. Walzwerke Bd. 32 (1928) Heft 18 S. 284/287. — K. d'Huart: Das Wärmeinhalte-Temperatur-Diagramm im Kohlenstaubfeuerungsbetrieb. Centralbl. Hütten- u. Walzwerke Bd. 32 (1928) Heft 16 S. 241/249. — O. Koenig: Das Wärmeinhalte-Temperatur-Diagramm fester Brennstoffe. Wärme Bd. 51 (1928) Heft 21 S. 379/382. — W. Gumz: Die wärmetechnische Berechnung von Dampfkesseln mit dem *It*-Diagramm. Feuerungstechn. Bd. 17 (1929) Heft 5 S. 51/54. — F. Michel: Einfluß der Luftüberschußzahl auf das Verhalten von Wasserrohrkesseln. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 1 S. 5/9 — Dampfkesselberechnung und *It*-Diagramm. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 17/18 S. 169/171; Heft 19/20 S. 191/194. — Rammner u. Blaschke: Thermische Berechnungstabellen für Feuergastrockner (I. Teil). Bericht E.10 des Reichskohlenrats, Berlin 1938,

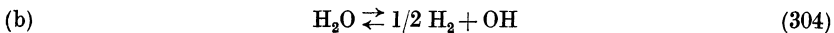
bei den betreffenden Luftüberschußzahlen. Trotz der gelegentlichen wohlbegründeten Empfehlung und Verwendung des oberen Heizwertes (der Verbrennungswärme)¹, ist in diesem Falle die Benutzung des unteren Heizwertes vorzuziehen, da die I_t -Kurven sonst am Taupunkt durch die Verdampfungswärme des Wassers eine Unstetigkeit erhalten müßten.

Solange der Brennstoff nicht vorgewärmt wird, kann sein geringer Wärmeinhalt vernachlässigt werden, das ist aber selbstverständlich nicht mehr der Fall, sobald eine höhere Brennstoffvorwärmung stattfindet, die ja besonders bei den gasförmigen Brennstoffen beträchtlich sein kann. In diesem Falle ist der Wärmeinhalt des vorgewärmten Brennstoffs auf den Heizwert aufzuaddieren². Dasselbe gilt für die Vorwärmung der Verbrennungsluft mit dem Unterschied, daß mit wachsendem Luftüberschuß die Luftmenge und daher auch der Wärmeinhalt der Luft, bezogen auf die Gewichts- (bzw. Raum-) Einheit des Brennstoffes, zunimmt, und daß diese Wärmemenge zum Heizwert addiert keine achsenparallele Gerade mehr gibt, sondern eine gegen die Ordinatenachse hin ansteigende Kurve, die durch die Schnittpunkte der $(H_u + (n - 1) \cdot I_L)$ -Werte mit den $I_n t$ -Linien hindurch verläuft. Die theoretischen Verbrennungstemperaturen sind, wie sich daraus ergibt, stets wesentlich kleiner als die Summe aus der theoretischen Verbrennungstemperatur ohne Vorwärmung und der Lufttemperatur.

Einfluß der Dissoziation.

Bei der Verbrennung mit kleinen Luftüberschüssen und bei hoher Luft- und Brennstoffvorwärmung wird ein Temperaturgebiet erreicht, in welchem die Spaltung der Kohlensäure und des Wasserdampfes die einfache Gesetzmäßigkeit der Temperatureinstellung stört. Diese Dissoziationserscheinungen beginnen merklich bei etwa 1500° C einzusetzen, so daß sie nicht ohne weiteres vernachlässigt werden dürfen.

Die wichtigsten Zerfallsreaktionen sind die drei folgenden



Bestand vorher die im Heizwert gebundene und bei der Verbrennung frei werdende Wärmemenge in dem bei allen Temperaturen konstanten Betrag H_u , so wird nunmehr durch die Dissoziation ein mit steigender Temperatur wachsender Betrag in den Dissoziationsprodukten latent gebunden, der erst nach Absinken der Temperatur und Herstellung

¹ Gräfe, E.: Brennstoff-Chemie Bd. 22 (1941) Heft 10 S. 116/117.

² Über die spez. Wärme fester, flüssiger und gasförmiger Brennstoffe s. S. 94/96 und 123.

eines neuen Gleichgewichtszustandes wieder umgesetzt wird, der also die vollständige Verbrennung verzögert. Das It -Diagramm gestattet

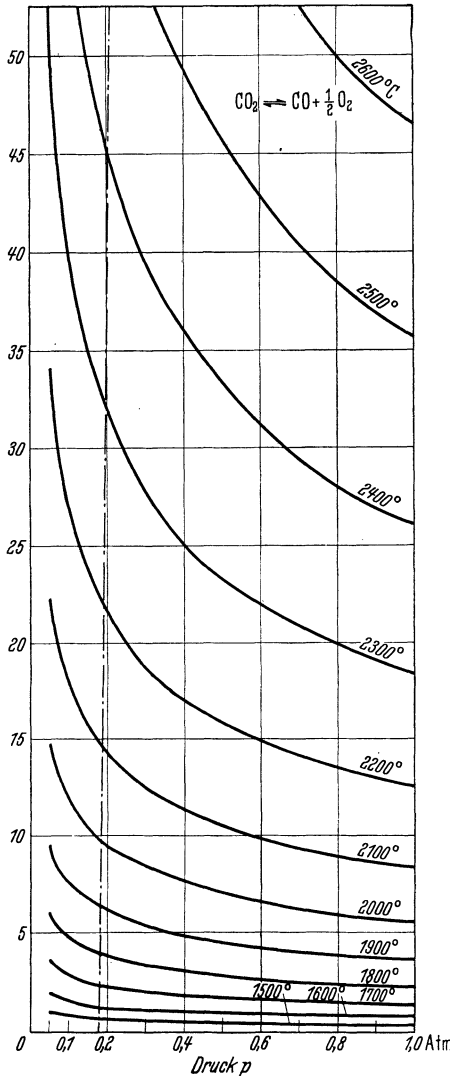
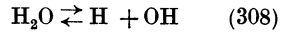
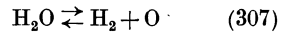


Abb. 60. Dissoziationsgrade der Kohlensäure in Abhängigkeit vom Teildruck und der Temperatur.

nun in einfacher Weise diese Wärmemenge Q_{Diss} zu berücksichtigen, die von H_u abzuziehen ist oder, was auf dasselbe hinausläuft, auf die It -Kurve aufaddiert wird. Bei noch höheren Temperaturen wären noch weitere Spaltungen in Betracht zu ziehen, so der Zerfall der Moleküle in ihre Atome



die wir aber ohne Bedenken vernachlässigen können, da sie erst in den Temperaturgebieten spürbare Beträge annehmen ($t > 2000$ bis 2500°C), die bei den meisten technischen Verbrennungsprozessen nicht mehr erreicht werden.

Laut Gl. (59) ergeben sich die Gleichgewichtskonstanten der Reaktionen nach Gl. (302) bis (304) zu

$$K_p = \frac{p_{\text{CO}} \cdot p_{\text{O}_2}^{1/2}}{p_{\text{CO}_2}}; \quad (309)$$

$$K_{p(a)} = \frac{p_{\text{H}_2} \cdot p_{\text{O}_2}^{1/2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}; \quad (310)$$

$$K_{p(b)} = \frac{p_{\text{H}_2}^{1/2} \cdot p_{\text{OH}}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}. \quad (311)$$

Nehmen wir als Beispiel die CO_2 -Dissoziation, die beiden anderen verlaufen in ähnlicher Weise. Der Gesamtdruck des reagierenden Systems — und nur auf diesen kommt es an — ist

$$P = p_{\text{CO}_2} + p_{\text{CO}} + p_{\text{O}_2}. \quad (312)$$

Falls nach der Beziehung



x Moleküle der vorhandenen $2n$ CO_2 -Moleküle dissoziieren, so entstehen $x2n$ Moleküle CO und xn Moleküle O_2 und es verbleiben $(1-x)2n$ Moleküle undissoziierte Kohlensäure, die Gesamtzahl der Moleküle ist also auf $(1-x)2n + x2n + xn = (2+x)n$ Moleküle gestiegen. Der Teil-
druck der Kohlensäure ist dann
im Gleichgewichtszustand

$$\left. \begin{aligned} \frac{p_{\text{CO}_2}}{P} &= \frac{2n(1-x)}{(2+x)n}; \\ p_{\text{CO}_2} &= \frac{(2-2x)P}{2+x} \end{aligned} \right\} \quad (314)$$

der Teildruck des Kohlenoxyds

$$\left. \begin{aligned} \frac{p_{\text{CO}}}{P} &= \frac{2xn}{(2+x)n}; \\ p_{\text{CO}} &= \frac{2xP}{2+x} \end{aligned} \right\} \quad (315)$$

und der Teildruck des Sauerstoffs

$$\left. \begin{aligned} \frac{p_{\text{O}_2}}{P} &= \frac{xn}{(2+x)n}; \\ p_{\text{O}_2} &= \frac{xP}{2+x}. \end{aligned} \right\} \quad (316)$$

Daraus folgt

$$\left. \begin{aligned} K_p &= \frac{p_{\text{CO}}^2 \cdot p_{\text{O}_2}}{p_{\text{CO}_2}^2 P} \\ &= \frac{x^3 P}{(2+x)(1-x)^2}. \end{aligned} \right\} \quad (317)$$

Hieraus kann x errechnet werden. Ist x sehr klein gegen-
über 1, so erhält man

$$\left. \begin{aligned} K_p &\cong \frac{x^3 P}{2}; \\ x &\cong \sqrt[3]{\frac{2K_p}{P}}. \end{aligned} \right\} \quad (318)$$

Der Spaltungsgrad α ist dann $\alpha \cong 100 \cdot x \cong 100 \cdot \sqrt[3]{\frac{2K_p}{P}}$. (319)

Die Spaltungsgrade nach Gl. (302) und (303) hat Menzel¹ tabelliert und in zweckmäßiger Form graphisch dargestellt. Die K_p -Werte sind in-
zwischen jedoch — nicht zuletzt durch die Erfolge der spektroskopischen
Thermodynamik — verbessert worden, auch darf die Spaltung nach
Gl. (304) keineswegs vernachlässigt werden, die Spaltungsgrade wurden

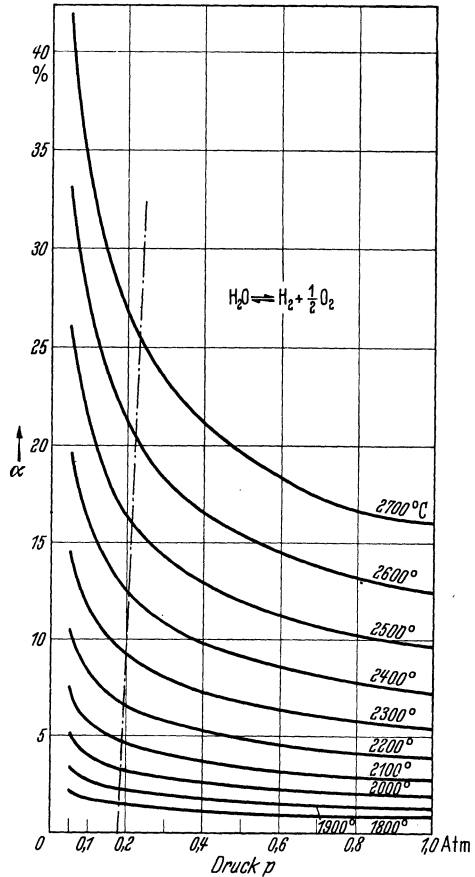


Abb. 61. Dissoziationsgrade des Wasserdampfes in Wasserstoff und Sauerstoff in Abhängigkeit vom Teil-
druck und der Temperatur.

¹ Menzel, H.: Die Theorie der Verbrennung. Dresden und Leipzig 1924.

daher mit den K_p -Werten von Zeise¹ nachgerechnet (zum Teil auch unmittelbar neueren Quellen^{2, 3} entnommen, die in Zahlentafel 36 zusammengestellt sind) und für den praktischen Gebrauch in Abb. 60 bis 62 graphisch dargestellt. Dabei wurde bewußt die Näherungsgleichung (319) zur Ermittlung der Spaltungsgrade verwendet, die bei den kleinsten Drucken und höchsten Temperaturen zu hohe Werte ergibt³, wodurch aber die Vernachlässigung der Molekülsplattungen nach Gl. (305) bis (308) etwa ausgeglichen wird. Die Rechnung wird dadurch bei praktisch hinreichender Genauigkeit wesentlich vereinfacht. Dieser Ausgleich berechtigt also ebenfalls die Nichtberücksichtigung der Molekülsplattungen.

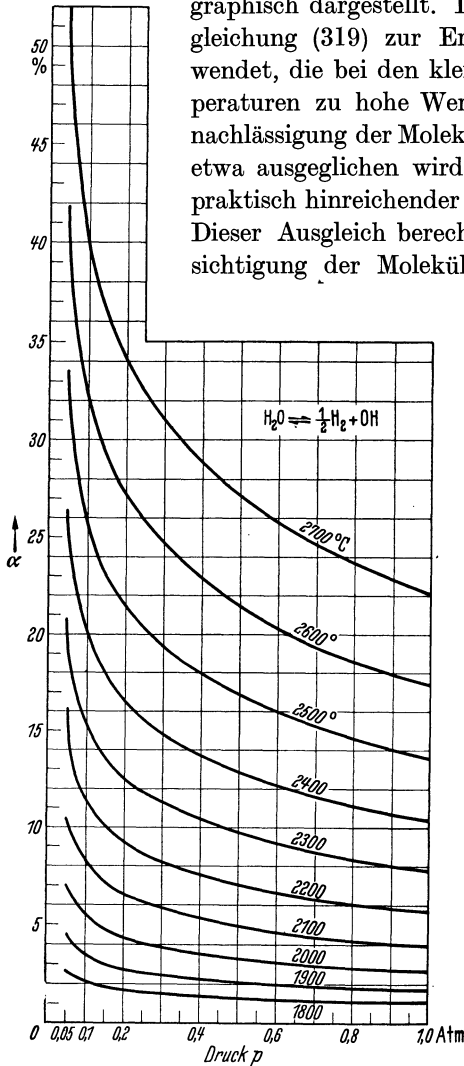


Abb. 62. Dissoziationsgrade des Wasserdampfes in Wasserstoff und Hydroxyl in Abhängigkeit vom Teildruck und der Temperatur.

² Khodschaian, S.: Einige technisch wichtige Gasgleichgewichte bei niedrigen Drucken. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 4 S. 109/112.

³ Zeise, H., u. S. Khodschaian: Einige technisch wichtige Gasgleichgewichte. Berichtigungen und Ergänzungen früherer Tabellen. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 3 S. 54/56.

Die Abhängigkeit des Dissoziationsgrades vom Gesamtdruck des reagierenden Systems hat zur Folge, daß eine Beimengung eines Dissoziationsproduktes (unter Volumzunahme) den Gesamtdruck des reagierenden Systems steigert, die Dissoziation also zurückdrängt. Die Spaltungen nach den Gl. (302) bis (304) beeinflussen sich in diesem Sinne also gegenseitig, da sie ja immer gleichzeitig auftreten. Dies muß bei der Berechnung berücksichtigt werden.

Die Beimengung eines indifferenten Gases (z. B. Stickstoff) ist im Grunde genommen ohne direkten Einfluß auf das Dissoziationsgleichgewicht, sie verschiebt jedoch den Gesamtdruck des reagierenden Systems, der nunmehr

¹ Zeise, H.: Spektralphysik und Thermodynamik (IV. Teil). Z. Elektrochem. Bd. 40 (1934) Heft 12 S. 885/890 — Temperatur- und Druckabhängigkeit einiger technisch wichtiger Gasgleichgewichte. Z. Elektrochem. Bd. 43 (1937) Heft 8 S. 704/708.

Zahlentafel 36. Gleichgewichtskonstanten und Spaltungsgrade.

Spaltungsgrad α % bei P Atm															
T °K	$\log K_p$	$P = 0,05$	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	2	3	4	5	10	20	100
$\text{CO}_2 \rightleftharpoons \text{CO} + \frac{1}{2} \text{O}_2$															
1400	— 5,994	0,0346	0,0274	0,0218	0,0173	0,0151	0,0137	0,0127	0,0101	0,0088	0,0088	0,0074	0,0059	0,0047	0,0027
1750	— 3,903	0,855	0,679	0,540	0,429	0,374	0,340	0,315	0,250	0,218	0,198	0,184	0,146	0,116	0,068
2000	— 2,864	4,21	3,34	2,65	2,11	1,84	1,67	1,55	1,23	1,08	0,977	0,908	0,721	0,571	0,355
2500	— 1,424	38,44	30,51	24,21	19,22	16,79	15,25	14,16	11,2	9,82	8,91	8,28	6,58	5,21	3,05
3000	— 0,475	—	—	56,8	53,3	49,3	44,1	44,1	37,3	33,6	31,25	29,7	24,4	20,3	13,1
					(82,48)*	(72,05)*	(65,50)*	(60,8)*	—	—	—	—	—	—	—
$\text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \text{H}_2 + \frac{1}{2} \text{O}_2$															
1500	— 5,716	0,0530	0,0420	0,0334	0,0265	0,0231	0,0210	0,0195	0,0155	0,0135	0,0123	0,0114	0,0091	0,0072	0,0042
1750	— 4,466	0,361	0,286	0,227	0,180	0,157	0,143	0,133	0,105	0,092	0,084	0,078	0,062	0,049	0,029
2000	— 3,528	1,521	1,207	0,958	0,760	0,664	0,603	0,560	0,445	0,388	0,352	0,327	0,260	0,206	0,121
2250	— 2,795	4,67	3,70	2,94	2,33	2,04	1,85	1,72	1,37	1,19	1,08	1,01	0,800	0,634	0,372
2500	— 2,209	11,52	9,14	7,25	5,76	5,03	4,57	4,24	3,37	2,94	2,67	2,48	1,97	1,56	0,916
2750	— 1,726	24,17	19,19	15,23	12,09	10,56	9,59	8,91	7,08	6,18	5,61	5,21	4,14	3,28	1,92
3000	— 1,325	44,74	35,51	28,18	22,37	19,54	17,75	16,48	13,1	11,4	10,35	9,62	7,64	6,05	3,55
$\text{H}_2\text{O} \rightleftharpoons \frac{1}{2} \text{H}_2 + \text{OH}$															
1500	— 5,789	0,0473	0,0376	0,0299	0,0237	0,0207	0,0188	0,0174	0,0138	0,0121	0,0110	0,0100	0,0081	0,0064	0,0038
1750	— 4,42	0,387	0,308	0,244	0,193	0,169	0,153	0,141	0,112	0,098	0,089	0,083	0,066	0,052	0,030
2000	— 3,40	1,85	1,47	1,17	0,925	0,809	0,735	0,682	0,542	0,473	0,430	0,399	0,317	0,251	0,147
2250	— 2,60	6,32	5,01	3,99	3,16	2,77	2,51	2,33	1,85	1,61	1,47	1,36	1,08	0,86	0,502
2500	— 1,96	16,6	12,6	10,1	8,43	7,38	6,70	6,18	4,91	4,29	3,89	3,61	2,87	2,28	1,33
2750	— 1,43	31,2	25,8	21,6	16,9	15,4	13,9	13,0	10,5	9,21	8,43	7,82	6,32	5,09	2,99
3000	— 1,002	54,0	42,8	36,2	30,3	27,1	25,0	23,5	19,2	17,0	15,6	14,6	11,8	9,47	5,83

* Nach der Näherungsgl. (319).

ein Partialdruck des Gases geworden ist, nach der Seite der kleineren Drücke und der höheren Dissoziationsgrade. Verbrennung mit Luftüberschuß bedeutet, daß sowohl ein Überschuß an reagierenden Komponenten (Sauerstoff) auftritt, der die Dissoziation zu verringern sucht, als auch eine Beimengung eines indifferenten Gases (Stickstoff), welches den Dissoziationsgrad vergrößert. Als Endergebnis dieser doppelten Beeinflussung findet man eine unwesentliche Verringerung der Dissoziation, die man praktisch vernachlässigen kann, so daß der für theoretische Verbrennung ermittelte Dissoziationseinfluß auch auf andere Luftüberschußzahlen anwendbar ist. Stärker wirkt sich ein Gasüberschuß (Verbrennung mit Luftmangel) aus, da hier nur die Wirkung eines gesteigerten Druckes der reagierenden Komponenten (CO , H_2) ohne die Gegenwirkung indifferenten Gase in Erscheinung tritt.

In einfach gelagerten Fällen ist eine exakte rechnerische Ermittlung des Dissoziationseinflusses möglich^{1,2}. Bei gleichzeitigem Auftreten mehrerer Spaltungen, die sich gegenseitig beeinflussen, wird die Lösung immerhin aber so umständlich, daß die näherungsweise graphische Lösung entschieden den Vorzug verdient, obwohl sie nicht als mathematisch streng zu betrachten ist. An einem Zahlenbeispiel soll die Durchführung dieser Rechnung ausführlich erläutert werden.

Zahlenbeispiel (Dissoziation). Ein aus Braunkohlenbrikett erzeugtes Generatorgas habe im feuchten Zustand folgende Zusammensetzung

26,2% CO	$H_u = 1293 \text{ kcal/Nm}^3$
13,8% H_2	
2,5% CH_4	$\varphi_{\text{Luft}} = 80\%$ bei 20°C
5,2% CO_2	
38,4% N_2	$L_{\text{min}} = 1,0714 \text{ Nm}^3_{\text{tr}}$
13,9% H_2O	$= 1,0916 \text{ Nm}^3$
100,0%	

Rauchgasmenge und Zusammensetzung bei $n = 1$ ist

$0,3393 \text{ Nm}^3 = 17,70\%$	CO_2
$0,3472 \text{ Nm}^3 = 18,12\%$	H_2O
$1,2301 \text{ Nm}^3 = 64,18\%$	N_2
$1,9166 \text{ Nm}^3 = 100,00\%$	

¹ Zeise, H.: Thermodynamische Berechnung von Verbrennungstemperaturen und Umsätzen in Gasgemischen bei strenger Berücksichtigung aller Spaltungsmöglichkeiten (I). Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 5 S. 145/148; (II) Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 9 S. 278/282.

² Justi, E., u. H. Scheffer, vgl. E. Justi: Spezifische Wärme, Enthalpie, Entropie, Dissoziation technischer Gase. Berlin 1938, S. 128.

Wir betrachten zunächst die Dissoziation bei $t = 2400^\circ \text{C}$. Die Kohlensäure dissoziiert nur nach Gl. (302), der Wasserdampf dagegen kann sowohl nach Gl. (303) als auch nach Gl. (304) spalten. Die Spaltungsgrade entnehmen wir den Abb. 60 bis 62, dazu müssen wir den Gesamtdruck der reagierenden Systeme (da sie sich ja gegenseitig beeinflussen) zunächst abschätzen. Er wird im Falle der CO_2 -Spaltung etwas größer sein als der bekannte Teildruck der Kohlensäure ($p_{\text{CO}_2} = 0,1770 \text{ Atm}$ undissoziiert), und zwar

$$p_{\text{CO}_2} + \text{CO} + \text{O}_2 = \kappa' \cdot p_{\text{CO}_2} (\text{undiss.}), \quad (320)$$

wobei κ' ziemlich genau abgeschätzt werden kann, falls ähnliche Berechnungen bereits durchgeführt worden sind; dabei ist zu beachten, daß die κ -Werte von der Temperatur abhängen und bei etwa 1500°C gleich 1 gesetzt werden können. Wir schätzen $\kappa' \cdot p_{\text{CO}_2} = 0,215 \text{ Atm}$ und finden aus Abb. 60 $\alpha_{\text{CO}_2} = 44,2\%$.

Würden alle Wasserdampfmoleküle nach Gl. (303) dissoziieren, so wäre bei einem geschätzten Wert von $\kappa'' \cdot p_{\text{H}_2\text{O}} = 0,21 \text{ Atm}$ $\alpha_{\text{H}_2\text{O} (a)} = 12,3\%$ und es entstünden $18,12 \cdot 0,123 = 2,23 \text{ RT}$ (Raumteile) Wasserstoff. Würden dagegen alle Wasserdampfmoleküle nach Gl. (304) dissoziieren, so wäre bei $\kappa''' \cdot p_{\text{H}_2\text{O}} = 0,1812 \text{ Atm}^1$ $\alpha_{\text{H}_2\text{O} (b)} = 17,1\%$ und die Wasserstoffmenge $18,12 \cdot \frac{0,171}{2} = 1,55 \text{ RT}$. Da bei den Simultanreaktionen nach Gl. (303) und (304) nur ein Wasserstoffteildruck auftreten kann, müssen a Moleküle nach Gl. (303) spalten und $b = (1 - a)$ Moleküle nach Gl. (304), so daß gleiche Wasserstoffmengen entstehen. Daraus läßt sich a einfach ermitteln. Es ist

$$a \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O} (a)} = (1 - a) \cdot \alpha_{\frac{\text{H}_2\text{O} (b)}{2}}. \quad (321)$$

Bezeichnen wir

$$\frac{\alpha_{\text{H}_2\text{O} (b)}}{2 \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O} (a)}} = k, \quad (322)$$

so ist

$$\frac{a}{1 - a} = k, \quad (323)$$

$$a = \frac{k}{1 + k} \quad (324)$$

und in unserem Zahlenbeispiel $k = 0,696$, $a = 0,41$, $b = 0,59$. Nach Gl. (303) dissoziieren also $a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} = 0,41 \cdot 18,12 = 7,43 \text{ RT}$ und nach Gl. (304) $b \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} = 0,59 \cdot 18,12 = 10,69 \text{ RT}$.

¹ Wie die Durchführung des Zahlenbeispiels noch zeigen wird, ist bei der Spaltung nach Gl. (304) $\kappa''' \cong 1$, so daß hier eine genaue Vorausbestimmung des Spaltungsgrades möglich ist.

Nach dieser Vorbereitung errechnen wir die Dissoziationsvorgänge nach folgendem Schema:

	Raumteile	Prozent
$V_{\text{CO}_2} \cdot \alpha_{\text{CO}_2} = 17,70 \cdot 0,442 =$	7,82	= 7,43 CO
$V_{\text{CO}_2} - V_{\text{CO}} = 17,70 - 7,82 =$	9,88	= 9,38 CO ₂
$\frac{V_{\text{CO}_2} \cdot \alpha_{\text{CO}_2}}{2} + \frac{a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}}}{2} =$	3,91 + 0,46 = 4,37	= 4,15 O ₂
$a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}} + \frac{b \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (b)}}}{2}$		
$= 7,43 \cdot 0,123 + \frac{10,69 \cdot 0,171}{2} =$	1,83	= 1,74 H ₂
$a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} (1 - \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}}) + b \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} (1 - \alpha_{\text{H}_2\text{O (b)}})$		
$= (7,43 - 0,91) + (10,69 - 1,83) =$	15,38	= 14,61 H ₂ O
$b \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (b)}} = 10,69 \cdot 0,171$	= 1,83	= 1,74 OH
V_{N_2}	= 64,18	= 60,95 N ₂
	<u>105,29 RT</u>	<u>= 100,00</u>

Zur Kontrolle diene, daß die beiden Wasserstoffteilmengen einander gleich sein müssen und ihre Summe gleich der entstehenden Hydroxylmenge ist.

Nachdem wir die neuen Prozentgehalte im Gleichgewichtszustand festgestellt haben, sind wir auch in der Lage, die Teildrücke der reagierenden Systeme zu überprüfen und die Schätzungen der Spaltungsgrade gegebenenfalls zu berichtigen. Es ist

dar aus $p_{\text{CO}_2 + \text{CO} + \text{O}_2} = 0,2096 \text{ Atm}, \quad \alpha_{\text{CO}_2} = 44,4 \%,$

$$\kappa' = \frac{p_{\text{CO}_2 + \text{CO} + \text{O}_2}}{p_{\text{CO}_2 \text{ (undiss.)}}} = \frac{0,2096}{0,1770} = 1,184,$$

dar aus $p_{\text{H}_2\text{O} + \text{H}_2 + \text{O}_2} = 0,2050 \text{ Atm}, \quad \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}} = 12,4 \%,$

$$\kappa'' = \frac{p_{\text{H}_2\text{O} + \text{H}_2 + \text{O}_2}}{p_{\text{H}_2\text{O} \text{ (undiss.)}}} = \frac{0,2050}{0,1812} = 1,131,$$

dar aus $p_{\text{HO}_2 + \text{H}_2 + \text{OH}} = 0,1809 \text{ Atm}, \quad \alpha_{\text{H}_2\text{O (b)}} = 17,1 \%,$

$$\kappa''' = \frac{p_{\text{H}_2\text{O} + \text{H}_2 + \text{OH}}}{p_{\text{H}_2\text{O} \text{ (undiss.)}}} = \frac{0,1809}{0,1812} = 0,998 \cong 1.$$

Die Schätzungen der Spaltungsgrade liegen so gut, daß eine Wiederholung der Rechnung mit verbesserten Werten in diesem Falle nicht notwendig ist.

Eine Überprüfung der Enthalpie der dissoziierten Rauchgase (wobei deren Volumvergrößerung selbstverständlich zu berücksichtigen ist) im Vergleich zur Enthalpie der nicht dissoziierten Rauchgase zeigt, daß zwischen beiden praktisch kein Unterschied besteht. Die *It*-Kurven sind identisch mit den *It*-Kurven des undissoziierten Gases. Die in

den Dissoziationsprodukten gebundene Wärmemenge ist dann

$$Q_{\text{Diss}} = V_{\text{CO}_2} \cdot \alpha_{\text{CO}_2} \cdot H_{u_{\text{CO}_2}} + 2a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}} \cdot H_{u_{\text{H}_2}}, \quad (325)$$

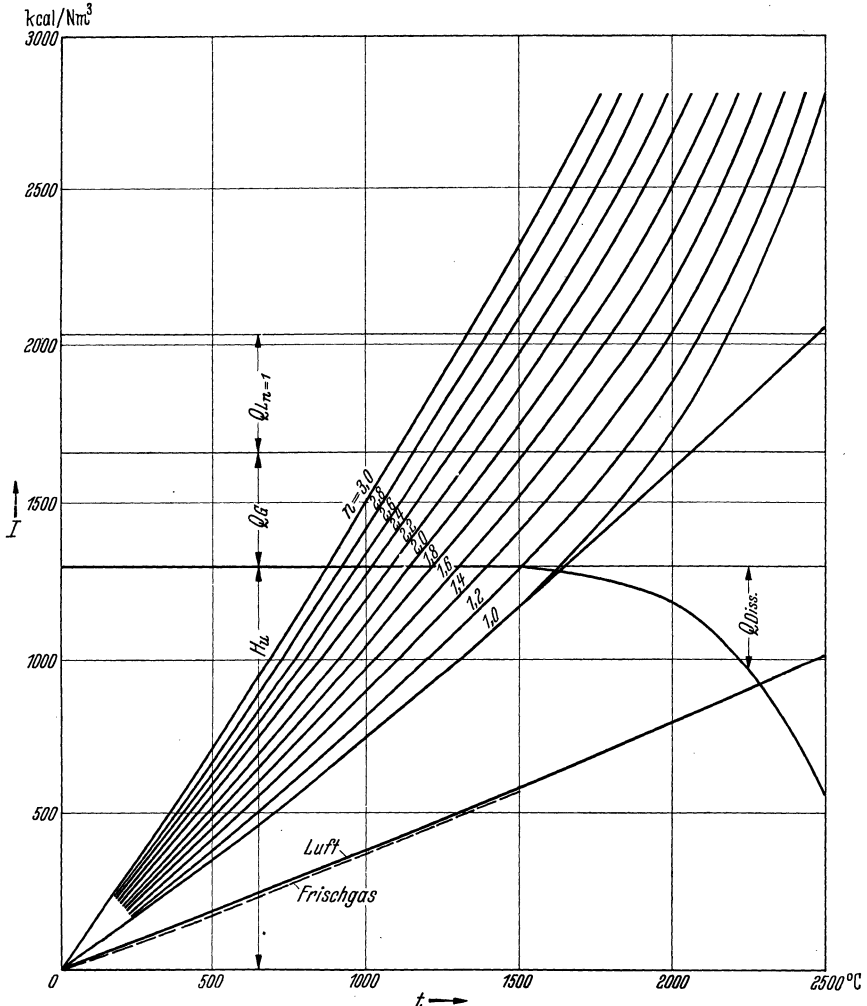


Abb. 63. *I**t*-Diagramm für Generatorgas von $H_u = 1203 \text{ kcal/Nm}^3$. Ermittlung der Verbrennungstemperatur unter Berücksichtigung der Dissoziation bei Vorwärmung des Frischgases und der Luft.

dabei ist berücksichtigt, daß ja

$$a \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (a)}} = b \cdot V_{\text{H}_2\text{O}} \cdot \alpha_{\text{H}_2\text{O (b)}} \quad (326)$$

sein muß. V_{CO_2} und $V_{\text{H}_2\text{O}}$ sind dabei — im Gegensatz zur vorhergehenden Ableitung, die sich auf 1 Nm^3 undissoziiertes Rauchgas bezog — die Kohlensäure- und Wasserdampfmenge aus der Brennstoffeinheit. In

unserem Zahlenbeispiel ist nunmehr bei $t = 2400^\circ \text{C}$

$$Q_{\text{Diss}} = 0,3393 \cdot 0,444 \cdot 3020 + 2 \cdot 0,41 \cdot 0,3472 \cdot 0,124 \cdot 2570 \\ = 455,0 + 90,8 = 545,8 \text{ kcal/Nm}^3 \text{ Frischgas.}$$

Die Wiederholung des Rechnungsganges bei verschiedenen Temperaturen liefert

bei $t = 1800^\circ \text{C}$	$Q_{\text{Diss}} = 50,7 \text{ kcal/Nm}^3 \text{ Frischgas}$
2000	123,9 " "
2200	275,4 " "
2400	545,8 " "

Dabei ist jedoch folgende Arbeitserleichterung möglich. Eine Kontrollrechnung hat gezeigt, daß die κ -Werte etwa linear abnehmen. Man kann daher den Punkt $p_{\text{CO}_2 + \text{CO} + \text{O}_2}$ (z. B. bei 2400°) mit dem Punkt p_{CO_2} auf der Abszissenachse der Abb. 60 geradlinig verbinden und erhält damit die Spaltungsgrade bei allen Temperaturen. Daraus lassen sich dann auch die Werte a und b nach Gl. (324) für jede Temperatur errechnen. Diese Gerade ist in Abb. 60 und 61 strichpunktiert für dieses Zahlenbeispiel eingetragen, bei Abb. 62 steht sie senkrecht auf der Abszissenachse, da ja $\kappa''' = 1$ wird.

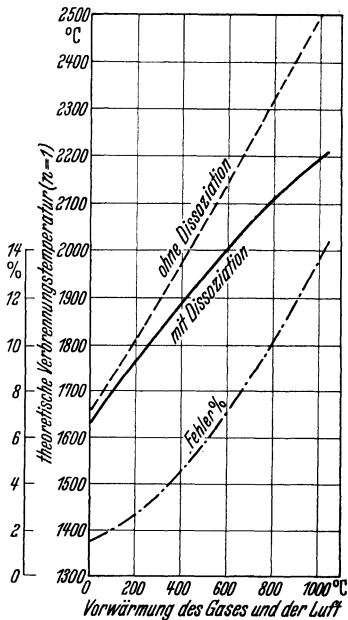


Abb. 64. Theoretische Verbrennungstemperatur von Generatorgas bei Vorwärmung des Gases und der Luft ($n=1$) mit und ohne Berücksichtigung der Dissoziation. Abweichungen in %.

In Abb. 63 sind die Ergebnisse der Rechnung für das Zahlenbeispiel zu einem It -Diagramm zusammengetragen. Die It -Linie ohne Berücksichtigung der Dissoziation liefert im Schnittpunkt mit H_u die theoretische Verbrennungstemperatur 1655° . Trägt man jedoch die Dissoziationswärme auf die It -Linie auf, so verschiebt sich die Verbrennungstemperatur auf 1630° . Wird jedoch nun das Gas und die Luft auf hohe Temperaturen vorgewärmt, so erhält man bei $t_g = 1000^\circ$

und $t_g = 1000^\circ$ die Temperaturen 2486°C ohne Berücksichtigung der Dissoziation und 2190°C mit Berücksichtigung der Dissoziation, also einen Unterschied von $13,52\%$, der immerhin schon recht beträchtlich ist. Abb. 64 zeigt die Verbrennungstemperaturen bei einer Luftüberschußzahl $n=1$ für verschieden hohe Gas- und Luftvorwärmung und den Fehler, den man durch die Vernachlässigung der Dissoziation machen würde. Das Diagramm in Abb. 63 ist im übrigen noch durch

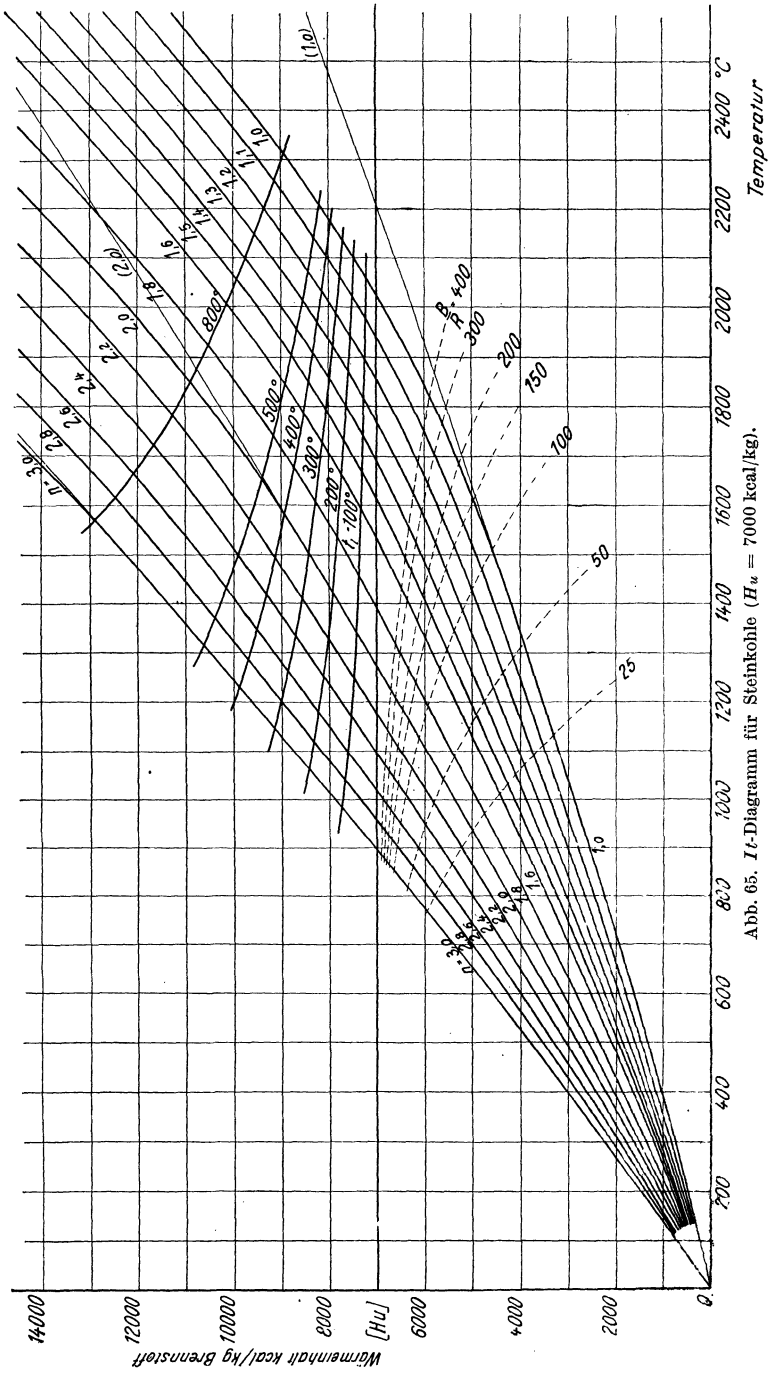


Abb. 65. *Ht*-Diagramm für Steinkohle ($H_u = 7000$ kcal/kg).

die It -Linien für verschiedene Luftüberschüsse zu einem vollständigen It -Diagramm ergänzt.

Weitere Beispiele solcher Diagramme sind in den Abb. 65 für Steinkohle, Abb. 66 für Braunkohle, Abb. 67 für Heizöl und in den Abb. 68 und 69 für Koksofengas und Gichtgas wiedergegeben. Da das Aufzeichnen von It -Diagrammen keinerlei Schwierigkeiten bereitet und bei einiger Übung in kürzester Zeit erledigt werden kann, so daß man sich

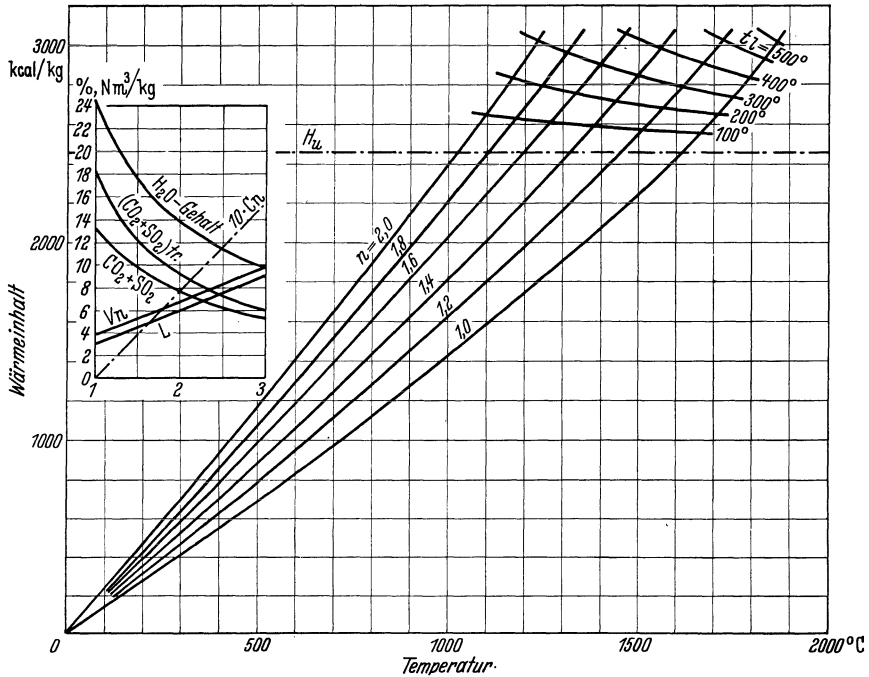


Abb. 66. It -Diagramm für Braunkohle ($H_u = 4260$ kcal/kg).

für den jeweils vorliegenden Brennstoff schnell ein Diagramm in ausreichend großem Maßstab aufzeichnen kann, sei auf die Wiedergabe weiterer Diagramme oder eine Aufzeichnung in größerem Maßstab verzichtet. Für den praktischen Gebrauch ist mindestens eine Größe im Format DIN A3 zu empfehlen. Bei Brennstoffen wie Braunkohle, Torf, Holz und ähnliche, bei denen Temperaturen über 1500°C kaum erreicht werden, kann überdies auf eine Berücksichtigung der Dissoziation verzichtet werden. In vielen Fällen benötigt man nicht das vollständige Diagramm, sondern nur Ausschnitte daraus, wobei dann leicht entsprechend größere Maßstäbe gewählt werden können, um die Rechengenauigkeit zu steigern.

Wärmetechnisches Rechnen mit dem *It*-Diagramm.

Entwurf, Berechnung, Nachrechnung und Untersuchung von Kesseln und ihrer Hilfseinrichtungen führen zu vier Grundaufgaben, die mit Hilfe des *It*-Diagramms einfach gelöst werden können.

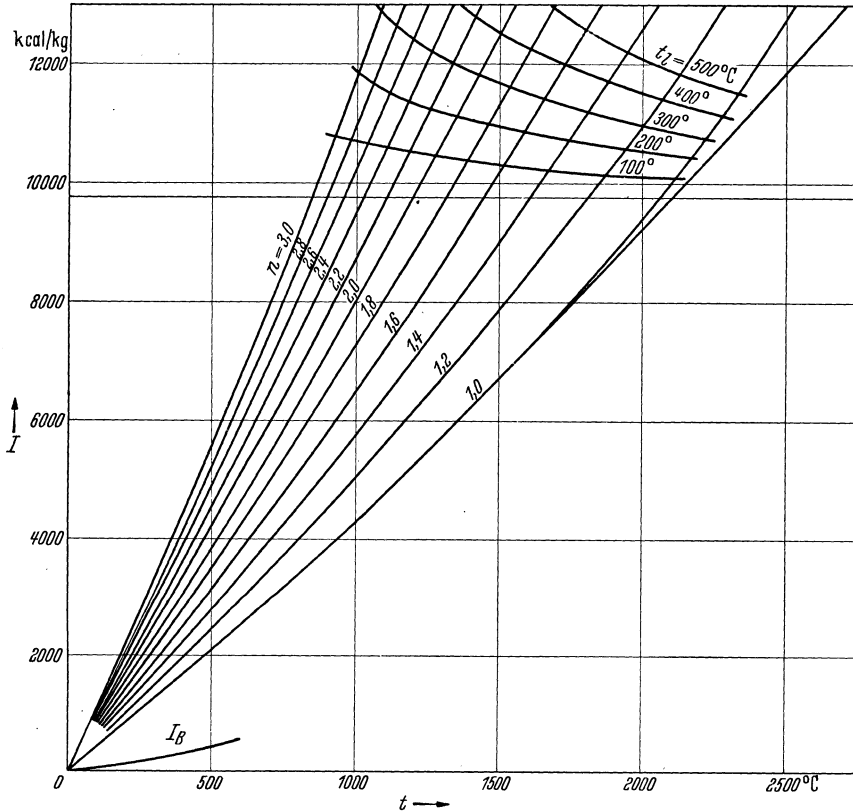


Abb. 67. *It*-Diagramm für Heizöl ($H_u = 9770$ kcal/kg).

Wärmeabgabe, Temperaturverlauf oder Heizfläche sollen bestimmt werden:

1. bei gegebener Anfangstemperatur und gegebener zu übertragender Wärmemenge,
2. bei gegebener Anfangstemperatur und gegebener Heizfläche,
3. bei gegebener (z. B. vorgeschriebener oder gewünschter) Endtemperatur und gegebener Heizfläche oder Wärmemenge,
4. bei gegebenem Temperaturverlauf.

Da die zu übertragenden Wärmemengen gewöhnlich in kcal/h angegeben sind, müssen sie vor der Übertragung in das Diagramm zunächst durch

die „theoretische Brennstoffmenge“ kg/h dividiert werden, um die Dimension kcal/kg zu erhalten. Hierzu sei folgendes über die Brennstoffmengen und Wirkungsgrade vorausgeschickt.

Bezeichnet man das Verhältnis der nutzbaren Gasabkühlung, im I_t -Diagramm die Strecke $H_u(+I_l + I_B) - I_{\text{Abgas}}$, zum unteren Heiz-

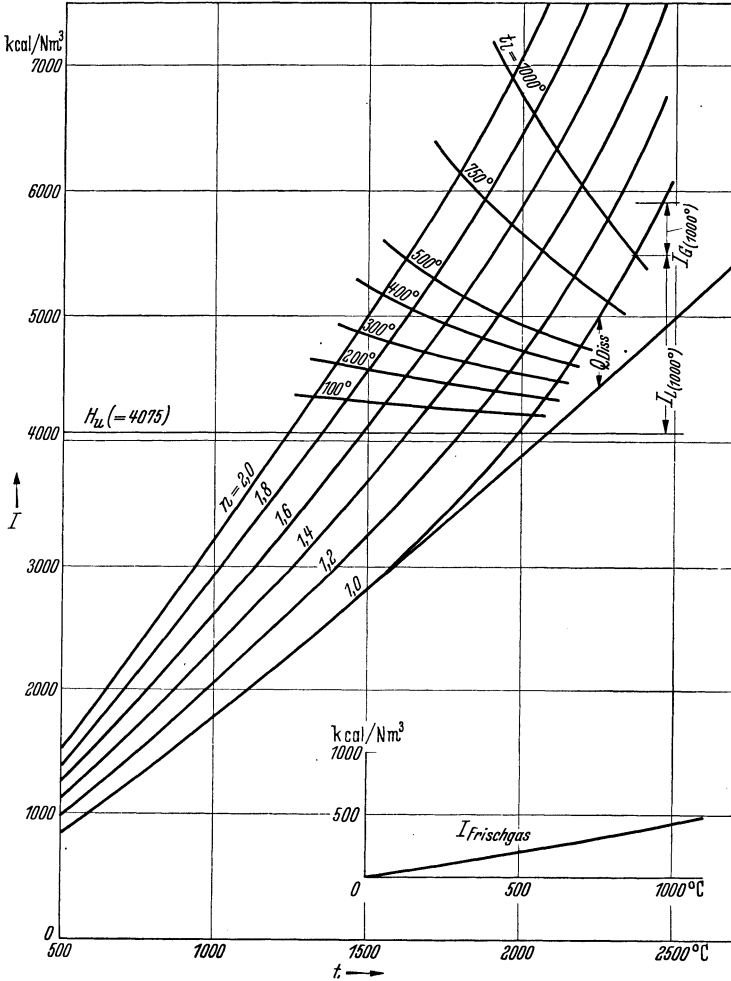


Abb. 68. I_t -Diagramm für Koksöfengas (Ferngas), $H_u = 4075$ kcal/Nm³.

wert als „theoretischen Wirkungsgrad“ η_{th} , so ist der theoretische Brennstoffaufwand

$$B_{th} = \frac{Q}{H_u \cdot \eta_{th}}, \tag{327}$$

worin Q die Nutzwärme in kcal/h bedeutet. Zieht man vom theoretischen Wirkungsgrad die Verluste durch Wärmeabgabe nach außen

(Strahlung und Leitung) ab, die gewissermaßen den „Gütegrad“ bedingen, und die hauptsächlich von der Lage der Feuerung (Vor-, Unter- oder Innenfeuerung), der Güte der Isolierung, der Dichtigkeit des Mauerwerkes und der absoluten Größe des Kessels (oder Ofens) abhängen, so erhält den Heizflächenwirkungsgrad („inneren Wirkungsgrad“) und daraus die „gasbildende Brennstoffmenge“. Damit sind alle Verluste

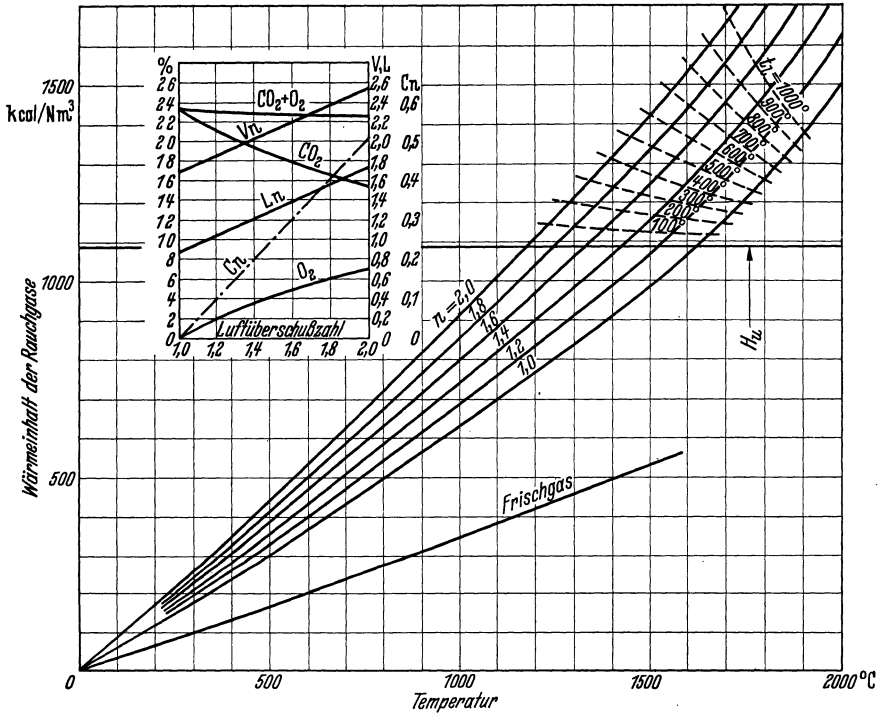


Abb. 69. *It*-Diagramm für Gichtgas ($H_u = 1090 \text{ kcal/Nm}^3$).

erfaßt, die die Rauchgase nach ihrer Bildung aus dem Brennstoff erleiden. Es ist also die gasbildende Brennstoffmenge

$$B_g = \frac{Q}{H_u \cdot \eta_i} \tag{328}$$

und endlich die zur Verfeuerung gelangende wirkliche Brennstoffmenge

$$B = \frac{Q}{H_u \cdot \eta_{ges}} \tag{329}$$

Zur Ermittlung der wirklichen Brennstoffmenge B kg/h ist der Gesamtwirkungsgrad η_{ges} , also der Heizflächenwirkungsgrad einschließlich des Feuerungswirkungsgrades (Rostdurchfall, Unverbranntes in den Rückständen und Flugkoks) zu verwenden. Diese Unterteilung in B_{th} , B_g und B ist aus folgenden Gründen zweckmäßig:

1. Die zu verfeuernde Brennstoffmenge B ist für Wirtschaftlichkeitsrechnungen, für die Bemessung der Förderanlagen und der Rostabmessungen zugrunde zu legen.

2. Aus der gasbildenden Brennstoffmenge B_g wird die Gasmenge, die Gasgeschwindigkeit und die von ihr abhängende Wärmedurchgangszahl k bestimmt. Ebenso können sämtliche Temperaturverhältnisse im Kessel (oder Ofen) an Hand des It -Diagramms unter Benutzung der Brennstoffmenge B_g bestimmt werden, wobei jedoch die durch die Wärmeverluste nach außen abgeführte Wärmemengen ebenfalls erscheinen und berücksichtigt werden müssen.

3. Rechnet man dagegen mit der theoretischen Brennstoffmenge B_{th} , so gibt das It -Diagramm unmittelbar die richtigen Verhältnisse unter gleichmäßiger Berücksichtigung der Verluste durch Leitung und Strahlung. Die Rechnung wird dann besonders einfach.

Einer etwaigen Zunahme des Luftüberschusses auf dem Wege durch die Kesselzüge (oder den Ofen) durch Eindringen von Falschluff¹ muß durch Übergang auf eine entsprechend höhere Luftüberschußlinie berücksichtigt werden, und zwar entweder durch allmählichen Übergang (der CO_2 -Abfall beträgt ohne Einrechnung etwaiger größerer Undichtigkeitsquellen etwa 1 bis 2%) oder, wenn die Quelle der Undichtigkeit bekannt und örtlich begrenzt ist, auch sprunghaft durch eine Linie, die zu dem durch den Mischwärmeinhalt und die Mischtemperatur bestimmten Punkt hinführt.

Im folgenden ist unter der Brennstoffmenge stets die theoretische Brennstoffmenge B_{th} verstanden, die aus der Kenntnis der Abgastemperatur und der Luftüberschußzahl bestimmt werden kann. Ist dagegen die Aufgabe so gestellt, daß ein Kessel von gegebener Heizfläche nachgerechnet werden soll, so muß die Abgastemperatur (bzw. η_{th}) zunächst geschätzt werden, nach Durchrechnung des Kessels ist bei abweichendem Ergebnis die Rechnung mit berichtigten Annahmen zu wiederholen. Die Lösung der gestellten vier Grundaufgaben ist nunmehr außerordentlich einfach.

Zu 1. Anfangstemperatur und Wärmemenge ist gegeben. Die Endtemperatur wird gesucht. Von dem gegebenen Anfangspunkt A (Abb. 70) auf der entsprechenden Luftüberschußlinie geht man um die Strecke $q = Q/B_{th}$ herunter und findet den gesuchten Endpunkt E . Die hierzu

¹ Über die Berechnung der durch poröses Mauerwerk eingesaugten Luftmenge nach K. Rummel, vgl. A. Schack: Der industrielle Wärmeübergang. 2. Aufl. Düsseldorf 1940, S. 26. — H. Bansen: Arch. Eisenhüttenw. Bd. 1 (1927/28) H. 11 S. 687/692. Dazu kommen noch die größeren Undichtigkeiten an Türen, Schau-lucken, Meßöffnungen und anderen Mauerwerksdurchbrechungen, ferner an Speise-wasservorwärmern (Kratzerkettendurchführungen) und Luftvorwärmern (Spaltverluste).

benötigte Heizfläche ist nunmehr ebenfalls leicht zu bestimmen, da nunmehr Anfangs- und Endtemperatur und damit auch die mittlere Temperaturdifferenz festliegt. Aus der mittleren Temperatur und B_g lassen sich die Gasgeschwindigkeiten abschätzen, die Wärmedurchgangszahl k bestimmen und die Heizfläche zur Übertragung der Wärmemenge Q berechnen. Der Fall liegt vor bei der Berechnung von Überhitzern, Speisewasser- und Luftvorwärmern bei gegebener Gaseintrittstemperatur und Leistung.

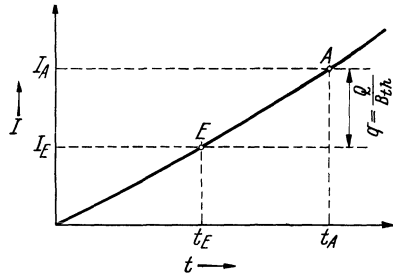


Abb. 70. Darstellung der Wärmeabgabe im It -Diagramm.

Zu 2. Bei gegebener Anfangstemperatur und gegebener Heizfläche, also noch unbekannter zu übertragender Wärmemenge, ist diese Wärmemenge und die Endtemperatur zu bestimmen. Die Lösung findet man, indem man drei verschiedene Endtemperaturen beliebig annimmt und aus den damit festgelegten mittleren Temperaturen die Geschwindigkeiten ermittelt und die dazugehörigen k -Werte festlegt. Aus der gegebenen Heizfläche, dem so ermittelten k -Wert und den angenommenen Endtemperaturen t_1, t_2, t_3 findet man die drei Wärmemengenwerte q_1, q_2, q_3 , die von der durch den Anfangspunkt A gelegten Parallelen zur Abszissenachse auf den entsprechenden Temperaturordinaten abgetragen werden (Abb. 71). Verbindet man die drei auf diese Weise erhaltenen Endpunkte E_1, E_2, E_3 durch eine Kurve, so schneidet diese die It -Linie in dem gesuchten Endpunkt E , womit auch die übertragene Wärmemenge festliegt. Es sei darauf hingewiesen, daß bei der Auswahl der Endpunkte unbeschadet um das Ergebnis auch fiktive Werte wie $t_E \cong t_A$ gewählt werden können (Punkt E_3 in Abb. 71).

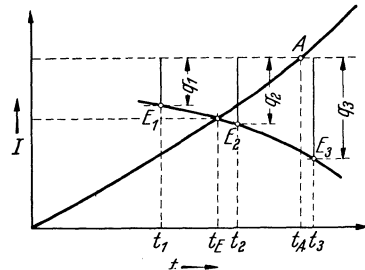


Abb. 71. Ermittlung der Wärmeabgabe bei gegebener Heizfläche.

Ein Sonderfall dieser Aufgabe ist die Errechnung der Abstrahlung einer Feuerung, bei welcher die gegebene Anfangstemperatur gleich der theoretischen Verbrennungstemperatur ist. Wieder nimmt man für den strahlenden Körper (Flamme, Gas) mindestens drei beliebige Temperaturen an, während der bestrahlte Körper (die Strahlungsheizfläche) etwa $10-15^\circ$ über der Satttdampf-temperatur angenommen werden kann. Die errechneten q -Werte werden, wie in Abb. 72 für den Fall einer allseitig gekühlten Kohlenstaubbrennkammer dargestellt, auf den

entsprechenden Temperaturordinaten abgetragen und ihre Endpunkte zu einer Kurve verbunden, die bei der Temperatur der Rohroberfläche in die H_u - bzw. $(H_u + I_1)$ -Linie einmünden muß. Bei dieser Berechnung ist es allerdings zweckmäßig, die Abstrahlung schrittweise in einzelnen Abschnitten auszurechnen, um den starken Temperaturveränderungen

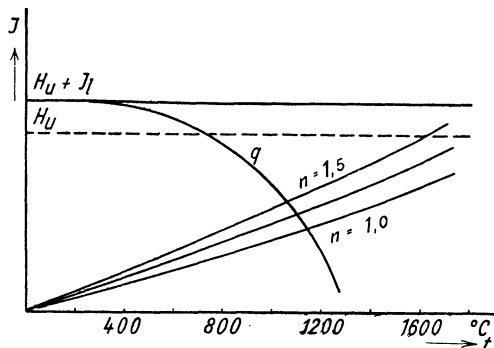


Abb. 72. Abstrahlung einer Kohlenstaubflamme im It -Diagramm.

im Verlauf des Rauchgasweges Rechnung zu tragen, wie an anderer Stelle gezeigt wird¹. Für Rostfeuerungen mit niedrigem Feuerraum sind solche q -Linien (unter sehr vereinfachenden Annahmen) für verschiedene Rostbelastungen B/R in Abb. 65 eingetragen.

Zu 3. Bei gegebener Endtemperatur und gegebener Wärmemenge wird in gleicher

Weise wie unter 1. der Betrag $q = Q/B_{\text{th}}$ nach oben abgetragen und entsprechend vorgegangen. Eine solche Aufgabe liegt vor, wenn von einer bestimmten Abgastemperatur (z. B. eines Vorwärmers) als wirtschaftlichem Bestwert ausgegangen werden soll, und die Leistung durch den Wunsch nach Erzielung einer gewissen Vorwärmung gegeben ist.

Ein anderer häufiger Fall ist die rechnerische Nachprüfung der Leistung eines gegebenen Kesselentwurfes. Die Heizfläche liegt fest, Wärmeleistung und Abgastemperatur sind zwar angegeben aber nachzuprüfen. In diesem Falle wird man von der angegebenen Abgastemperatur ausgehend, Wirkungsgrad und Brennstoffmenge bestimmen und damit die Nachrechnung durchführen, die bei Nichterreichen der angegebenen Abgastemperatur mit verbesserten Annahmen wiederholt werden muß. Dasselbe gilt für die Nachrechnung kleinerer Kesselbelastungen oder großer Überlastung.

Zu 4. Ist der ganze Temperaturverlauf bekannt, — z. B. durch Messungen an ausgeführten Anlagen — so sind damit die übertragenen Wärmemengen aus dem Diagramm unmittelbar abzulesen. Damit können dann auch z. B. die k -Werte rückwärts errechnet werden, die wirklich erzielt worden sind. Dabei wird man die zu untersuchenden Heizflächen möglichst weit unterteilen, da in jedem Abschnitt des

¹ Vgl. S. 246 auch W. Gumz: Die Wärmeübertragung in der Kohlenstaubfeuerung mit allseitig gekühltem Feuerraum. Feuerungstechn. Bd. 20 (1932) Heft 4 S. 50/53.

Rauchgasweges die Geschwindigkeiten, die Temperaturen, der Einfluß der Gasstrahlung usw. stark wechselt. Die Rechnung kommt einer wirklichen Integrierung um so näher, je stärker die Heizflächen unterteilt werden, was bei der Bestimmung der mittleren Gasgeschwindigkeit sehr stark ins Gewicht fällt.

Diese grundsätzlich sehr einfachen und übersichtlichen graphischen Rechenverfahren haben das *It*-Diagramm zu einem fast unentbehrlichen Werkzeug wärmetechnischer Rechnungen gemacht, welches besonders anschaulich ist, zur Sicherheit der Rechnung beiträgt, Irrtümer (auch Fehlmessungen) schnell erkennen läßt und Zeitersparnis ermöglicht. Auch zu einer aktenmäßigen, bildhaften Festlegung der Ergebnisse wärmetechnischer Rechnungen ist es empfehlenswert, wenn entsprechende zusätzliche Bemerkungen über die errechneten Heizflächen, Dampf- und Wärmeleistungen und den Feuerungswirkungsgrad eingetragen werden.

Auch für die Darstellung der verwickelten Vorgänge in metallurgischen Öfen hat sich die graphische Darstellung sehr gut bewährt¹⁻³.

Die Wärmeverluste.

Von der im Heizwert gebundenen bzw. bei der Verbrennung erzeugten Wärme wird nur ein Teil für den eigentlichen Zweck (Dampferzeugung und Überhitzung beim Kessel, Erwärmung des Gutes im Ofen, Deckung der Reaktionswärme u. dgl.) ausgenutzt, während der Rest als Wärmeverluste in der Bilanz ausgewiesen wird. Beim Kessel kann die Nutzwärme durch Messung der Speisewassermenge (oder der Dampfmenge), der Speisewassereintrittstemperatur und der Dampftemperatur verhältnismäßig leicht meßtechnisch erfaßt werden. Für den Ofenbetrieb hat Heiligenstaedt⁴ eine Zusammenstellung der Nutzwärmen und der Arbeitstemperaturen verschiedener Ofenanlagen gegeben⁵. Für die laufende Überwachung von Kesselanlagen beschränkt man sich meist auf eine Verlustmessung, und zwar begnügt man sich im allgemeinen mit einer Bestimmung bzw. Abschätzung der größten Verlustquelle, des Abwärmeverlustes, durch CO₂- und Abgastemperaturmessungen. Wegen der Schwankungen des CO₂-Gehaltes in großen

¹ Reichardt, P.: Ein neues Wärmeschaubild des Hochofens. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 1 (1927) Heft 2 S. 77/101.

² Bansen, H.: Wärmewertigkeit, Wärme und Gasfluß, die physikalischen Grundlagen metallurgischer Verfahren. Düsseldorf 1930.

³ Heiligenstaedt: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. (Stahleisen-Bücher Bd. 2) S. 35/41. Düsseldorf 1941.

⁴ Heiligenstaedt, W.: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. (Stahleisenbücher Bd. 2) 2. Aufl. Düsseldorf 1941, S. 41/59.

⁵ Über das Beispiel des Zementdrehofens vgl. S. 175/180.

Rauchgasquerschnitten ist, wenn möglich eine unmittelbare Rauchgas-mengenmessung vorteilhaft. Davon macht der Wirkungsgradmesser nach Germer Gebrauch, indem er Dampfmenge und Dampferzeugungswärme sowie Rauchgasmenge, Abgas- und Lufttemperatur registriert und den Wirkungsgrad, unter Annahme eines konstanten Restgliedes für die übrigen Verluste, unmittelbar anzeigt¹.

Die Abwärmeverluste.

Ist die verfeuerte Brennstoffmenge, die Elementaranalyse des verfeuerten Brennstoffes und die Zusammensetzung des Rauchgases bekannt, so läßt sich der Abwärmeverlust genau berechnen aus der Rauchgasmenge und ihrer Enthalpie. Diese Berechnung kann auch graphisch erfolgen unter Verwendung eines *It*-Diagramms (gegebenenfalls eines vergrößerten Ausschnittes für das Gebiet der vorkommenden Abgastemperaturen). In vielen Fällen und gerade bei der Betriebsüberwachung ist aber weder die verfeuerte Brennstoffmenge noch die Elementaranalyse genau bekannt, so daß Näherungsmethoden verwendet werden müssen. Für diesen Zweck wurden folgende empirische Formeln entwickelt:

1. für Steinkohle: Abwärmeverlust

$$Q_A = \left(0,0051 + \frac{0,6281}{\text{CO}_2}\right) (t_g - t_l) [\%]. \quad (330)$$

CO-Verlust

$$Q_U = \frac{60,345}{\text{CO}_2 + \text{CO}} [\%]. \quad (331)$$

2. für Koks: Abwärmeverlust

$$Q_A = \left(0,0033 + \frac{0,704}{\text{CO}_2}\right) (t_g - t_l) [\%]. \quad (332)$$

CO-Verlust

$$Q_U = \frac{68,335}{\text{CO}_2 + \text{CO}} [\%]. \quad (333)$$

3. für Braunkohle:

$$Q_A = \left(A + \frac{B}{\text{CO}_2}\right) (t_g - t_l) [\%], \quad (334)$$

wobei *A* und *B* Funktionen des Wassergehaltes der verfeuerten Kohle sind und der Abb. 73 entnommen werden können.

$$Q_U = \frac{A \cdot \text{CO}}{\text{CO}_2 + \text{CO}} [\%] \text{ (s. Abb. 74)}. \quad (335)$$

4. Für Heizöl:

$$Q_A = \left(0,0063 + \frac{0,497}{\text{CO}_2}\right) (t_g - t_l) [\%], \quad (336)$$

$$Q_U = \frac{47,987 \cdot \text{CO}}{\text{CO}_2 + \text{CO}} [\%]. \quad (337)$$

¹ Köchling, J.: Ein Wirkungsgradmesser für Kesselanlagen. Arch. Wärmew. Bd. 20 (1939) Heft 7 S. 169/172. — E. Zimmermann: Elektrizitätswirtsch. Bd. 39 (1940) Heft 6 S. 78/80.

5. Für gasförmige Brennstoffe:

a) für Reichgas von $H_u = 4000$ bis 6000 kcal/Nm³

$$Q_A = \left(0,0106 + \frac{0,3263}{CO_2}\right) (t_g - t_i) [\%] \quad (338)$$

(bei Schwelgas von $H_u = 6000$ bis 7000 kcal/Nm³ etwa 10% höher)

$$Q_U = \frac{31,395 \cdot CO}{CO_2 + CO} [\%], \quad (339)$$

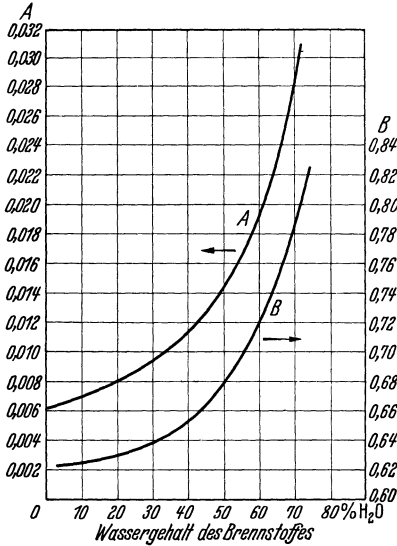


Abb. 73. Beiwerte A und B der Gl. (334).

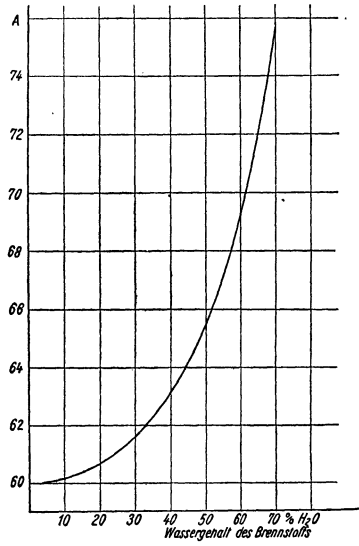


Abb. 74. Beiwert A der Gl. (335).

b) für Mischgas von $H_u = 1300$ bis 1500 kcal/Nm³

$$Q_A = \left(0,0093 + \frac{0,748}{CO_2}\right) (t_g - t_i) [\%] \quad (340)$$

(bei reinem Wassergas von $H_u \cong 2500$ kcal/Nm³ etwa 20% tiefer)

$$Q_U = \frac{71,968 \cdot CO}{CO_2 + CO} [\%], \quad (341)$$

c) für Generatorgas (Luftgas) von $H_u = 1100$ bis 1200 kcal/Nm³

$$Q_A = \left(0,0073 + \frac{0,859}{CO_2}\right) (t_g - t_i) [\%], \quad (342)$$

$$Q_U = \frac{82,648 \cdot CO}{CO_2 + CO} [\%], \quad (343)$$

d) für Gichtgas von $H_u = 900$ bis 1100 kcal/Nm³

$$Q_A = \left(0,0024 + \frac{1,17}{CO_2}\right) (t_g - t_i) [\%], \quad (344)$$

$$Q_U = \frac{112,571 \cdot CO}{CO_2 + CO} [\%]. \quad (345)$$

Diese Formeln erfassen den Verlust durch den Wärmehalt bzw. den ungenutzten Heizwert der abziehenden Rauchgase, sie setzen also eine vollständige Gasbildung in der Feuerung voraus oder, was dasselbe ist, sie erfassen die Verluste der gasbildenden Brennstoffmenge (vgl. darüber S. 227), und die sog. Feuerungsverluste müssen entsprechend bewertet und berücksichtigt werden.

Ableitung.

Zu diesen Formeln gelangt man auf folgende Weise, wobei der Aufbau der Formeln physikalisch exakt ist, während sich die Empirie auf die Größe der Beiwerte beschränkt, so daß die Genauigkeit durch Einschränkung des Anwendungsbereiches (z. B. auf Kohlen bestimmter eng umgrenzter Herkunft) beliebig gesteigert werden kann. Im Gegensatz dazu sind die gebräuchlichen Formeln von Siegert und Hassenstein rein empirisch und geben unerwünscht große Abweichungen vom Sollwert¹.

A. Steinkohle. Bezeichnet man mit J den Wärmehalt des Abgases bei theoretischer Luftmenge ($n=1$) und mit J_l den Wärmehalt der theoretisch notwendigen Luftmenge, so ist der Wärmehalt des Abgases bei der Luftüberschußzahl n

$$J_n = J + (n - 1)J_l. \quad (346)$$

Der Abgasverlust in Prozent vom unteren Heizwert ist dann

$$q\% = \frac{J + (n - 1) \cdot J_l}{H_u} \cdot 100. \quad (347)$$

Man sieht also, daß der Abgasverlust durch eine zweigliedrige Formel dargestellt ist, von der das erste Glied den Verlust durch die Verbrennungsgase bei $n=1$, das zweite Glied den Verlust durch den Luftüberschuß darstellt. Diese physikalische Deutung geht jedoch durch zahlreiche Umformungen verloren. Setzt man

$$J = V \cdot C_{pm}^t \cdot t, \quad (348)$$

so kann man ohne erhebliche Abweichungen für den hier in Frage kommenden Temperaturbereich von 100—400° C, in welchem sich die Abgastemperaturen bewegen, mit einer konstanten mittleren spezifischen Wärme der Gase entsprechend $(C_{pm})_{0^\circ}^{250^\circ}$ rechnen. Die Luftüberschußzahl n wird durch eine CO₂-Messung bestimmt, wobei jedoch zu beachten ist, daß die meisten CO₂-Meßapparate infolge der Abkühlung in den Rohrleitungen und Filtern den CO₂-Gehalt des trockenen Gases messen. Es ist daher der CO₂-Gehalt bezogen auf trockenes Gas (k'_n) als Funktion

¹ Siehe Feuerungstechn. Bd. 17 (1929) Heft 10 S. 109/112, (besonders Abb. 2) und Heft 11 S. 123/125.

der Luftüberschußzahl darzustellen. Der Index n bezieht sich auf die jeweilige Luftüberschußzahl, mit k_n sei der CO_2 -Gehalt bei der Luftüberschußzahl n , bezogen auf nasses Gas, und mit k der maximale Kohlensäuregehalt, bezogen auf nasses Gas, bezeichnet. Ist die entstehende Gasmenge

$$V_n = V + (n - 1) L, \quad (349)$$

so ist der Kohlensäuregehalt

$$k_n = \frac{k \cdot V}{V_n} = \frac{k \cdot V}{V + (n - 1) \cdot L}. \quad (350)$$

Analog ist der Wassergehalt

$$w_n = \frac{w \cdot V}{V + (n - 1) \cdot L} \quad (351)$$

und der Kohlensäuregehalt, bezogen auf trockenes Gas,

$$k'_n = \frac{k_n \cdot V_n}{V_n - w_n \cdot V_n} = \frac{k_n}{1 - w_n}. \quad (352)$$

Bringt man in Gl. (352) $(1 - w_n)$ auf die andere Seite und setzt für w_n und k_n die in Gl. (351) und (350) gefundenen Ausdrücke ein, so erhält man

$$(1 - w_n) \cdot k'_n = k_n, \quad (353)$$

$$\left(1 - \frac{w \cdot V}{V + (n - 1) \cdot L}\right) \cdot k'_n = \frac{k \cdot V}{V + (n - 1) \cdot L}, \quad (354)$$

und durch Klammernauflösung und Multiplikation mit $V + (n - 1) \cdot L$

$$V \cdot k'_n + (n - 1) \cdot L \cdot k'_n - w \cdot V \cdot k'_n = k \cdot V \quad (355)$$

und schließlich durch einige einfache Umformungen

$$(n - 1) = \frac{k \cdot V}{L \cdot k'_n} - \frac{(1 - w) \cdot V}{L}. \quad (356)$$

Der Abgasverlust ist dann:

$$q = \left[\frac{V \cdot C_{p_m}}{H_u} + \left(\frac{k \cdot V}{L \cdot k'_n} - \frac{(1 - w) \cdot V}{L} \right) \frac{L C_{p_l}}{H_u} \right] \cdot 100 \cdot t_g. \quad (357)$$

Auflösung der runden Klammer und Ausmultiplikation des Ausdrucks $(1 - w)$ gibt dann:

$$q = \left[\frac{V C_{p_m}}{H_u} - \frac{C_{p_l} \cdot V}{H_u} + \frac{w \cdot C_{p_l} \cdot V}{H_u} + \frac{k \cdot C_{p_l} \cdot V}{H_u \cdot k'_n} \right] \cdot 100 \cdot t_g. \quad (358)$$

Der Abgasverlust ist somit dargestellt:

1. durch die für den Brennstoff charakteristischen Werte

$$\frac{V \cdot C_{p_m}}{H_u}, \quad \frac{V \cdot C_{p_l}}{H_u} \quad \text{und} \quad \frac{k \cdot V C_{p_l}}{H_u}, \quad (359)$$

2. durch den Wassergehalt des theoretischen Abgases. Dieser ist gleich

$$w = \frac{1,244 (9 H + w)}{V}, \quad (360)$$

wenn H den Wasserstoffgehalt und W den Wassergehalt des Brennstoffes bedeutet, also hauptsächlich bedingt durch den Wasserstoffgehalt des Brennstoffs,

3. durch die Meßwerte k'_n (CO_2 -Anzeige) und die Abgastemperatur t_g , wobei eine Lufttemperatur von 0°C angenommen ist.

Statistisch läßt sich nun nachweisen, daß die unter 1. genannten Ausdrücke für bestimmte Brennstoffbereiche konstant sind, mit unwesentlichen Abweichungen von Mittelwert. Der Versuch, den gesamten praktisch in Frage kommenden Brennstoffbereich vom Holz bis zum Koks mit einer Gleichung und einmal festgelegten Konstanten umspannen zu wollen, ist jedoch aussichtslos. Die zusammenzufassenden Gruppen der Brennstoffe sind hauptsächlich auf Grund ihres Wasserstoffgehaltes zu unterscheiden. Für jede Gruppe mit annähernd konstantem H_2 - und H_2O -Gehalt kann dann auch das dritte Glied der Gl. (358) als konstant angesehen werden, so daß man folgende allgemeine Gleichungen aufstellen kann, die den Abgasverlust theoretisch richtig wiedergeben und deren Genauigkeit lediglich davon abhängt, wieweit man in der Brennstoffgruppen-Unterteilung geht.

$$q = \left(A + w \cdot B + \frac{C}{\text{CO}_2} \right) \cdot 100 (t_g - t_l). \quad (361)$$

Darin bedeutet

$$A = \frac{V \cdot C_{pm}}{H_u} - \frac{V \cdot C_{pl}}{H_u} = \frac{V}{H_u} (C_{pm} - C_{pl}), \quad (362)$$

$$B = \frac{V \cdot C_{pl}}{H_u}, \quad (363)$$

und

$$C = \frac{k \cdot V \cdot C_{pl}}{H_u} = k \cdot B. \quad (364)$$

Für engere Brennstoffbereiche gilt die einfachere Formel

$$q = \left(A + \frac{B}{\text{CO}_2} \right) \cdot 100 (t_g - t_l). \quad (365)$$

Darin ist

$$A = \frac{V \cdot C_{pm}}{H_u} - \frac{V \cdot C_{pl}}{H_u} + \frac{w \cdot V \cdot C_{pl}}{H_u} = \frac{V}{H_u} (C_{pm} - (1 - w) C_{pl}), \quad (366)$$

$$B = \frac{k \cdot V \cdot C_{pl}}{H_u}. \quad (367)$$

Ermittlung der Beiwerte für Steinkohle. Zur Ermittlung der Beiwerte A und B in Gl. (365) für Steinkohle sollen die in der „Hütte“, 25. Aufl., S. 872 aufgeführten Kohlsorten herangezogen werden, wobei mit wechselnden dem geologischen Alter entsprechenden Wassergehalten gerechnet wurde. Die Ergebnisse sind in Zahlentafel 37 als Funktion der flüchtigen Bestandteile, bezogen auf die brennbare Substanz, dargestellt.

Zahlentafel 37.

Bezeichnung	Brennbare Substanz		A	B	Beiwert A der Gleichung (139)
	Heizwert kcal/kg	Flüchtige Bestandteile %			
Schottische Sinterkohle	7460	42	0,005370	0,6240	59,9
Niederschlesische Sinterkohle	7520	41	0,005435	0,6239	60,0
Saarkohle	7900	40	0,005524	0,6197	59,5
Westhartley- <i>Steam-Kohle</i>	7960	37	0,005417	0,6214	59,9
Oberschlesische Gasflammkohle	8100	31	0,005153	0,6313	60,6
Westfälische Gasflammkohle	8240	33	0,005208	0,6226	59,9
Durham-Kokskohle	8370	31	0,005108	0,6272	60,0
Westfälische Fettkohle	8400	24	0,005009	0,6221	59,8
„ Eßkohle	8430	18	0,004801	0,6351	61,0
„ Magerkohle	8450	15	0,004696	0,6378	61,4
Anthrazit	8500	9	0,004310	0,6440	61,8
Mittelwert	—	—	0,005094	0,6281	60,345

Die Veränderlichkeit der Beiwerte A und B kompensiert sich weitgehend, so daß der gesamte Steinkohlenbereich vom Anthrazit bis zur gasreichsten Sinterkohle gut durch eine einzige Formel erfaßt werden kann, entsprechend der Gl. (330), S. 218. Über die Einwirkung des Kohlenstoffverlustes siehe S. 227.

Unvollkommene Verbrennung. Tritt im Abgas noch brennbares Gas auf (insbesondere handelt es sich dabei um CO), so ist in Formel (330) der Ausdruck $\text{CO}_2 + \text{CO}$ an Stelle von CO_2 einzuführen. Darüber hinaus ist jedoch noch der Verlust zu berücksichtigen, den der Heizwert des unverbrannt abziehenden Kohlenoxyds, das sind 3020 kcal/Nm^3 , verursacht. Auch dieser Verlust läßt sich leicht formelmäßig erfassen und unter Benutzung der CO_2 - und CO -Messung ohne Kenntnis des Heizwertes des Brennstoffes und seiner Elementaranalyse errechnen. Der Verlust durch CO-Bildung beträgt:

$$q_{\text{CO}} \% = \frac{\text{CO}}{100} \cdot 3020 \cdot \frac{V_{n\text{tr}}}{H_u} \cdot 100. \quad (368)$$

$V_{n\text{tr}}$, die trockene Abgasmenge in Nm^3 aus 1 kg Brennstoff bei der Luftüberschußzahl $n=1$ ist aber

$$V_{n\text{tr}} = V_{\text{tr}} + (n-1)L \quad (369)$$

und $(n-1)$, wie vorher,

$$(n-1) = \frac{k \cdot V}{L \cdot k'_n} = \frac{(1-w)V}{L}. \quad (370)$$

Es ist also

$$V_{n\text{tr}} = V_{\text{tr}} + \frac{k \cdot V}{k'_n} - (1-w)V = \frac{k \cdot V}{k'_n}, \quad (371)$$

da

$$V_{\text{tr}} = (1-w) \cdot V \quad (372)$$

gesetzt werden kann, ist der CO-Verlust in Prozent

$$q_{\text{CO}} = \frac{\text{CO} \cdot 3020 \cdot k \cdot V}{H_u (\text{CO}_2 + \text{CO})} \quad (373)$$

oder allgemein

$$q_{\text{CO}} \% = \frac{A \cdot \text{CO}}{\text{CO}_2 + \text{CO}}, \quad (374)$$

worin $A = \frac{k \cdot V \cdot 3020}{H_u}$ zu setzen ist, ein Ausdruck, der für Steinkohle mit genügender Genauigkeit konstant angenommen werden kann, und zwar ergibt sich als Mittelwert der in Zahlentafel 37 letzte Spalte zusammengestellten Werte $A = 60,345$, so daß nunmehr die Gleichung für den Verlust durch CO-Bildung lautet

$$q_{\text{CO}} \% = \frac{60,345 \cdot \text{CO}}{\text{CO}_2 + \text{CO}}. \quad (375)$$

In Abb. 75 ist der Verlust in Abhängigkeit vom $(\text{CO}_2 + \text{CO})$ -Gehalt dargestellt, der durch 1% CO im Abgas auftritt. Man findet sehr häufig

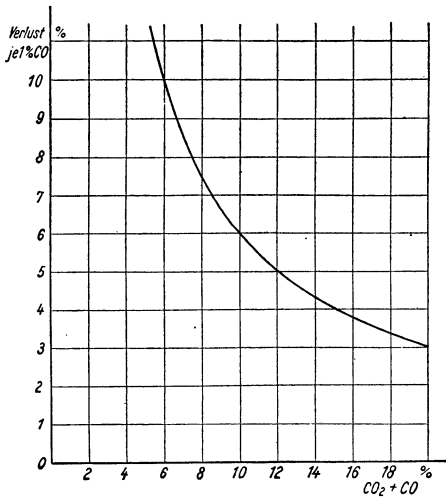


Abb. 75. Verlust für 1% CO-Gehalt im Abgas in Abhängigkeit vom $(\text{CO}_2 + \text{CO})$ -Gehalt (Steinkohle).

den Gebrauch, für je 1% CO im Abgas einen Verlust von 4% der verfügbaren Wärme einzusetzen. Aus Abb. 75 erkennt man, daß dieser Wert nur bedingt richtig ist, wohl aber in dem praktisch wichtigen Bereich liegt. Gl. (375) erübrigt in Zukunft derartige Schätzwerte, da sie den Verlust genau zu berechnen gestattet.

B. Braunkohle. Bei den Braunkohlen ist die formelmäßige Erfassung des ganzen Bereiches etwas schwieriger, besonders da der Ausdruck V/H_u für Kohlen verschiedenen Wassergehaltes nicht konstant ist, sondern sogar starke Abweichungen zeigt, die sich in keiner Weise irgendwie ausgleichen. Es

kann nun aus den Beiwerten A , B und C der Gl. (361) der Wert V/H_u ausgeklammert und als Funktion des Wassergehaltes dargestellt werden. Man erhält eine Gleichung von der Form

$$\frac{V}{H_u} = a + b \left(\frac{w}{1-w} \right)^c. \quad (376)$$

Die Größenordnungen sind ungefähr für a 0,0011, für b 0,00033 und für den Exponenten c 1,05. Da jedoch das Rechnen mit unrunder Ex-

ponenten gern vermieden wird, soll davon Abstand genommen werden, die Korrektur der Konstanten als Funktion des Wassergehaltes vorzunehmen. Untersucht man nämlich verschiedene Reviere, so findet man, daß sich die deutschen Braunkohlen aus dem Halle-Bitterfelder Revier, aus der Lausitz und aus dem Rheinland, bezogen auf ihre brennbare Trockensubstanz, ganz gut auf eine Formel bringen lassen. Diese „Mittelkohle“, wie wir sie bezeichnen wollen, ist aus sieben verschiedenen deutschen Kohlen nach den Angaben der „Hütte“ 24. Aufl., S. 869 gemittelt und der weiteren Untersuchung zugrunde gelegt. Alle drei Konstanten A , B und C der Gl. (361) werden mehr oder weniger stark vom Wassergehalt des Brennstoffes beeinflußt, wie aus Zahlentafel 38 hervorgeht.

Zahlentafel 38.

Wassergehalt des Brennstoffes %	A	B	C	$A + B$
0	0,00614	0	0,6131	0,00614
10	0,00635	0,00067	0,6247	0,007026
30	0,00688	0,00268	0,6397	0,009560
50	0,00799	0,00660	0,6803	0,014593
70	0,01112	0,01779	0,7866	0,028909

Demgemäß lassen sich zunächst für die drei praktisch wichtigsten Fälle $W = 15\%$ (Brikett und Braunkohlenstaub), $W = 50\%$ (Mittelwert für gute Rohbraunkohle) und $W = 60\%$ (Mittelwert für sehr nasse Rohbraunkohle) folgende drei Gleichungen aufstellen:

Für 15% Wassergehalt im Brennstoff

$$q_A \% = \left(0,00747 + \frac{0,626}{\text{CO}_2} \right) (t_g - t_l). \quad (377)$$

Für 50% Wassergehalt im Brennstoff

$$q_A \% = \left(0,01459 + \frac{0,680}{\text{CO}_2} \right) (t_g - t_l) \quad (378)$$

und für 60% Wassergehalt im Brennstoff

$$q_A \% = \left(0,0194 + \frac{0,720}{\text{CO}_2} \right) (t_g - t_l). \quad (379)$$

In Zahlentafel 38 sind die Werte für A , B und C aus Gl. (361) zusammengestellt, $A + B$ und C entsprechen den Werten A und B in Gl. (334). Man kann daher den ganzen Bereich der Braunkohlen bei verschiedenem Wassergehalt durch die Formel (334) erfassen.

Unvollkommene Verbrennung. Bei unvollkommener Verbrennung bietet sich dasselbe Bild wie beim Abgasverlust. Infolge der Veränderlichkeit des Ausdrucks V/H_u ist der Beiwert A der Gleichung

$$q_{\text{CO}} \% = \frac{A \cdot \text{CO}}{\text{CO}_2 + \text{CO}}, \quad (380)$$

worin $A = \frac{k \cdot V \cdot 3020}{H_u}$ ist, eine Funktion des Wassergehaltes. A kann der Kurventafel Abb. 73 entnommen werden. Eine ähnliche Formel ist von Brauss aufgestellt worden, sie lautet:

$$q_{CO} \% = \frac{70 \cdot CO}{CO_2 + CO} \quad (381)$$

Aus Abb. 74 kann man entnehmen, daß diese Formel nur für einen ganz bestimmten Wassergehalt, nämlich etwa 62%, Gültigkeit hat.

In ganz gleicher Weise können die Formeln (336) bis (345) für flüssige und gasförmige Brennstoffe abgeleitet werden.

Verluste durch Unverbranntes.

Das Unverbrannte tritt als Verlust durch unverbrannte Gase, als Flugkoks und Ruß, als Unverbranntes in den Herdrückständen und als Rostdurchfall auf. Das Unverbrannte in den Gasen ist vorwiegend Kohlenoxyd, in seltenen Fällen auch Wasserstoff oder Spuren von Kohlenwasserstoffen, es kann daher durch die Formeln (331), (335) usw. erfaßt werden. Ein neues Verfahren zur Bestimmung des Wärmeverlustes durch unverbrannte Gase hat Bühne angegeben¹.

Die Verluste durch Flugkoks und Ruß sind meßtechnisch kaum zu erfassen, auf einige Ansätze zur Bestimmung des Kohlenstoffverlustes ist S. 163 hingewiesen worden. Nur der in den Aschentrichtern angesammelte gröbere Flugstaub und der in etwa nachgeschalteten Flugaschenabscheidern angesammelte Anteil läßt sich mengenmäßig erfassen, ebenso kann der Rückstand der Roste gesammelt, gewogen und analysiert werden. Der dort auftretende Gehalt an Brennbarem ist wohl in allen Fällen ein weitgehend entgaster Kohlenstoff, so daß er gewöhnlich mit einem Heizwert von 8080 kcal/kg in Rechnung gesetzt wird. Da aber auch schon ein geringer Sauerstoffgehalt den Heizwert drückt, ist es zweckmäßiger mit dem abgerundeten Wert von 8000 kcal/kg zu rechnen. Da hingegen der Rostdurchfall je nach Bauart des Rostes, besonders in den vorderen Zonen, auch frische, wenig oder gar nicht entgaste Kohle enthält, ist er möglichst von den übrigen Rückständen getrennt zu halten und zu analysieren, da ja sein Heizwert wesentlich unter dem Kohlenstoffheizwert liegen kann.

Die Entstehung und die Menge des Flugkokes hängt vom Brennstoff, seiner Körnung, besonders seinem Anteil an Feinstkorn, von der ärodynamischen Belastung des Rostes, von der Feuchtigkeit des Brennstoffs und seiner Backfähigkeit, von der Art der Verfeuerung (Deckschichten-Verfahren), der Rostbauart (Planrost, Wanderrost, Schürrost), der Größe und Höhe des Feuerraumes und den damit gegebenen Möglichkeiten zu einer vollständigen oder teilweisen Verbrennung der

¹ Bühne, W.: Brennstoff- u. Wärmew. Bd. 21 (1939) Heft 11 S. 202/205.

mitgerissenen Teilchen in der Schwebe ab. Der Flugkoksvverlust liegt daher am höchsten bei den nicht backenden Magerfeinkohlen (4 bis 8%), bei denen die Rostwärmebelastung zweckmäßig auf etwa 0,8 bis $0,9 \cdot 10^6$ kcal/m² h begrenzt wird, sie vermindert sich bei Magerförderkohle und noch weiter bei Mager-Nußkohlen (2 bis 4%). Wesentlich geringer sind diese Verluste bei den Eßkohlen und bei Gasflamkohlen und am geringsten bei den backenden Fettkohlen. Ähnlich liegen die Verhältnisse bei den Braunkohlen, bei denen die mulmigen, erdigen Braunkohlen naturgemäß die höchsten, knorpelige, stückige (insbesondere abgeseibte) Braunkohlen dagegen wesentlich geringere Flugkoksvverluste ergeben. Als wichtigstes verfahrensmäßiges Hilfsmittel zur Verringerung dieser Verluste ist die Rückführung der in den Aschetrichtern angesammelten gröberen (und daher meist noch heizkräftigen) Flugstaubmengen durch Einblasen in den Feuerraum, wobei die Verluste etwa auf die Hälfte zurückgehen. Der feinste flugfähige Staub wird auf diese Weise nicht erfaßt. Zweitluftzuführung verbessert die Möglichkeit der Flugkoksvverbrennung, genügend große Feuerräume vorausgesetzt. Der in Flugascheabscheidern, Elektrofiltern usw. niedergeschlagene Staub ist meist so aschereich, daß seine Rückführung in den Feuerraum (aus wärmewirtschaftlichen Gründen) nicht lohnt, doch ist dies von Fall zu Fall zu untersuchen. Die Rückführung von Elektrofilterstaub ist in einigen Fällen dagegen durchgeführt worden¹, um den Staub auf diese Weise durch Zusammenschmelzen zu granulieren und seine Beseitigung zu erleichtern, bei dieser Gelegenheit wird auch sein geringer Gehalt an Brennbarem noch zu einem gewissen Teil ausgenutzt.

Tritt ein namhafter Kohlenstoffverlust auf, so ist darauf zu achten, daß alle angegebenen Methoden zur Bestimmung der Abwärmeverluste nur den Teil erfassen, der wirklich vergast bzw. verbrannt ist (sich also auf die gasbildende Brennstoffmenge beziehen). Hätte man z. B. einen Verlust durch Rostdurchfall und Unverbranntes von 5% festgestellt und nach Gl. (330) und (331) einen Abwärmeverlust von 20%, einen CO-Verlust von 3%, so sind nur etwa 95% des Brennstoffes wirklich verbrannt und der Abgasverlust, bezogen auf den in die Feuerung eingeführten Brennstoff, beträgt dann $0,95 \cdot 20 = 19\%$, der CO-Verlust $0,95 \cdot 3 = 2,85\%$.

Leitungs- und Strahlungsverluste.

Diese Verluste sind abhängig von der Größe der wärmeabgebenden Oberflächen, der Oberflächentemperatur (also der Güte der Wärmedämmung), der Umgebungstemperatur, den Luftströmungen des umgebenden Raumes, der absoluten Leistung und der Belastung. Grund-

¹ Mitt. a. d. Arbeitsbereich der Metallgesellschaft A.-G. Frankfurt a. M. (1935) Heft 10 S. 17/22 — Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 6 S. 70.

sätzliche Zahlenangaben sind daher mit entsprechender Vorsicht zu verwenden, Anhaltswerte vermittelt Abb. 76 nach Praetorius^{1, 2}. Die Verluste normaler Wasserrohrkessel liegen bei ihrer Regellast etwa zwischen den Kurven *A* und *B* (eingezeichnetes Beispiel: 500 m²-Kessel, Vollast-Leitungs- und Strahlungsverlust 4,5%). Kessel mit teilweiser Strahlungsheizfläche liegen etwa zwischen *B* und *C*, reine Strahlungskessel zwischen *C* und *D*, für Flammrohrkessel gilt Linie *E*. Bei Teillasten ist zunächst die Kurvenschar *A—E* zu benutzen, sodann auf die von links nach rechts verlaufenden Geraden überzugehen. Ablesung

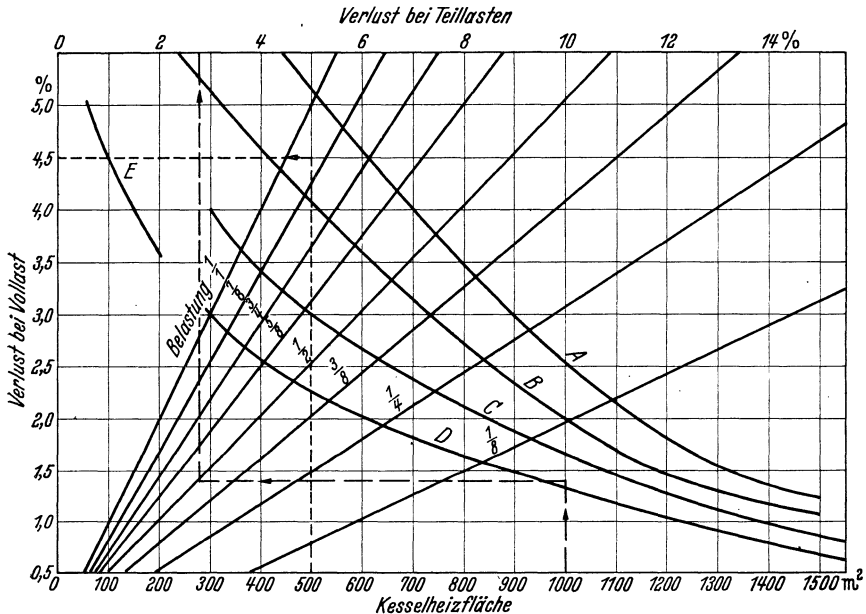


Abb. 76. Leitungs- und Strahlungsverluste von Kesselanlagen (nach Praetorius).

erfolgt am oberen Bildrand (2. Beispiel 1000 m²-Strahlungskessel, Belastung 1/2, Verlust 2,8%). Gewöhnlich werden die Strahlungs- und Leitungsverluste in der Wärmebilanz als Restverlust ausgewiesen, zumal die Messung infolge der Verschiedenheit der auftretenden Oberflächentemperaturen nicht einfach ist. Die Wärmeübergangszahlen vom Mauerwerk auf die umgebende Luft liegen in der Größenordnung von 4 bis 5 kcal/m² h° C. Der Restverlust enthält — neben der Summe der Meßfehler — auch alle sonstigen, nicht erfaßten Verluste, dazu gehört, Beharrungszustand vorausgesetzt, der meist nicht erfaßte Verlust durch Flugkoks und Rußbildung, Undichtigkeitsverluste u. ä.

¹ Praetorius, E.: Strahlungs- und Abkühlverluste von Kesseln und Wärmespeichern. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1932) Heft 6 S. 157/160.

² Wärmetechnische Arbeitsmappe. (Arch. Wärmewirtsch.) Berlin 1934.

Bei Öfen^{1,2} nehmen diese Verluste wesentlich höhere Werte an. Die Arbeitstemperaturen liegen durchweg höher als beim Kessel, die absoluten Größen sind geringer, die abkühlenden Oberflächen relativ größer und die Wandinnentemperaturen müssen in vielen Fällen gerade durch die Zulassung entsprechender Wärmeverluste auf bestimmten Grenztemperaturen gehalten werden. Eine Isolierung nach rein wärmetechnischen Gesichtspunkten kommt also hier nicht in Frage. Dazu kommen die Verluste durch Wärmeableitung in den Boden, die Abstrahlung der Ofentüren, die Undichtigkeits- und die Ausflammverluste.

Ausflammverluste.

Die Ausflammverluste treten bei Flammöfen, Schmiedeöfen, Wärmöfen und dgl. durch das Herausschlagen der Flammen oder das Ausreten der Gase aus undichten oder offenstehenden Türen (z. B. während der Beschickung) auf. Sie sind meßtechnisch nicht erfaßbar und können daher nur rechnerisch in ihrer Größenordnung einigermaßen ermittelt werden. Hierzu kann Gl. (74) S. 26 dienen, wobei nach Heiligenstaedt³ mit einer Ausflußzahl α von 0,6 bis 0,7 zu rechnen ist. Dabei ist auf die Lage des Drucknullpunktes und die Druckzunahme nach oben durch die starke Auftriebswirkung der heißen Gase zu achten. Muß die Tür, wie es bei Schmiedeöfen für große und sperrige Stücke vorkommen kann, ganz oder halb offen stehen, so ist es empfehlenswert, die verbleibende Öffnung mit Steinen zuzusetzen oder gar zu vermauern⁴.

Soweit derartige, oft konstruktiv bedingte Öffnungen im Bereich starker Unterdrucke liegen, können sehr erhebliche Falschlufmengen eingezogen werden. In starkem Maße ist dies z. B. bei Drehöfen der Fall, wo der Ofen mit seinem kalten Ende in die Rauchgas- bzw. Staubkammer hineinragt. Auf die dadurch bedingte, erhebliche Zunahme der Rauchgasmenge ist bei der Bemessung anschließender Heizflächen (Abhitzeessel) und anderer Apparaturen (Filter, Saugzuganlagen u. dgl.) zu achten.

Speicherverluste (Unbeharrungsverluste).

War bei der bisherigen Aufzählung der Verluste Beharrungszustand bei gleichbleibender Belastung vorausgesetzt, so treten im wirklichen Betrieb vor allem noch die Unbeharrungsverluste hinzu, die dadurch

¹ Trinks, W.: Industrieöfen. Bd. 1 u. 2. Berlin 1928 u. 1931.

² Heiligenstaedt, W.: siehe Fußnote 3 S. 217.

³ Heiligenstaedt, W.: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. 2. Aufl. Düsseldorf 1941. S. 24/26.

⁴ Trinks, W.: Industrieöfen. Bd. 1. Berlin 1928. S. 82/83.

entstehen, daß ein kalter Kessel oder Ofen nach seiner Anheizung erst auf Beharrungstemperatur gebracht werden muß, wobei eine nicht unbeträchtliche Wärmemenge in die noch kalten Mauerwerks- und Eisenteile (zuzüglich der kalten Kesselfüllung) eingespeichert wird. Die Nutzwärme wird daher zunächst Null sein, der Verlust also 100% ausmachen; mit zunehmender, meist Stunden in Anspruch nehmender Annäherung an den Beharrungszustand gehen dann die zusätzlichen Speicherverluste infolge der eintretenden Wärmesättigung zurück, um im wirklichen Beharrungszustand Null zu werden. Die Zeit zur Er-

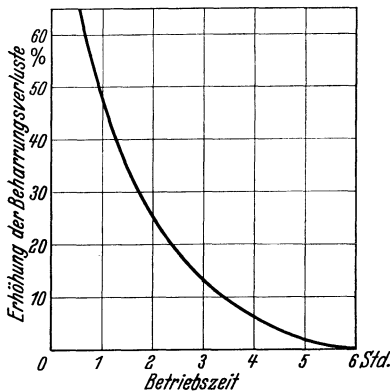


Abb. 77. Erhöhung der Beharrungsverluste in % während der Einlaufzeit eines Kessels (nach Praetorius).

reichung dieses Zustandes ist sowohl von der Bauart des Kessels, seiner absoluten Größe, seiner durchzuwärmenden Masse, als auch von der Feuerungsbelastung während der Anheizzeit und einer Reihe ähnlicher Faktoren abhängig, so daß auch hier allgemeingültige Angaben nur schwer möglich sind. Einen Anhalt gibt Abb. 77 nach Praetorius, der eine Reihe von Untersuchungen über die zusätzlichen Anheiz- und Einlaufverluste angestellt hat^{1,2}. Hat also ein Kessel im Beharrungszustand einen Wirkungsgrad von 80%, so treten zu den 20% Beharrungsverlusten beispielsweise nach 2 h Betriebszeit noch $0,25 \cdot 20 = 5\%$ Speicherverluste.

Bei unterbrochener Betriebsweise einer Kesselanlage, wie sie ja bei kleineren und mittleren Industriebetrieben fast die Regel ist, lassen sich die Unbeharrungsverluste dadurch verringern, daß die Auskühlung des Kessels möglichst gering gehalten wird. Dazu gehört einerseits ein möglichst dichtes und gut isoliertes Mauerwerk, um die äußere Auskühlung zu verringern, andererseits eine Unterbindung aller Luftzufuhr und aller Konvektionsströme in den Rauchgaswegen des Kessels nach dem Abstellen. Zu diesem Zweck sollen nicht nur Kessel und Feuerung möglichst dicht abschließbar sein, sondern vor allem muß die dauernde, noch kräftige Zugwirkung des Schornsteins ausgeschaltet werden; diesem Zweck dient die Wärmesperre.

¹ Praetorius, E.: Wärmewirtschaft im Kesselhaus. (Wärmelehre und Wärmewirtschaft in Einzeldarstellungen Bd. 8.) Dresden und Leipzig 1930, S. 143/169.

² Praetorius, E.: Billige Kessel, billiger Dampf. (Schriftenreihe Ingenieur-bildung Heft 1) Berlin 1932, S. 124/131.

Abhängigkeit des Wirkungsgrades von der Belastung.

Um besonders den Einfluß der Kesselbelastung zu verdeutlichen, haben Funk und Ralston¹ in folgender Weise diese Abhängigkeit in die Form einer mathematischen Gleichung gekleidet. Ausgehend von der Bilanzkurve, die den Wärmeaufwand in Abhängigkeit von der Wärmeleistung darstellt, gelangt man theoretisch, d. h. ohne Einbeziehung irgendwelcher Verluste, bei gleichen Maßstäben für den Wärmeaufwand (y) und die Wärmeleistung (x) zu einer geraden, unter 45° verlaufenden Linie (D in Abb. 78)

$$y = x . \quad (382)$$

Hierzu kommt ein konstanter Verlust

$$y = c , \quad (383)$$

der sog. Leerlaufverlust, der unter anderem auch die Ventilatorenarbeit und sonstige mechanische Antriebe im Leerlauf enthält. Als drittes sind diejenigen Verluste anzuführen, die mit wachsender Belastung ansteigen, so z. B. die Vergrößerung des Strahlungsverlustes, die Erhöhung der Abgastemperatur, die Steigerung des Verbrennlichen in den Rückständen, der wachsende Kraftverbrauch der Ventilatoren usw., Verluste, die mit wachsender Belastung stärker als linear zunehmen nach einem Gesetz von der Form

$$y = a \cdot x^b , \quad (384)$$

worin $b > 1$ ist. Endlich ergeben sich, besonders bei sehr geringen Belastungen, Verluste durch die Schwierigkeit in der Aufrechterhaltung geringer Brennstoff-Schichtdicken, durch die geringe Luftgeschwindigkeit und die niedrige Verbrennungstemperatur, die sich in die Form

$$y = d \cdot e^{-fx} \quad (385)$$

bringen lassen. Diese vier Größen addiert ergeben die Bilanzkurve (B

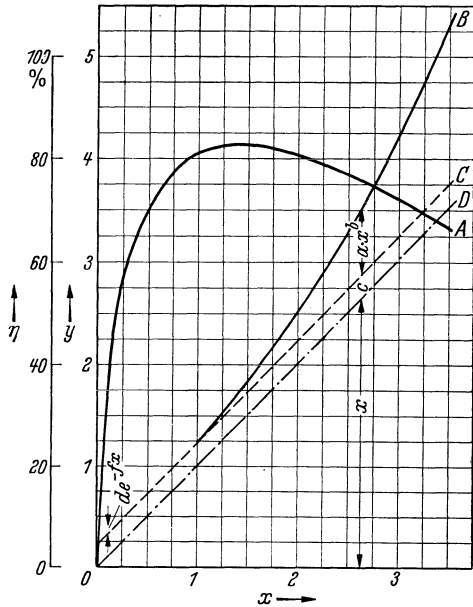


Abb. 78. Bilanz- und Wirkungsgradkurve eines Kessels.

¹ Funk, N. E., u. Farly C. Ralston: Boiler Plant Economics. Am. Soc. Mech. Eng. Bd. 45 (1923) S. 607.

in Abb. 78), die sich aus der Kesseluntersuchung ergibt, zu

$$y = x + a \cdot x^b + d \cdot e^{-fx} + c, \quad (386)$$

und daraus wird der Wirkungsgrad

$$\eta = \frac{x}{y} \quad (387)$$

für jede gewünschte Belastung ermittelt. Zur Zergliederung der experimentell gefundenen Bilanzkurve bildet man

$$z = y - x = a \cdot x^b - c, \quad (388)$$

was unter Vernachlässigung des Gliedes $d \cdot e^{-fx}$ den Gesamtverlust darstellt. Wählt man drei Punkte x_1 , x_2 und x_3 auf der Bilanzkurve so, daß $\frac{x_2}{x_1} = \frac{x_3}{x_2}$ wird, so wird

$$c = z_0 = \frac{z_2 - \frac{z_2 - z_1}{z_3 - z_2} \cdot z_3}{1 - \frac{z_2 - z_1}{z_3 - z_2}}$$

und für $x = 1$

$$z = a + c, \quad (389)$$

so daß die Berechnung von b übrigbleibt. Um die Größenordnung der Beiwerte zu zeigen, sei erwähnt, daß Funk und Ralston als Zahlenbeispiel für den von ihnen untersuchten Kessel angeben

$$y = x + 0,02 \cdot x^{3,46} + 0,27. \quad (390)$$

Darin ist $x = 100\%$ rating = 1 gesetzt¹.

Maßgebend für den Verlauf der η -Kurve ist besonders das Glied $a \cdot x^b$, je mehr sich dieses seiner Geraden anschmiegt, um so weniger fällt die Kurve ab, um bei $b = 1$ schließlich dauernd anzusteigen. Bei sehr gutem Ausbrand und bei viel nachgeschalteter, die Abgastemperaturschwankungen ausgleichender Heizfläche (z. B. große Ekonomiser und Luftvorwärmer) nähert man sich diesem Idealzustand und erhält über einen sehr weiten Belastungsbereich einen wenig schwankenden Wirkungsgrad.

Ähnlich wie beim Anheizen eines Kessels treten auch beim Übergang von einem Beharrungszustand bei niedriger Last zu einer höheren Belastung Speicherverluste, wenn auch wesentlich geringeren Ausmaßes auf. Umgekehrt liefert der Kessel bei fallender Belastung zusätzlich Wärme aus seinem Wärmehalt, so daß sich, über einen genügend langen Zeitraum betrachtet, die Unbeharrungsverluste durch Belastungswechsel etwa ausgleichen.

¹ Die amerikanische Kesselleistungsangabe 100% rating s. Anhang S. 428.

Die Wärmeübertragung¹.

Wärmeübergang durch Strahlung.

Strahlung des absolut schwarzen Körpers.

Die durch Strahlung übertragene Wärmemenge ist nach der theoretischen Ableitung von Boltzmann eine Funktion der 4. Potenz der absoluten Temperatur, ein Gesetz, das von Stefan experimentell bestätigt wurde und als Stefan-Boltzmannsches Strahlungsgesetz in der Wissenschaft und Technik Eingang gefunden hat:

$$Q = \sigma \cdot T^4. \quad (391)$$

Streng bewiesen ist dieses Gesetz nur für den absolut schwarzen Körper, der aber in der Technik kaum vorkommt, denn selbst die Strahlung eines stark berußten Körpers beträgt erst 90 bis 95% der Strahlung des absolut schwarzen Körpers. Als absolut schwarze Strahlung kann die Hohlraumstrahlung angesehen werden. Die Konstante $\sigma = 5,77 \cdot 10^{-12}$ Watt cm^{-2} Grad⁻⁴ ist Gegenstand zahlreicher Untersuchungen² gewesen. Für technische Rechnungen verwendet man Gl. (391) vorwiegend in der Form

$$Q = C_0 \left(\frac{T}{100} \right)^4, \quad (392)$$

¹ Die Grundgesetze der Wärmeübertragung spielen bei vielen feuerungstechnischen Berechnungen eine große Rolle, sie sind jedoch im Schrifttum der letzten Jahre so ausführlich behandelt, daß wir uns hier mit einer ganz kurz gehaltenen Übersicht begnügen unter besonderer Berücksichtigung der für die Berechnung der Feuerungen und Kessel wichtigsten Arbeiten. Im übrigen wird auf das Schrifttum hingewiesen: Gröber, H.: Einführung in die Lehre von der Wärmeübertragung. Berlin 1926. — Gröber, H., u. S. Erk: Die Grundgesetze der Wärmeübertragung. 2. Aufl. Berlin 1933. — Merkel, Fr.: Die Grundlagen der Wärmeübertragung (Wärmelehre und Wärmewirtschaft in Einzeldarstellungen, Bd. 4). Dresden u. Leipzig 1927. — Jakob, M., u. S. Erk: Wärmeschutz und Wärmeaustausch. (In A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. 1, Tl. 1). Leipzig 1933. — Hegelmann, E.: Wärmeübertragung. (In E. Berl: Chemische Ingenieur-Technik, Bd. 2, S. 97/142.) Berlin 1933. — ten Bosch, M.: Die Wärmeübertragung. 3. Aufl. Berlin 1936. — Schmidt, Ernst: Einführung in die technische Thermodynamik. Berlin 1936, S. 257/289. — McAdams, William H.: Heat Transmission. New York u. London 1933. — Schack, Alfred: Der industrielle Wärmeübergang. 2. Aufl. Düsseldorf 1940. — Münzinger, Fr.: Dampfkraft. 2. Aufl. Berlin 1933, S. 66/130 (unter besonderer Berücksichtigung der Wasserrohrkessel). — Heiligenstaedt, W.: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. 2. Aufl. Düsseldorf 1941, S. 72/195 (unter besonderer Berücksichtigung der Industrieöfen).

² Kussmann, A.: Bestimmung der Konstanten des Stefan-Boltzmannschen Gesetzes. Z. Phys. Bd. 25 (1924) S. 58/82; dort eingehende Schrifttumsangaben.

darin ist die Strahlungszahl $C_0 = 4,96 \text{ kcal/m}^2 \text{ h (Grad K)}^4$. Die Zahlenwerte $(T/100)^4$ können der Tafel 65 im Anhang S. 424 entnommen werden.

Strahlung grauer Körper.

Die Strahlung der festen, nicht absolut schwarzen Körper, der sog. „grauen Körper“, läßt sich durch ein dem Stefan-Boltzmannschen Gesetz ähnliches Gesetz angenähert darstellen. Man behält aus praktischen Gründen (um gebrochene Potenzen zu vermeiden) die 4. Potenz der absoluten Temperaturen bei, findet dann jedoch durch empirische Messungen eine Strahlungszahl C_1 , die von der Natur und Oberflächenbeschaffenheit des strahlenden Körpers und außerdem noch von der Temperatur abhängig ist. Diese Strahlungszahl ist stets kleiner als C_0 ; einige für technische Feuerungen wichtige Strahlungszahlen sind in Zahlentafel 39 zusammengestellt.

Zahlentafel 39. Strahlungszahlen.

Stoff	Oberflächenbeschaffenheit	Temperatur °C	Strahlungszahl
Ziegelmauerwerk	rauh	22	4,6 ¹
Silikastein	rauh	1000	4,05 ²
Silikastein	rauh, schlackig	1100	4,25 ²
Schamottestein	glasiert	1000	3,7 ²
Stahlblech	starke rauhe Oxydschicht	24	3,98 ¹
„	dichte, glänzende Oxydschicht	24	4,06 ¹
„	unbearbeitet, glatt	900	2,97 ²
„	unbearbeitet, glatt	1035	2,80 ²
Flußeisen	unbearbeitet, rau	925	4,31 ²
„	unbearbeitet, rau	1045	4,58 ²
„	unbearbeitet, rau	1118	4,85 ²
Kohle	glühend	—	3,9—4,0
Lampenruß	glatt	0—50	4,4

Man erkennt aus den Untersuchungen von Polak³ und von Senftleben und Benedict³ daß C_1 von der Temperatur abhängig ist und daß das T^4 -Gesetz damit durchbrochen ist. Schwierigkeiten bereitet auch die genaue Definition der Oberflächen und ihrer Rauigkeit. Die Strahlungszahlen liegen meist in dem Bereich von 3,5 bis 4,5, größere Abweichungen zeigen vor allem metallische Flächen (besonders glänzende, polierte Oberflächen) und Metallanstriche. Wegen ihrer niedrigen Strahlungszahlen gelten sie als Strahlungsschutz.

¹ Schmidt, E.: Wärmestrahlung technischer Oberflächen bei gewöhnlicher Temperatur. Beih. z. Gesundh.-Ing. 1927 Reihe I Nr 20.

² Polak, V.: Versuche über die Bestimmung der Strahlungszahlen fester Körper. Z. techn. Phys. Bd. 8 (1927) Heft 8 S. 307/312.

³ Senftleben, H., u. E. Benedict: Über die optischen Konstanten und Strahlungsgesetze der Kohle. Ann. Phys. Lpz. Bd. 54 (1917) S. 65/78.

Steht der heißere Körper 1 von der Temperatur T_1 , der Strahlungszahl C_1 und der Fläche F_1 mit dem kälteren Körper 2 von der Temperatur T_2 , der Strahlungszahl C_2 und der Fläche F_2 im Wärmeaustausch und ist C_0 wieder die Strahlungszahl. des absolut schwarzen Körpers, so lassen sich aus Gl. (392) und dem Kirchhoffschen Gesetz (Emission zu Absorption $E_1/A_1 = E_0$) leicht folgende Beziehungen ableiten:

Bei zwei unendlich großen, parallelen Flächen oder bei endlichen (oder sehr) nahen und parallelen Flächen, bei welchen $F_1 = F_2 = F$ ist, gilt

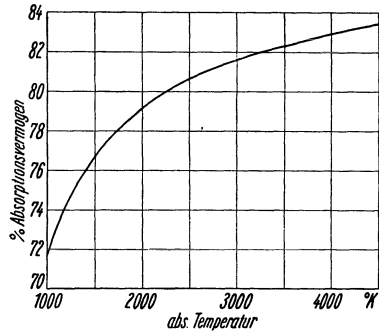


Abb. 79. Wirksames Absorptionsvermögen von Kohle in Abhängigkeit von der absoluten Temperatur nach Senftleben und Benedict.

$$Q = F \cdot C \cdot \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right], \tag{393}$$

$$C = \frac{1}{\frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} - \frac{1}{C_0}}. \tag{394}$$

Bei zwei endlichen, beliebig zueinander stehenden Flächen dagegen ist

$$Q = F_1 \cdot C \cdot \varphi_{12} \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right], \tag{395}$$

$$C = \frac{C_1 \cdot C_2}{C_0}. \tag{396}$$

Darin bedeutet:

T_1 die absolute Temperatur des eben und an allen Stellen gleich temperierten, diffus strahlend gedachten, strahlenden Körpers von der Fläche F_1 m² (z. B. Oberfläche eines Brennstoffbettes),

T_2 entsprechend die absolute Temperatur des bestrahlten Körpers (z. B. die Außenoberfläche der direkt bestrahlten Wasserrohre eines Kessels),

C die Strahlungszahl und

φ_{12} das Winkelverhältnis oder den geometrischen Intensitätsfaktor, der angibt, welcher Betrag der von der Rostfläche (1) ausgesandten Strahlen die Heizfläche (2) trifft. Hätten alle den Feuerraum umschließenden Wandungen dieselbe Temperatur, so gäbe φ_{12} unmittelbar das Verhältnis der an die Fläche (2) übertragenen Wärmemenge zu der gesamt abgestrahlten Wärmemenge an.

Das Winkelverhältnis.

Wird die strahlende Fläche ganz von der bestrahlten eingeschlossen, so ist das Winkelverhältnis $\varphi = 1$. Dieser Fall kommt indessen nicht

allzu häufig vor, bei Flammrohr-, Lokomotiv- und Lokomobilekesseln und stehenden Röhrenkesseln ist er angenähert verwirklicht, wenn man von den Feuertüren und den Einbauten wie Zündsteine oder Gewölbe, Feuerschirme usw. absieht. Meist stehen jedoch nach Größe und Lage verschiedene Flächen im Strahlungsaustausch, an dem auch noch mittelbare Heizflächen (z. B. Feuerraumwände) teilnehmen. Die Richtungs-

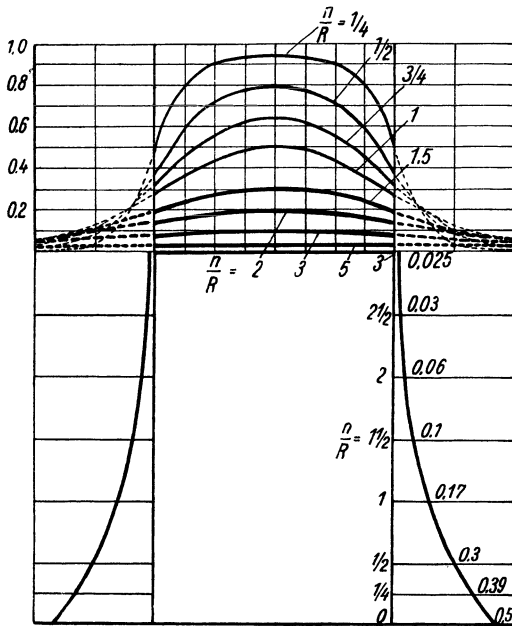


Abb. 80. Verteilung der geometrischen Strahlungsintensität auf Decke und Seitenwände eines zylindrischen Feuerraums nach Gerbel.

ungsverteilung der Strahlung erfolgt nach dem Lambertschen Cosinusetz¹, das jedoch nur für absolut schwarze Körper streng, bei grauen Körpern mit rauher Oberfläche aber auch annähernd gilt². Mit den geometrischen Verhältnissen der Strahlung haben sich Gerbel³ und Eckert⁴ eingehend befaßt. Danach ist das Winkelverhältnis

$$\varphi = \frac{1}{\pi} \int_0^f \frac{n \cdot n_1}{s^4} \cdot df, \quad (397)$$

wenn ein flächenhaft strahlender Punkt P die Fläche df (bzw. f) bestrahlt, wenn ferner die Lage der beiden Flächen durch die beiden Lote n und n_1 und durch

den Abstand s zwischen P und df gekennzeichnet ist. Um ein Bild über die Größe der φ -Werte zu geben, ist das Ergebnis der Gerbelschen Berechnungen für einen vom Grundkreis bestrahlten Zylinder in Abb. 80 wiedergegeben. Es zeigt — wenn man dabei auch die einschränkenden Voraussetzungen dieser Berechnung im Auge behalten muß, nämlich die Annahme eines strahlendurchlässigen Raumes — die Verteilung der Strahlungsintensität auf Zylindermantel und -Decke

¹ Lambert: Photometria. Augsburg 1760.

² Schmidt, E., u. E. Eckert: Über die Richtungsverteilung der Wärmestrahlung von Oberflächen. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 6 (1935) Heft 4 S. 175/183.

³ Gerbel, M.: Die Grundgesetze der Wärmestrahlung und ihre Anwendung auf Dampfkessel mit Innenfeuerung. Berlin 1917.

⁴ Eckert, E.: Technische Strahlungsaustauschrechnungen und ihre Anwendung in der Beleuchtungstechnik und beim Wärmeaustausch. Berlin 1937.

(n = Höhe, R = Radius des Grundkreises). Die Verteilung der Gesamtstrahlung auf Mantel und Decke zeigt Abb. 81.

Auch auf andere Methoden zur Bestimmung des Winkelverhältnisses, teils exakte, teils Näherungsverfahren, sei kurz hingewiesen, so die Verfahren von Koeßler¹, Hausen², Seibert³, Roszak und Véron⁴, Weber⁵, Hottel⁶ und das optische Modellverfahren von Eckert⁷.

Nehmen drei Körper (Rost, Feuerraumwand und Heizfläche) am Wärmeaustausch teil, so ergibt sich neben der unmittelbaren Einstrahlung des Rostes noch eine mittelbare durch die Wände. Unter vereinfachenden Voraussetzungen findet man nach Kammerer⁸ für die Gesamtübertragung

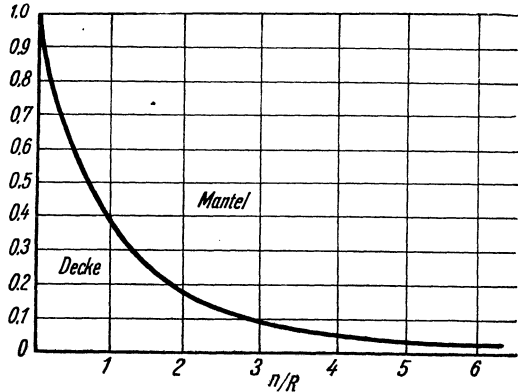


Abb. 81. Verteilung der Gesamtstrahlung auf Decke und Seitenwände eines Zylinders nach Gerbel.

$$\varphi = \frac{\mu - \varphi_{12}^2}{1 + \mu - 2\varphi_{12}}, \quad (398)$$

wenn $\mu = F_2/F_1$ gesetzt wird. Da zu einem großen μ -Wert auch ein großes unmittelbares Winkelverhältnis gehören muß, kann man die gestrichelte Kurve in Abb. 82 zur Abschätzung des φ -Wertes benutzen.

¹ Koeßler: Ein Beitrag zur Untersuchung des Wasserrohrkessels in bezug auf Wärmestrahlung. Z. bayer. Rev.-Ver. Bd. 29 (1925) Heft 10 bis 12 S. 115/118, 126/130 u. 136/140.

² Hausen, H.: Die Messung von Lufttemperaturen in geschlossenen Räumen mit nicht strahlungsgeschützten Thermometern. Z. techn. Phys. Bd. 5 (1924) Heft 5 S. 169/186.

³ Seibert, O.: Die Wärmeaufnahme der bestrahlten Kesselheizfläche. Arch. Wärmew. Bd. 9 (1928) Heft 6 S. 180/188 Forschungsheft 324. Berlin 1930. — Einfluß der Gasstrahlung auf die Wärmeaufnahme der bestrahlten Kesselheizfläche. Wärme Bd. 53 (1930) Heft 28 S. 537/543.

⁴ Roszak, Ch., u. M. Véron: Le rayonnement calorifique envisagé du point de vue des applications industrielles. Rev. Métall. Bd. 21 (1924) S. 435/449, 549/564, 600/609.

⁵ Vgl. Kammerer: Z. bayer. Rev.-Ver. Bd. 20 (1916) S. 195 und F. Münzinger: Die Leistungssteigerung von Großkampfkesseln. Berlin 1922.

⁶ Vgl. F. Münzinger: Dampfkraft. 2. Aufl. Berlin 1933 und W. H. Mc-Adams: Heat transmission. New York u. London 1933.

⁷ Eckert, E.: Bestimmung des Winkelverhältnisses beim Strahlungsaustausch durch das Lichtbild. Z. VDI Bd. 79 (1935) Heft 50 S. 1495/1496.

⁸ Siehe Fußnote 10.

Die abgestrahlte Wärmemenge in kcal/kg Brennstoff beträgt also bei einer strahlenden Rostfläche (oder einer äquivalenten Strahlfläche) von $R \text{ m}^2$

$$q = \frac{Q}{B} = \frac{R}{B} \cdot \varphi \cdot C \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right], \quad (399)$$

ist also der Rostbelastung B/R umgekehrt proportional (vgl. die gestrichelten Kurven im It -Diagramm Abb. 65 S. 209).

Es muß ausdrücklich betont werden, daß diese Berechnungen (wie auch die Mehrzahl der im Schrifttum angegebenen Berechnungsmethoden) unter der einschränkenden Voraussetzung gelten, daß der Feuerraum strahlendurchlässig (diatherman) sei, was aber durch seine Erfüllung mit leuchtenden Flammen und Gasen durchaus nicht zutrifft. Solche Berechnungsmethoden liefern daher nur dann ein annähernd zutreffendes Ergebnis, wenn niedrige Feuerräume vorhanden sind, und möglichst magere Brennstoffe verfeuert werden. Aber

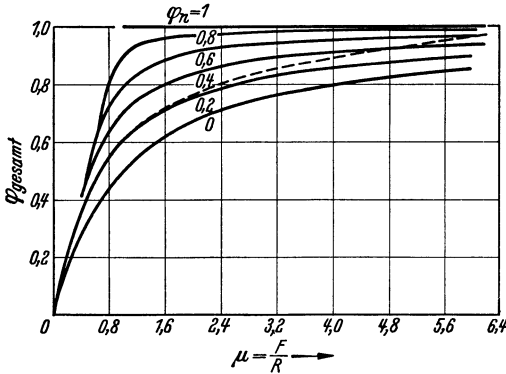


Abb. 82. Das Winkelverhältnis für die Gesamtstrahlung (mittelbare und unmittelbare Strahlung) nach Kammerer.

selbst dort wird ein stärkerer Ausgleich der Wärmeverteilung eintreten als ihn die Rechnung angibt. Man wird daher, soweit man nicht zu einer getrennten Ermittlung der Flammen- und Gasstrahlung und ihrer gegenseitigen Beeinflussung schreitet, den wirklichen Verhältnissen etwas besser gerecht, wenn man nicht die Rost- bzw. Kohlenoberfläche als strahlende Fläche ansieht, sondern mit einer Ebene zwischen Rost und bestrahlter Fläche rechnet, die man um so höher über dem Rost annehmen muß, je gasreicher der verfeuerte Brennstoff ist.

Gasstrahlung.

Im Gegensatz zum schwarzen Körper sind die Gase nur Selektivstrahler, d. h. sie emittieren und absorbieren nur Strahlen in bestimmten Wellenbereichen. Von den technischen Gasen kommen hauptsächlich Kohlensäure und Wasserdampf als Strahler in Betracht, Kohlenoxyd und Kohlenwasserstoffe¹ spielen ja anteilmäßig immer nur eine unter-

¹ Auf die große Bedeutung der Zerfallsprodukte der Kohlenwasserstoffe bei ihrer Verbrennung, besonders der feinen Rußsuspensionen, wird bei der Flammenstrahlung noch zu sprechen sein.

geordnete Rolle, während Stickstoff und Sauerstoff strahlendurchlässig sind. Bei der Luft spielt der Gehalt an Wasserdampf und Kohlensäure, gegebenenfalls noch der Staubgehalt eine Rolle, man denke nur an die Absorption der Sonnenstrahlen durch die Wolken oder die Dunst-atmosphäre der Industriestädte; bei genaueren Messungen ist dies zu beachten¹. A. Schack² hat die CO₂- und H₂O-Strahlung untersucht und als Funktion der Temperatur und des Produktes $p \cdot s$ (Teildruck [Vol.-%] mal Schichtstärke [m]) formelmäßig dargestellt; neuere Messungen führten E. Schmidt³, Tingwaldt⁴, Hottel und Mangelsdorf⁵ und Eckert⁶ durch.

Durch unmittelbare Messungen ist lediglich das Gebiet bis 1100 bzw. 1300° C erfaßt, bei der Extrapolation darüber hinaus ist nach den auf theoretische Überlegungen gestützten Ausführungen von Schwiedeßen⁷ zu beachten, daß auf Grund des durch Spektralmessungen ermittelten Verlaufes des Absorptionskoeffizienten und der wirksamen Bandenbreite mit einer Zunahme der Wärmeübergangszahl bis zu einem Höchstwert (bei H₂O zwischen 1300 und 1900° C je nach Schichtdicke, bei CO₂ zwischen 1300 und 1550° C) zu rechnen ist, sodann wieder mit einer Abnahme.

Da die Handhabung dieser Formeln umständlich ist, kann man den Wärmeübergang durch Gasstrahlung auch durch eine Formel, ähnlich dem Stefan-Boltzmannschen Gesetz, ausdrücken, indem man die Strahlungszahl ψC_0 einführt. Der Beiwert ψ ist dann eine umständliche Funktion von t und $p \cdot s$, die man für den praktischen Gebrauch in

¹ Werneburg, J.: Untersuchung über die Wärmestrahlung von Flammen. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 10 (1939) Heft 2 S. 61/79.

² Schack, Alfred: Über die Strahlung der Feuergase und ihre praktische Berechnung. Z. techn. Phys. Bd. 5 (1924) S. 267/278. Neueste Fassung seiner Darstellung in A. Schack: Der industrielle Wärmeübergang. 2. Aufl. Düsseldorf 1940 S. 163/187.

³ Schmidt, E.: Messung der Gesamtstrahlung des Wasserdampfes bei Temperaturen bis 1000° C. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 3 (1932) Heft 2 S. 57/70.

⁴ Tingwaldt, C.: Die Absorption der Kohlensäure im Gebiet der Bande $\lambda = 2,7 \mu$ zwischen 300 und 1100° abs. Z. Phys. Bd. 35 (1934) S. 715/720 — Die Absorption der Kohlensäure im Gebiet der Bande $\lambda = 4,3 \mu$ zwischen 300 und 1000° abs. Phys. Z. Bd. 39 (1938) S. 1/6.

⁵ Hottel, H. C., u. H. G. Mangelsdorf: Heat transmission by radiation from nonluminous gases. Trans. Amer. Inst. Chem. Engrs. Bd. 31 (1935) S. 517/549.

⁶ Eckert, E.: Messung der Gesamtstrahlung von Wasserdampf und Kohlensäure in Mischung mit nichtstrahlenden Gasen bei Temperaturen bis zu 1300°. Forschungsheft 387. Berlin 1937. — Schmidt, E., u. E. Eckert: Die Wärmestrahlung von Wasserdampf in Mischung mit nichtstrahlenden Gasen. Forschung Bd. 8 (1937) Heft 2 S. 87/90.

⁷ Schwiedeßen, H.: Die Strahlung von Kohlensäure und Wasserdampf mit besonderer Berücksichtigung hoher Temperaturen. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 14 (1940/41) Heft 1 S. 9/14, Heft 4 S. 145/153 und Heft 5 S. 207/210.

Tabellenform bringen kann¹. Für manche Ableitungen ist diese Form der Darstellung zu empfehlen.

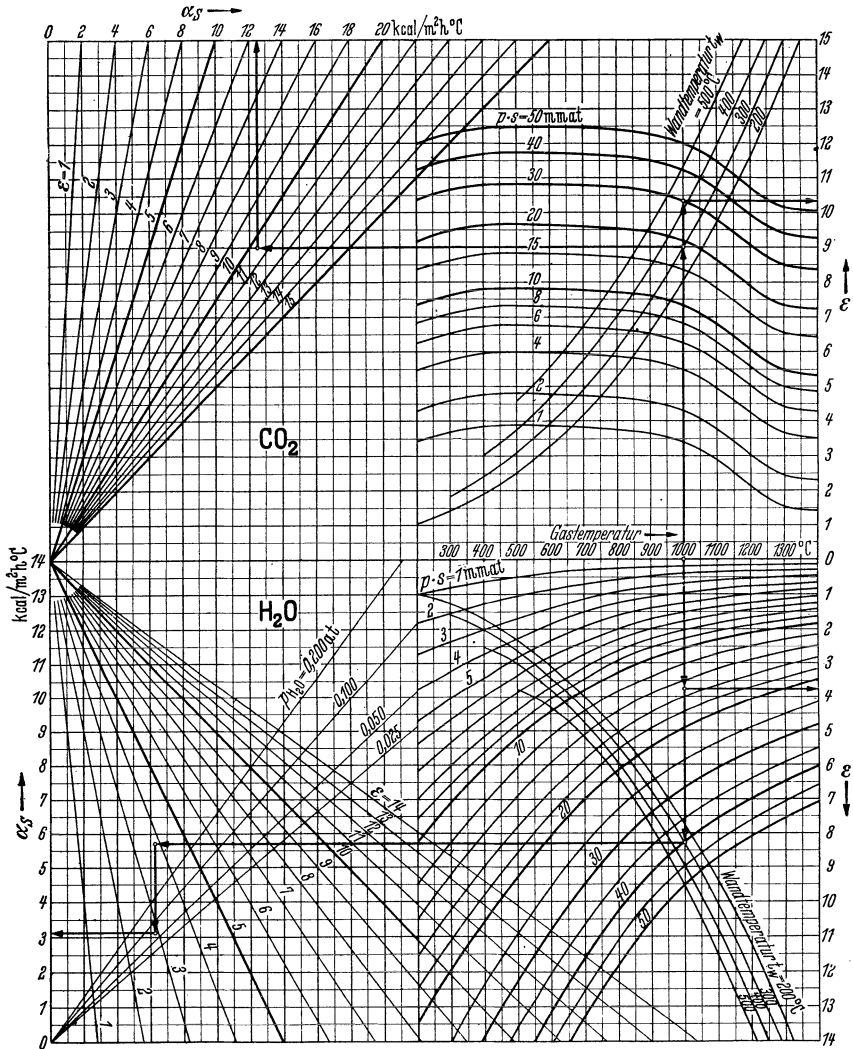


Abb. 83. Wärmeübergangszahl durch Gasstrahlung α_s in Abhängigkeit von der Gastemperatur t_g °C, der Wandtemperatur t_w °C, dem Teildruck p at und der Schichtstärke s mm nach B. Koch.

Eine andere praktische Möglichkeit ist die Ermittlung einer Wärmeübergangszahl durch Gasstrahlung

$$\alpha_s = \frac{Q_s}{t_g - t_w}.$$

¹ ten Bosch: Die Wärmeübertragung, 2. Aufl. Berlin 1927 S. 13/20.

Für die meisten praktischen Rechnungen ist diese Darstellungsform sehr geeignet, da sie eine unmittelbare Addition der Wärmeübergangszahl durch Strahlung und durch Konvektion gestattet. Solche Darstellungen lieferten Michel¹, Münzinger² und unter Berücksichtigung der neueren Meßergebnisse B. Koch³, dessen Diagramme in Abb. 83 wiedergegeben sind. Bei nicht ebenen Begrenzungswänden z. B. im Inneren eines Rohrbündels ist die Schichtstärke nach Abb. 84 zu bestimmen.

Strahlung leuchtender Flammen.

Brennstoffe, die, wenn auch in geringen Prozentsätzen, Kohlenwasserstoffe enthalten, verbrennen unter geeigneten physikalischen Reaktionsbedingungen mit leuchtender Flamme. Das Leuchten wird dadurch hervorgerufen, daß bei der Erwärmung der Kohlenwasserstoffe eine Wasserstoffabgabe (Dehydrierung) eintritt, wobei größere, wasserstoffärmere Moleküle gebildet werden, bis bei immer weiterschreitendem Abbau im Grenzfall nur noch ein Kohlenstoffgerüst als Skelett übrigbleibt. Diese feinverteilten Rußsuspensionen sind vor allem die Träger der Leuchterscheinungen, wobei sich die Flamme nach den Untersuchungen von Senftleben und Benedict⁴ optisch wie ein trübes Medium verhält. Aus dem gas- und spektralanalytischen Studium an Ölfammen⁵ geht hervor, daß im Bereich der heterogenen Zone, wo also noch Öltröpfchen in flüssiger Phase vorhanden sind, Dehydrierungserscheinungen und das Auftreten verschiedener Radikale wie CH, C₂ und besonders OH spektralanalytisch nachweisbar sind; erst nach dem völligen Verschwinden der flüssigen Phase, in der sog. Zwischengaszone stellt sich das Wassergasgleichgewicht ein. Bei der Verbrennung von Gasen treten nach Rummel⁶ durch den Wasserstoffabbau der schweren

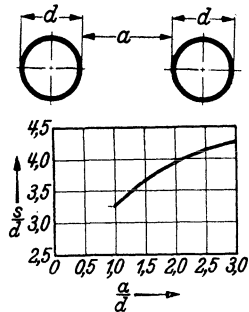


Abb. 84. Wirksame Schichtstärke (s) in Rohrbündeln (a = lichter Rohrabstand, d = Rohrdurchmesser) nach B. Koch.

¹ Michel, F.: Gasstrahlung und Dampfkesselberechnung. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 9/10 S. 82/84.

² Münzinger, F.: Dampfkraft. 2. Aufl. Berlin 1933.

³ Koch, B.: Zur Berechnung des Wärmeübergangs durch die Gasstrahlung bei Kohlensäure und Wasserdampf. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 5 S. 136 bis 141.

⁴ Senftleben u. Benedict: Ann. Phys. Lpz. Bd. 60 (1919) Heft 20 S. 297; Z. techn. Phys. Bd. 7 (1926) Heft 10 S. 489; siehe ferner G. Mie: Beiträge zur Optik trüber Medien. Ann. Phys. Lpz. Bd. 25 (1908) S. 377.

⁵ Beck, Georg: Spektraluntersuchung des Verbrennungsvorganges. Zur Umsetzung in technischen Flammen. Forschungsheft 377. Berlin 1936.

⁶ Rummel, K.: Vom Wesen der Flamme. Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 15 S. 364/371.

Kohlenwasserstoffe Kohlenstoffskelette auf, die die Flamme leuchtend machen. Aber auch leichte Kohlenwasserstoffe wie Methan können durch entsprechende Vorwärmung auf mäßige Temperaturen in schwere Kohlenwasserstoffe umgewandelt werden („Selbstkarburierung“)¹, während sehr hohe und schnelle Vorwärmung zu einem völligen Zerfall in C und H₂ führt, der die Flamme wieder entleuchtet. Vorwärmung des Gases und der Luft, Mischgeschwindigkeit und Temperatur im Verbrennungsraum schaffen also in gegenseitiger Beeinflussung die Bedingungen für das Auftreten von Kohlenstoffskeletten und damit für die Intensität und die Dauer des Leuchtens. Reichliche Luftzufuhr und gute Mischung wirkt entleuchtend (wie man ja einfach am Bunsenbrenner demonstrieren kann), ebenso wirken andere Gasbestandteile, besonders der Wasserdampf, als „Karburierungsgifte“, wohl hauptsächlich deshalb, weil sie den Abbau der Kohlenstoffskelette zu nichtleuchtenden Gasen beschleunigen.

Wir haben es daher mit einem so verwickelten Zusammenspiel chemischer und physikalischer Einflüsse zu tun und die Leuchtwirkung hängt so sehr aufs engste mit dem Gang der Umwandlungs- und Abbaureaktionen während der Verbrennung zusammen, daß die rechnerische Behandlung der Strahlung leuchtender Flammen naturgemäß auf größte Schwierigkeiten stoßen muß, zumal die Vorgänge, obwohl ihrem Wesen nach erkannt, doch noch nicht genügend durchforscht sind.

Bei den festen Brennstoffen spielen die Kohlenwasserstoffe der flüchtigen Bestandteile die gleiche Rolle wie bei der unmittelbaren Gasverbrennung; Methan wird auch, wenn auch in geringen Mengen, durch die Kohlenstoffvergasung gebildet, das seinerseits unter gegebenen Voraussetzungen (Erwärmung bei Luftmangel) selbstkarburierend wirken kann, so daß auch hier die fein verteilten Rußsuspensionen (erkennbar an der gleichmäßigen gelben bis gelblich-weißen Flammenfärbung), die in der Größenordnung von 0,000175 bis 0,0003 mm aber in riesenhaften Mengen (etwa $1,3 \cdot 10^8$ Teilchen je cm³) auftreten, eine ganz erheblich größere Rolle spielen als die noch sehr groben Kohlenstaubpartikel einer Kohlenstaubflamme. Berechnungsmethoden für Kohlenstaubflammen, die nur die groben Feststoffe als Strahler an-

¹ Herning, F.: Mitt. Forsch.-Anst. GHH.-Konzern Bd. 8 (1940) Heft 6 S. 115/131 u. Bd. 9 (1941) Heft 3 S. 49/66 — Arch. Eisenhüttenw. Bd. 14 (1941) Heft 12 S. 581/586. — Rummel, Kurt: Vom Wesen der Flamme. Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 15 S. 364/371. — Rummel, Kurt, u. Paul-Otto Veh: Die Strahlung leuchtender Flammen. I. Tl. Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 14 (1941) Heft 10 S. 489/499. — Veh, Paul-Otto: Die Strahlung leuchtender Flammen. II. Tl. Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 14 (1941) Heft 11 S. 533/542 u. Diss. Aachen 1941.

sehen, müssen daher zu falschen Ergebnissen (zu geringer Abstrahlung) führen¹.

A. Schack² drückt die Strahlung leuchtender Flammen aus durch die Formel

$$Q = F \cdot C_2 \cdot \varphi \cdot p \cdot \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right]. \quad (400)$$

Darin ist C_2 die Strahlungszahl des bestrahlten Körpers, p der Schwärze-grad, der eine Funktion der Absorptionszahl, der Schichtstärke und der Temperatur ist, und φ in diesem Falle ein Beiwert, der von der Form der Flamme abhängt und im allgemeinen in der Nähe von 1 liegt. Der Schwärze-grad p ist in der Abb. 85 in Abhängigkeit von der Absorptionsstärke $k \cdot s$ (Absorptionszahl k mal Schichtstärke s in [m]) und der Temperatur dargestellt. Für die

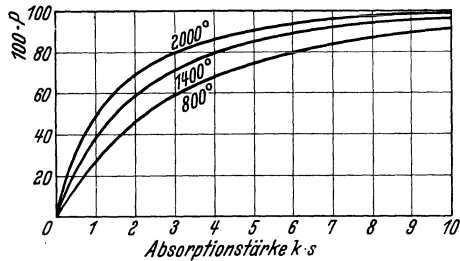


Abb. 85. Schwärze-grad leuchtender Flamme in Abhängigkeit von der Absorptionsstärke $K \cdot s$ nach Schack.

Abschätzung des Wertes k muß man Messungen unter ähnlichen Betriebsbedingungen heranziehen. Schack³ schlägt vor, von dem Unterschied zwischen der optisch gemessenen, scheinbaren Flammentemperatur und der wahren Flammentemperatur ($t_w - t_s$) auszugehen und gibt ein Diagramm zur Ermittlung der Absorptionsstärke an.

Zu bemerken ist, daß dieser Schwärze-grad für eine bestimmte, vorzugsweise die Höchstzahl der durch die Aufschließung des Brennstoffes durch seine Erhitzung gebildeten Rußsuspensionen gilt, daß aber fortschreitender Abbrand durch den Abbau der vorhandenen Kohlenstoff-skelette den Schwärze-grad bis auf den Wert Null senkt. Dies erkennt man z. B. aus den Messungen an Ölfeuerungen von Lindmark und

¹ Wohlenberg, W. J., u. D. G. Morrow: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 47 (1925) S. 127. — Wohlenberg, W. J., u. E. L. Lindseth: Trans. Soc. Amer. mech. Engrs. Bd. 48 (1926) S. 849. — Wohlenberg, W. J., u. F. W. Brooks: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 49 (1927) u. Bd. 50 (1928) FSP-50-39 S. 141. — Wohlenberg, W. J., u. R. L. Anthony: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 51 (1929) S. 235. — Wohlenberg, W. J.: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 52 (1930) S. 177. — Einer besseren Angleichung an praktische Meßergebnisse dient die Arbeit: Wohlenberg, W. J., u. H. F. Mullikin: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 57 (1935) S. 531. — Münzinger, F.: Dampfkraft. 2. Aufl. Berlin 1935 stützt sich ebenfalls auf die Arbeiten von Wohlenberg und Mitarbeitern. Auch diese Diagramme bedürfen daher der Berichtigung.

² Schack, A.: Strahlung von leuchtenden Flammen. Z. techn. Phys. Bd. 6 (1925) Heft 10 S. 530/540.

³ Schack, A.: Der industrielle Wärmeübergang. 2. Aufl. Düsseldorf 1940 S. 187/194.

Edenholm¹, bei denen bei den hier wahllos herausgegriffenen Beispielen die Höchstwerte für k bei 1,1 bis 1,75, die Mittelwerte über die gesamte Flammenlänge bei 0,5 bis 0,75 liegen (Abb. 86).

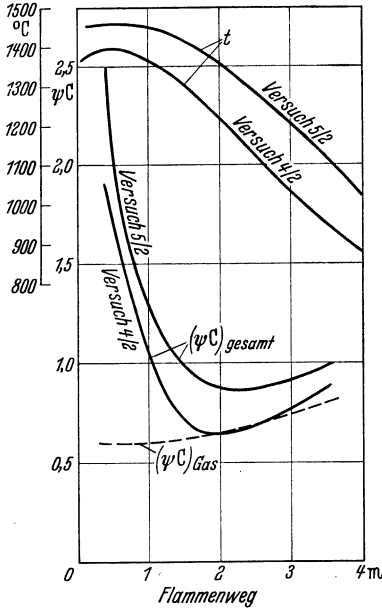


Abb. 86. Verlauf der Strahlungszahl (ψC) und der Temperatur in Abhängigkeit vom Flammenweg nach Messungen von Lindmark und Edenholm an Öfeuerungen ($D = 800$ mm).

Versuch $\frac{1}{2}$ Ölmenge 93,5 kg/h,
 $t_1 = 384^\circ \text{C}$, $n = 1,29$
 $\frac{2}{2}$ „ 149 kg/h,
 $t_1 = 525^\circ \text{C}$, $n = 1,12$

Gesamtstrahlung.

In der Feuerungstechnik kommt die Strahlung fester Körper, die Strahlung leuchtender Flammen und die Gasstrahlung in den meisten Fällen nicht für sich allein, sondern in Gemeinschaft miteinander vor. Flammenstrahlung und Gasstrahlung addieren sich nicht, sondern ergeben zusammenwirkend die Strahlungszahl

$$C^* = (p + (1 - p) \cdot \psi) \cdot C_2. \quad (401)$$

Wenn $p = 0$ wird (bei beendigem Ausbrand) geht die Strahlungszahl in diejenige der reinen Gasstrahlung über.

Stehen zwei feste Körper (z. B. Rost und Heizfläche) im Strahlungsaustausch, liegt aber zwischen ihnen ein strahlendes und infolgedessen auch strahlenabsorbierendes Gas, dessen Strahlungszahl $\psi \cdot C_0$ ist, so wird infolge der Reabsorption bei jedem Strahlendurchgang²

$$C = \frac{(1 - \psi) C_1 \cdot C_2}{C_0}. \quad (402)$$

Der Wert für ψ richtet sich nach der Zusammensetzung, der Schichtdicke und der Temperatur des Gases. Sind die strahlenden Flächen durch eine leuchtende Flamme von der Strahlungszahl $p \cdot C_0$ und durch ein Gas getrennt, so ist

$$C = \frac{(1 - \psi - p) \cdot C_1 \cdot C_2}{C_0}. \quad (403)$$

¹ Lindmark, T., u. H. Edenholm: The flame radiation in watercooled boiler furnaces. Ingeniörs Vetenskaps Akademien. Handl. Nr 66 Stockholm 1927.

² Gumz, W.: Der Wärmeaustausch durch Strahlung in gaserfüllten Räumen. Feuerungstechn. Bd. 16 (1928) Heft 16 S. 181/185. Dort ist die mathematische Ableitung der Gl. (402) angegeben.

Die absorbierten Wärmemengen sind in der Wärmebilanz der Vorgänge in der Feuerung als der Flamme bzw. dem Gas zugeführt zu bewerten. Rost-, Flammen- und Gasstrahlung lassen sich nicht zu einer Formel vereinigen, sondern müssen nacheinander berechnet werden.

Wärmeaustausch in Feuerungen.

Rostfeuerungen.

Die Berechnung des Wärmeaustausches in einer Feuerung setzt eine Kenntnis der sich in ihr abspielenden Vorgänge voraus und ist, wenn sie in jeder Beziehung wirklichkeitstreu sein wollte, überaus verwickelt. Man begnügt sich daher zwangsläufig mit einer Reihe vereinfachender Annahmen und geht folgendermaßen vor: Die Kohlenoberfläche wird als ebene, diffus strahlende Fläche gleichförmiger Temperatur angenommen; darüber denkt man sich das Flammenvolumen, dessen Größe und Form (geometrisch möglichst einfach, etwa parallel zur Feuerraumdecke bzw. zur bestrahlten Kesselheizfläche) angenommen wird. Wie bereits S. 238 angedeutet, kann auch Rost- und Flammenstrahlung zusammen behandelt werden. Der übrige Teil des Feuerraumes ist gaserfüllt, die Schwächung der Rost- und Flammenstrahlung durch seine Absorption muß also berücksichtigt werden, ebenso wie seine Eigenstrahlung. Baumann¹ hat einen Lokomotivkessel in diesem Sinne durchgerechnet; ferner sei verwiesen auf die Arbeiten von Seibert² und Ledinegg³. Junkermann⁴ verfeinert das Verfahren durch Berücksichtigung der wirklichen, mit dem Rostweg (einer Wanderrostfeuerungs) veränderlichen Rostleistung und der Wärmeentwicklung der im Feuerraum (seiner Annahme nach) gleichmäßig abbrennenden flüchtigen Bestandteile. In gleicher Weise müßten zusätzlich auch die durch Vergasung im Brennstoffbett entstehenden brennbaren Gase behandelt werden.

Friedrich⁵ hat im Feuerraum eines neuzeitlichen 600 m²-Wasserrohrkessels mit Wanderrostfeuerungs (Rostfläche 7,56 m²) mit 4 m hohem Feuerraum und wassergekühlter Rückwand durch Messung folgende Aufteilung des Wärmeaustausches durch Strahlung gefunden:

¹ Baumann, Ernst: Der Wärmeübergang im Lokomotivkessel unter besonderer Berücksichtigung der Strahlung. Diss. Berlin 1927. Glasers Annalen Berlin Bd. 101 (1927) Heft 8 u. 9 (Nr 1208 u. 1209) S. 123/128 u. 135/141.

² Seibert, O.: Wärme Bd. 53 (1930) Heft 28 S. 537/543.

³ Ledinegg, M.: Wärme Bd. 63 (1940) Heft 33 S. 279/283.

⁴ Junkermann, Wolfgang: Stückiger Schmelzkoks als Dampfkesselbrennstoff. Diss. Berlin 1938.

⁵ Friedrich, Hans: Wärmeübertragung durch Strahlung im Feuerraum. Mitt. Forsch.-Anst. GHH.-Konzern Bd. 1 (1932) Heft 10 S. 227/243.

Kesselbelastung	14,02 t/h (norm.)	16,28 t/h (max.)
	%	%
Unmittelbare Roststrahlung	9,6	11,3
Mittelbare Wandstrahlung	36,7	39,8
Flammenstrahlung (ohne Gasstrahlung). . .	26,4	21,7
Gasstrahlung	<u>27,3</u>	<u>27,2</u>
Gesamtstrahlung	100,0	100,0
In % der zugeführten Wärme.	32,5	31,3
In % der Nutzwärme	38,4	37,3

Infolge der Umständlichkeit der Rechenmethoden, deren Sicherheit wegen der vielen vereinfachenden Annahmen ohnehin gering ist, ist es empfehlenswert, in Fällen, wo lediglich nach der insgesamt abgestrahlten Wärmemenge gefragt wird, einfachere, empirische Formeln anzuwenden. Die bekannteste ist die Formel von Hudson-Orrok¹. Sie lautet²:

$$m = \frac{1}{1 + \frac{A}{55,24} \cdot \sqrt{B_v}}. \quad (404)$$

Darin ist m der Anteil der durch Strahlung aufgenommenen zur gesamt entwickelten fühlbaren Wärme einschließlich etwaiger Wärme der Verbrennungsluft, A kg Luft je kg Brennstoff und B_v kg Verbrenliches im Brennstoff je m² projizierte Strahlungsfläche. Letztere ist bei d Durchmesser, c Rohrabstand und L Rohrlänge bei halb eingebetteten Rohren $F = \Sigma L \cdot d$, bei an das Mauerwerk anlehenden Rohren $F = \Sigma L \cdot d \left(1 + \frac{c-d}{2c}\right)$, bei einem Abstand vom Mauerwerk stehenden Rohren $F = \Sigma L \cdot d \left(1 + \frac{c-d}{c}\right)$ und bei mehrreihigen Rohren $F = \Sigma L \cdot d \left(\frac{c}{d} + \frac{c-d}{c}\right)$.

Die Formel wurde von Orrok und Artsay¹ mit zahlreichen Meßergebnissen an Kesseln und Öldestillationsanlagen geprüft, auch Friedrich³ stellt eine befriedigende Übereinstimmung mit dem von ihm untersuchten Wanderrostkessel fest (3% Abweichung). Die Formel ist für Rost-, Kohlenstaub- und Ölf Feuerungen anwendbar.

Kohlenstaubfeuerungen.

Die Berechnung der Wärmeabstrahlung in einer Kohlenstaubfeuerung in ihrer heute vorherrschenden Form als allseitig gekühlte Brennkammer, bei der also die gesamte Wärmeentwicklung im Feuerraum

¹ Orrok, Geo. A., u. N. C. Artsay: Estimation of radiant heat exchange in boiler furnaces. Combustion N. Y. Bd. 9 (1938) Heft 10 S. 37/42.

² Die Formel nach Gl. (404) ist auf metrisches Maßsystem umgerechnet, im engl. Maßsystem lautet die Konstante 25.

³ Friedrich, Hans: s. Fußnote 5 S. 245.

unter gleichzeitiger starker Wärmeabgabe vor sich geht, muß von der Abbrandkurve als wesentlicher Voraussetzung ausgehen. Die Abbrandkurve ergibt sich aus der Siebanalyse bzw. der Kornverteilungskurve und der Brennzeit der einzelnen Kornanteile. Die Siebanalyse ist als gegeben anzusehen, sie ist natürlich in gewissem Maße von der Charakteristik der verwendeten Kohlenmühle abhängig, die Brennzeit kann mit befriedigender Genauigkeit errechnet werden^{1,2}.

Werden in der Zeit z_a die Anteile a , in z_b b usw. vollständig verbrannt, so ist der Abbrand in der Zeit z_a

$$a' = a + b \frac{z_a}{z_b} + c \frac{z_a}{z_c} + d \frac{z_a}{z_d} + \dots = z_a \sum_{x=a}^{x=x} \frac{z_x}{x}, \quad (405)$$

der Abbrand nach Ablauf der Zeit z_b

$$b' = a + b + c \cdot \frac{z_b}{z_c} + d \cdot \frac{z_b}{z_d} + \dots = a + z_b \sum_{x=b}^{x=x} \frac{x}{z_x}, \quad (406)$$

usw. bis

$$x' = a + b + c + d \dots = 100\% B,$$

d. h. bis aller Brennstoff (B) restlos verbrannt ist.

Sind im Brennstoff Bestandteile enthalten, bei welchen die vorhandene Zeit nicht zum Ausbrand ausreicht, so erhält man einen Verlust durch das Austragen von unverbranntem Brennstoff. Ist z_m die Brennzeit des nicht mehr verbrannten, z_{m-1} die eben noch verbrannten Brennstoffes, so ist der Verlust in Prozent

$$m \left(1 - \frac{z_m - 1}{z_m} \right) \% . \quad (407)$$

oder wird $(m - 1)$ und (m) nicht mehr verbrannt, so ist der Verlust

$$(m - 1) \left(1 - \frac{z_m - 2}{z_m - 1} \right) + m \left(1 - \frac{z_m - 2}{z_m} \right) \% \quad (408)$$

Die Methode zur Berechnung der Wärmeabgabe einer Kohlenstaubflamme in ganz gekühlten Feueräumen besteht nunmehr darin, daß die Vorgänge der Verbrennung in gleiche Zeitabschnitte (z. B. $\frac{1}{10}$ sec) unterteilt und jeder Zeitabschnitt sowie der in diesem Zeitintervall durchmessene Raum rechnerisch behandelt wird, wobei der

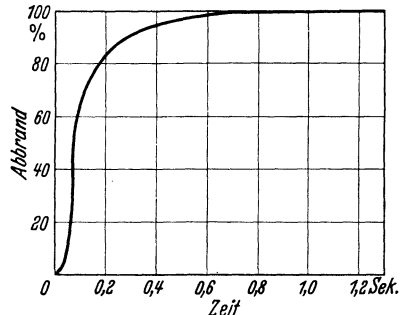


Abb. 87. Abbrandkurve.

¹ Gumz, W.: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Berlin 1939.

² Vgl. Gl. (517) S. 296. Beispiele für die Brennzeit von Steinkohlenstaub zeigt Abb. 108 und von Braunkohlenstaub Abb. 107 u. 108, S. 298.

Endzustand des vorhergehenden Zeitintervalls den Anfangszustand des zu betrachtenden liefert. Lediglich für das erste Zeitintervall sind gewisse Annahmen zu machen, die aber selbst dann, wenn sie unzutreffend sein sollten, kaum einen Einfluß auf das Endergebnis ausüben können.

Hierbei kann verschiedenartiges Zündverhalten der verschiedenen Staubarten entsprechend berücksichtigt werden.

Man teilt nun die Abbrandkurve in gleiche Zeitabschnitte z (für den letzten Teil der Kammer können diese Abschnitte größer gemacht werden, als für den ersten) und ermittelt gleichzeitig den in jedem Zeitabschnitt auftretenden Luftüberschuß. Wird der gesamte Brennstoff mit der gesamten Verbrennungsluft $n \cdot L_{\min}$ je kg B verbrannt, so ist die Luftüberschußzahl n , verbrennen dagegen (in dem betrachteten Zeitabschnitt) nur x kg B ($x < 1$), so ist der wirkliche Luftüberschuß größer, und zwar ist

$$n' = \frac{n}{x}. \quad (409)$$

Abb. 88. Schema zur rechnerischen Behandlung des Zeitabschnittes x .

Zu berücksichtigen ist ferner dabei der Luftzufuhrfaktor λ für den Fall, daß ein Teil der Verbrennungsluft erst später im Verlauf des Brennweges zugeführt wird.

Die Abstrahlung in jedem Zeitabschnitt wird nun im Sinne der Abb. 88 mit Hilfe eines It -Diagrammes behandelt. In dem Abschnitt x , zu dessen Beginn der Anteil $(x-1)$, an dessen Ende der Brennstoffanteil x verbrannt ist, wird die Wärmemenge Q_x abgegeben. Die Länge dieses Abschnittes ergibt sich aus dem Produkt mittlerer Geschwindigkeit mal Zeit

$$\Delta l_x = w_{x_m} \cdot \Delta z_x, \quad (410)$$

$$w_{x_m} = \varepsilon (w_{(x-1)} + w_x). \quad (411)$$

Der Faktor ε liegt etwa zwischen 0,4—0,6. Ist die Abbrandkurve in diesem Intervall geradlinig, so ist $\varepsilon = 0,5$. $w_{(x-1)}$ ist aus der Gasmenge, der Gastemperatur und dem gegebenen Querschnitt des vorangehenden Abschnitts $(x-1)$ bekannt, und

$$w_x = \frac{x \cdot B \cdot V_{n_x} \cdot T_x}{273 \cdot 3600 \cdot \frac{d^2 \pi}{4}}, \quad (412)$$

und nach Zusammenfassung einiger konstanter Glieder

$$w_x = 4,07 \cdot 10^{-6} \frac{x \cdot B \cdot V_{n_x} \cdot T_x}{d^2 \pi}. \quad (413)$$

Es ist also

$$\Delta l_x = \varepsilon \left(w_{(x-1)} + 4,07 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{x \cdot B \cdot V_{n_x} \cdot T_x}{d^2 \pi} \right). \quad (414)$$

Die Wärmeabstrahlung des Gaszylinders von der Oberfläche $d\pi \cdot \Delta l_x$, dividiert durch die Brennstoffmenge $x B$, ist dann

$$q_x = \frac{Q_x}{x B} = \frac{d\pi \cdot \Delta l_x \tau C_x \left[\left(\frac{T_x}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_R}{100} \right)^4 \right]}{x \cdot B} \quad (415)$$

Darin ist die Strahlungszahl

$$C_x = \frac{p_x C_0 \cdot C_2}{C_0} = p_x \cdot C_R \quad (416)$$

Der Faktor p_x , der mittlere Schwärzegrad des Abschnittes, kann an Hand der Abb. 89 je nach der Lage des jeweils untersuchten Abschnittes abgeschätzt werden¹. C_2 ist die Strahlungszahl, T_R die absolute Temperatur der bestrahlten Rohroberfläche. Der etwaige, zeitliche Verlauf der Strahlungszahl muß nunmehr festgelegt werden. Zu Beginn des Vorganges wird $p \cdot C_2$ nach Abb. 85 S. 243 ermittelt, darauf wird aber durch den Abbau der Kohlenstoffskelette, wie schon aus Abb. 86 S. 244 hervorging, die Strahlungszahl schnell abnehmen und schließlich in den Wert $\psi \cdot C_0$

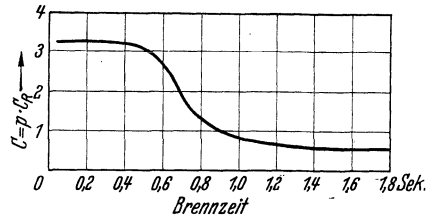


Abb. 89. Verlauf des Schwärzgrades einer Kohlenstaubflamme in Abhängigkeit von der Zeit nach Messungen von F. Michal (Zylindrischer Feuerraum $D = 5600 \text{ mm } \varnothing$).

für reine Gasstrahlung einmünden. Eine größere Sicherheit wird man erhalten, wenn man den Verlauf der Strahlungszahlen an vorhandenen Anlagen mit gleichem oder sich ähnlich verhaltendem Brennstoff aus Messungen rückwärts bestimmen kann. Michel¹ hat dies für die schon früher angegebene Rechenmethode² durchgeführt und für einen allseitig gekühlten, zylindrischen Feuerraum eines Bensonkessels, der die Eigenschaften eines betriebsgroßen Kalorimeters besitzt, den Verlauf der Strahlungszahlen ermittelt, wie er in Abb. 89 wiedergegeben ist.

Der Temperaturkorrekturfaktor

$$\tau = \frac{q_{x_m}}{q_x} = \varepsilon \left[1 + \left(\frac{T_{(x-1)}}{T_x} \right)^4 \right] \quad (417)$$

muß deshalb eingeführt werden, weil hier mit der Strahlung bei der Endtemperatur statt bei der Mitteltemperatur gerechnet wurde. ε (s. oben) meist = 0,5.

¹ Michel, Fr.: Beitrag zur Berechnung von Kohlenstaubfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 5 S. 77/78.

² Gumz, W.: Die Wärmeübertragung in der Kohlenstaubfeuerung mit allseitig gekühltem Feuerraum. Feuerungstechn. Bd. 20 (1932) Heft 4 S. 50/53.

Hieraus erhält man schließlich durch einfache, für die Auswertung zweckentsprechende Umformungen das im Aufbau einfache, nur etwas vielgliedrige Endergebnis

$$q_x = \left[\frac{d\pi \cdot w_{x-1}}{xB} + 4,07 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{V_{n_x} \cdot T_x}{d} \right] \Delta z_x \cdot \varepsilon \cdot \tau \cdot p_x C_2 \cdot f(T_x). \quad (418)$$

Die Temperaturfunktion, der Einfachheit halber mit $f(T_x)$ bezeichnet, ist die bekannte in Gl. (393) auftretende Funktion.

Dieser Rechnungsgang ist auf alle Abschnitte nacheinander anwendbar, mit Ausnahme des ersten. Hier kann man unter Vernachlässigung der Vorgänge auf dem Zündwege annehmen, daß sich durch die eingesetzte Zündung und Gasbildung, durch die Warmluft und die Einmischung eine Anfangstemperatur von etwa 600—700° C einstellt, die sich in schneller Steigerung ($\varepsilon = 0,6$) dem zu errechnenden Endwert T_a nähert. Es ist nun

$$w_0 = \frac{B \cdot n \cdot \lambda \cdot L \cdot T_0}{3600 \cdot 273 \cdot \frac{d^2 \pi}{4}}, \quad (419)$$

$$w_a = \frac{a \cdot B \cdot V_{n_a} \cdot T_a}{3600 \cdot 273 \cdot \frac{d^2 \pi}{4}}, \quad (420)$$

$$\Delta l_a = w_{a_m} \cdot \Delta z_a, \quad (421)$$

$$w_{a_m} = \varepsilon (w_0 + w_m). \quad (422)$$

Daraus ergibt sich:

$$q_a = 4,07 \cdot 10^{-6} \cdot \tau \cdot p_a C_2 \cdot \frac{\varepsilon}{d} \left(n \lambda L T_0 \cdot \frac{1}{a} + V_{n_a} T_a \right) \Delta z_a f(T_a). \quad (423)$$

Es ist hier also als Anfangsgasgemenge die Luftmenge L eingesetzt und gleichzeitig der Luftzuteilungsfaktor λ eingeführt, da gewöhnlich zu Beginn dieses ersten Abschnittes noch nicht alle Luft zugesetzt, also $\lambda < 1$ ist.

Die Luftzuteilung hat insofern eine große praktische Bedeutung, als die Rechnung zeigt, daß auch bei ganz gekühlten Feuerräumen infolge der starken Konzentration der Verbrennung auf die ersten drei Zehntel der Reaktionszeit kurz hinter dem Brenner Temperaturen von 1600 bis 1700° auftreten. Durch die Luftzuteilung hat man es in der Hand, den Verbrennungsvorgang etwas zu verschleppen (allerdings unter Verlängerung der Flamme) und so das Temperaturmaximum zu mildern und weiter vorzuverlegen.

Abb. 90 gibt zahlenmäßig die Endergebnisse eines durchgerechneten Beispiels für folgende Verhältnisse wieder: Brennkammerdurchmesser

3,7 m, Brennkammerhöhe 7 m, Brennkammerform zylindrisch, Brennstoffmenge 2300 kg/h, Verbrennungsluft (nur Primärluft) vorgewärmt auf 0—800° C. Man ersieht vor allem aus Abb. 90 die stark ausgleichende Wirkung der allseitig gekühlten Brennkammer. Die durch die Heißluft eingeführte Wärmemenge wird zum größten Teil durch Strahlung aufgenommen, und nur ein geringer Prozentsatz dient zur Erhöhung des Gaswärmeinhaltes.

Diese Berechnung dient dazu, die Endtemperatur am Ende der Brennkammer zu ermitteln. Sie kann dagegen keinen Anspruch darauf erheben, die Temperaturverteilung in der Brennkammer genau wiederzugeben. Die errechnete Flammenlänge ist eine ideelle, die von der wirklichen deshalb abweichen muß, weil die Geschwindigkeitsverteilung über dem mit ungleich temperierten Gasen erfüllten Querschnitt eine ganz andere ist, und weil die Flamme den Querschnitt keineswegs so voll ausfüllt, wie es die Rechnung annimmt. Aus diesem Grunde sollte die Rechnung nur auf die Normal- oder Maximallast des Kessels angewendet werden, nicht aber auf Teillasten, bei denen die Querschnittsbeanspruchung noch ungleichförmiger wird. Für die Bestimmung der Endtemperaturen dagegen ist diese Berechnungsmethode trotz der geschilderten Mängel vollkommen ausreichend, da die bewußt zugelassenen Fehler sich im Laufe des Verbrennungsvorganges innerhalb der Brennkammer ausgleichen. Durch vier an ganz gekühlten Brennkammern vorgenommene Versuche konnte eine Übereinstimmung bis auf etwa 20—30° mit der Rechnung gefunden werden.

Es zeigt sich dabei, daß der Einfluß der spezifischen Feuerraumbelastung und der spezifischen Heizflächenbelastung, ausgedrückt durch verbrannte Kohlenmenge pro m² projizierte Heizfläche, nur einen verhältnismäßig geringen Einfluß auf die Höhe der Abstrahlung ausübt. Von großem Einfluß ist dagegen einerseits der Durchmesser d der Brennkammer und andererseits die Luftüberschuszahl n , am Ende der Brennkammer gemessen. Je kleiner der Durchmesser ist, desto größer ist die Abstrahlung, wobei sich bei kleinen Durchmessern Temperaturen von 800—1000° ergeben, während große Durchmesser von 3 bis 4 und mehr Metern Temperaturen von 1100—1200° erwarten lassen.

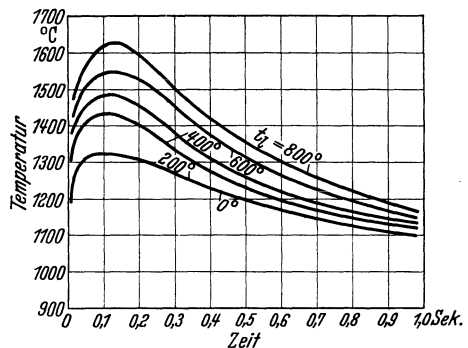


Abb. 90. Rechnungsmäßiger Temperaturverlauf in einer allseitig gekühlten Brennkammer bei verschiedenen Lufttemperaturen.

Andere Berechnungsmethoden lieferten Wohlenberg und seine Mitarbeiter¹, Mullikin², Broido³ und Ledinegg⁴. Auch die Formel von Orrok⁵ läßt sich auf Kohlenstaubfeuerungen anwenden.

Öl- und Gasfeuerungen.

Die für Kohlenstaubfeuerungen entwickelte Rechenmethode läßt sich grundsätzlich auch auf Ölfeuerungen anwenden, sofern die Tröpfchengrößenverteilung bei der vorliegenden Art der Ölzerstäubung bekannt ist. Eine Verfeinerung der Rechenmethoden [etwa über empirische Formeln wie Gl. (404) hinaus] müßte also mit dem Studium der Zerstäubungsvorgänge beginnen. Die Brennzeit der Öltröpfchen kann dann in ähnlicher Weise, wie dies in Gl. (517) S. 296 für die Kohlenstaubteilchen geschehen ist, berechnet werden. Sie liegt nach Allner⁶ in der Größenordnung von etwa 0,2 bis 0,8 s.

Bei den Gasfeuerungen werden die Wärmeübergangsverhältnisse in hohem Maße davon abhängen, ob und wie stark die Flamme leuchtend ist und inwieweit es gelingt durch geeignete Gas-Luft-Mischung und Vorerwärmung eine leuchtende Flamme zu erzielen. Völlig nicht-leuchtende Flammen kommen praktisch kaum vor, da eine gewisse Selbstkarburierung auch bei armen Gasen (Gichtgas) eintreten kann. Theoretische Voraussagen darüber sind jedoch beim gegenwärtigen Stand unserer Kenntnis noch recht schwierig und unsicher, so daß man weitgehend auf den Rückgriff auf ausgeführte Anlagen angewiesen ist.

Wärmeübergang durch Konvektion.

Strömung im Rohr.

Nach Nusselt ist

$$\alpha = 22,5 \cdot d^{-0,16} \cdot (w \cdot \gamma)^{0,79} \cdot \lambda^{0,21} \cdot c_p^{0,79} \cdot L^{-0,05} \quad (424)$$

oder

$$\alpha = 22,5 \cdot d^{-0,16} \cdot w^{0,79} \cdot \frac{\lambda}{a^{0,79}} \cdot L^{-0,05} \quad (425)$$

und als Mittelwert für die Rohrlänge 0 bis L

$$\alpha_m = 23,7 \cdot d^{-0,16} \cdot w^{0,79} \cdot \frac{\lambda}{a^{0,79}} \cdot L^{-0,05}, \quad (426)$$

¹ Vgl. Fußnote 1 S. 243, ferner W. J. Wohlenberg, W. H. Armacost und C. W. Gordon: An experimental investigation of heat absorption in boiler furnaces. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 57 (1935) S. 541.

² Mullikin, H. F.: Evaluation of effective radiant heating surface and application of the Stefan-Boltzmann law to heat absorption in boiler furnaces. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 57 (1935) S. 517.

³ Broido, B. N.: Radiation in boiler furnaces. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 47 (1925) S. 1123.

⁴ Ledinegg, M.: Wärme Bd. 60 (1937) Heft 24 u. 25 S. 359/365, 376/378.

⁵ Vgl. Fußnote 1 S. 246.

⁶ Allner, W.: Z. VDI Bd. 71 (1927) Heft 13 S. 411/418.

d [m] ist der Durchmesser. (S. Abb. 91.) Bei nicht kreisrunden Strömungsquerschnitten ist der äquivalente Durchmesser aus

$$d_{\text{aeq.}} = \frac{4 \times \text{Fläche}}{\text{Umfang}} \tag{427}$$

zu errechnen, wobei nur der am Wärmeaustausch teilnehmende Umfang

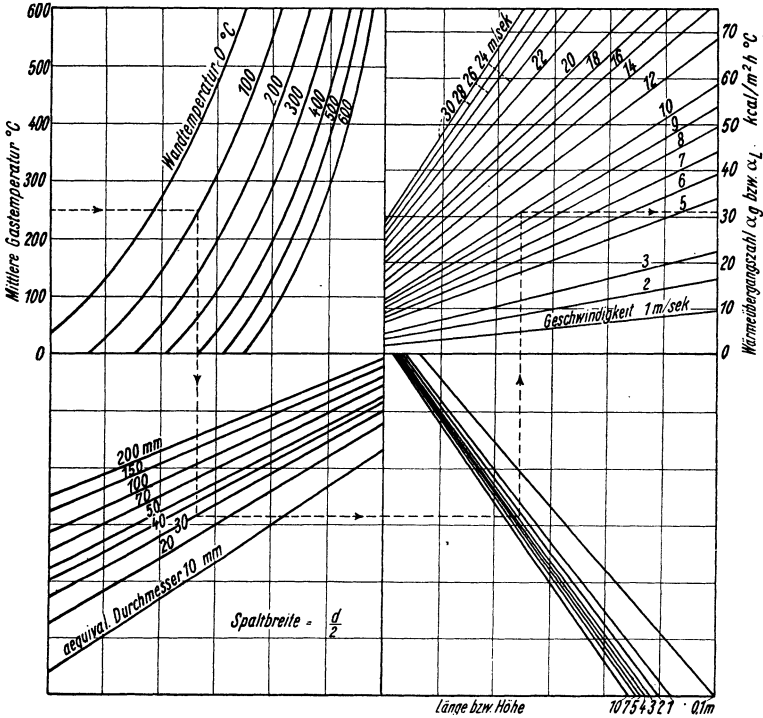


Abb. 91. Tafel zur Bestimmung von Wärmeübergangszahlen in Röhren und Kanälen (nach Nusselt).

einzusetzen ist, also z. B. bei einem rechteckigen Luftvorwärmerkanal von der Spaltbreite x und der Spaltlänge y

$$d = \frac{4 \cdot x \cdot y}{2y} = 2x = (2 \times \text{Spaltbreite}) \tag{428}$$

w [m/sec] ist die wirkliche mittlere Geschwindigkeit, γ das spez. Gewicht, λ [kcal/mh °C] die Leitfähigkeit, c_p die spez. Wärme, $\alpha = \frac{\lambda}{c_p \cdot \gamma}$ [m²/h] die Temperaturleitfähigkeit und L [m] die Rohrlänge.

Die Werte λ und α sind von der Temperatur abhängig, und zwar ist hierfür die Temperatur der Grenzschicht maßgebend, die aus der Beziehung

$$T = T_k \frac{\frac{T_g}{T_k} - 1}{\ln \frac{T_g}{T_k}} \tag{429}$$

gefunden wird. T_k = kleinste, T_g = größte abs. Temperatur (Gas und Wand). Für die meisten technischen Fälle kann man mit dem Mittel zwischen Gas- und Wandtemperatur rechnen.

Zahlentafel 40.
 $b = \lambda^{0,21} \cdot (\gamma c_p)^{0,79}$ für Luft und angenähert für Rauchgas.

$t_m = 0$	$b = 0,170$	$t_m = 350$	$b = 0,105$	$t_m = 700$	$b = 0,083$
50	0,154	400	0,101	750	0,081
100	0,142	450	0,097	800	0,080
150	0,132	500	0,093	850	0,079
200	0,124	550	0,090	900	0,078
250	0,117	600	0,088	950	0,077
300	0,111	650	0,085	1000	0,076

Nach Schack¹ ist die Wärmeübergangszahl für Luft in Rohren

$$\alpha = (3,55 + 0,00168 \cdot t_i) \cdot \frac{w_0^{0,75}}{d^{0,25}} \text{ [kcal/m}^2 \text{ h}^\circ \text{C]} \quad (430)$$

und für beliebige Gase und überhitzte Dämpfe

$$\alpha = 20,9 \cdot c_p^{0,77} \cdot \lambda^{0,23} \cdot \frac{w_0^{0,75}}{d^{0,25}} \text{ [kcal/m}^2 \text{ h}^\circ \text{C]} \quad (431)$$

w_0 ist die reduzierte Geschwindigkeit bei 0°C . Für Rauchgas ($n=1$) gibt Schack eine 6% größere Wärmeübergangszahl an, bei Wasserdampf ist die Steigerung 15%, bei Wasserstoff 58% und bei Koksöfengas 71%.

Auf Grund des vorhandenen Versuchsmaterials ist der Einfluß der Geschwindigkeit unbestritten, der Einfluß des Durchmessers dagegen nicht ausreichend geklärt, er wird zwischen der 0,16- bis 0,25-ten Potenz liegend gefunden, der Einfluß der Rohrlänge sehr umstritten² und der Einfluß der Temperatur sehr gering³, besonders wenn man mit der reduzierten Geschwindigkeit rechnet. Erhöhte Wandrauigkeit erhöht auch die Wärmeübergangszahl⁴. In engen Spalten (Luftvorwärmer-

¹ Schack, A.: Der industrielle Wärmeübergang. 2. Aufl. Düsseldorf 1940 S. 102/104.

² Während Schulze (E. Schulze: Versuche zur Bestimmung der Wärmeübergangszahl von Luft und Rauchgas in technischen Rohren. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 2 (1928/29) Heft 4 S. 223/244) keinen Einfluß der Rohrlänge festgestellt hat, findet Nusselt die Potenz $-0,05$, Haucke (Arch. Wärmew. Bd. 11 (1930), Heft 2 S. 53/61) sogar die Potenz $-0,29$, während W. Stender (Wiss. Veröff. Siemenskonzern IX, 2) auf Grund theoretischer Überlegungen überhaupt die Möglichkeit verneint, ein einfaches Potenzgesetz zu finden, da sich α_m einem konstanten Mindestwert α_{\min} näherte.

³ Nusselt, W.: Der Einfluß der Gastemperatur auf den Wärmeübergang im Rohr. Techn. Mech. Thermodyn. Bd. 1 (1930) Heft 8 S. 277/290.

⁴ Böhm, H.-H.: Versuche zur Ermittlung der konvektiven Wärmeübergangszahlen an gemauerten Kanälen. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 6 (1932/33) Heft 10 S. 423/431 — Schefels, G.: Reibungsverluste in gemauerten engen Kanälen und ihre Bedeutung für die Zusammenhänge zwischen Wärmeübergang und Druckverlust in Winderhitzern. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 6 (1932/33) Heft 11 S. 477/486.

taschen)¹ wird mitunter schon das Gebiet laminarer Strömung erreicht, außerdem zeigt sich, wohl hauptsächlich bedingt durch die Anlaufstörungen zwischen dem laminaren und turbulenten ein sehr breites Übergangsgebiet².

Ebene Wand.

Für ebene Wände ist nach Jürges³

$$\alpha = 6,14 \cdot w^{0,78} + 4,6 \cdot e^{-0,6} \cdot w \quad (432)$$

und im Bereich der Geschwindigkeiten $w \geq 5$ m/sec

$$\alpha = 6,14 \cdot w^{0,78} . \quad (433)$$

Diese Versuche sind bei 50° Wand-, 20° Lufttemperatur durchgeführt.

Das Problem der mit großer Geschwindigkeit angeströmten Platte behandeln Eckert und Drewitz⁴.

Rohre (außen) und Rohrbündel.

Für die Strömung um ein Rohr (oder einen Draht), senkrecht zur Rohrachse, hat Ulsamer⁵ unter Mitbenutzung aller vorliegender Versuchsergebnisse die Formel aufgestellt

$$\text{Darin ist} \quad Nu = c(Re)^n . \quad (434)$$

$$Nu, \text{ die Nusseltsche Kennzahl} = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda_m} , \quad (435)$$

$$Re, \text{ die Reynoldssche Zahl} = \frac{w \cdot d}{\nu_m} = \frac{w \cdot \rho_m \cdot d}{\eta_m} , \quad (436)$$

wobei die Mittelwerte der Stoffzahlen einzusetzen sind, also z. B.

$$\lambda_m = \frac{1}{\Theta_w} \int_{T_0}^{T_w} \lambda \cdot dT . \quad (437)$$

Θ_w = Übertemperatur der Wand (T_w) über die ungestörte Temperatur des Mediums (T_0).

¹ Gumz, W.: Die Luftvorwärmung im Dampfkesselbetrieb. 2. Aufl. Berlin 1933 S. 219/229. — Molly, Hermann: Der Wärmeübergang an einen zwischen zwei ebenen parallelen Platten bewegten Luftstrom. Diss. Dresden 1935.

² Washington, L., u. W.M. Marks: Heat transfer and pressure drop in rectangular air passages. Industr. Engng. Chem. Bd. 29 (1937) Heft 3 S. 337/345; vgl. auch Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 11 S. 327/329.

³ Jürges: Ges. Ing. Bd. 45 (1922) Heft 52 S. 641 und Beih. 3 z. Ges. Ing. Reihe 1 (1924) S. 19.

⁴ Eckert, E., u. O. Drewitz: Forschung Bd. 11 (1940) Heft 3 S. 116/124.

⁵ Ulsamer, J.: Die Wärmeabgabe eines Drahtes oder Rohres an einen senkrecht zur Achse strömenden Gas- oder Flüssigkeitsstrom. Forschung Bd. 3 (1932) Heft 2 S. 94/98.

Die Konstanten c und n in Gl. (434) sind bei Luft

	c	n
bei $Re = 50 - 10000$	0,536	0,50
bei $Re < 50$	0,817	0,385

Die Verteilung des Wärmeüberganges auf die Rohroberfläche zeigt Abb. 92 nach Messungen von E. Schmidt und Wenner¹.

Hilpert² hat den Temperatureinfluß durch die Formel

$$Nu = c \left(Re \left(\frac{T_w}{T_0} \right)^{1/4} \right)^n \quad (438)$$

erfaßt, außerdem Profilrohre untersucht.

Rohrbündel sind von Reiher³ und neuerdings von amerikanischen und russischen Forschern⁴⁻⁸ eingehend untersucht worden. Während sich Reiher auf Rohrbilder mit Rohrabständen gleich dem doppelten Rohrdurchmesser beschränkte, haben die neueren Arbeiten⁹ auch den Einfluß der Rohrabstände geklärt. Nach Grimison⁶ ist

$$Nu = 0,284 \cdot f_A \cdot f_Z \cdot (Re)^{0,61}. \quad (439)$$

Daraus ergibt sich die Wärmeübergangszahl für das Bündel zu

$$\alpha = 0,284 \cdot f_A \cdot f_Z \cdot \lambda \cdot \nu^{-0,61} \cdot d^{-0,39} \cdot w^{0,61}. \quad (440)$$

¹ Schmidt, E., u. K. Wenner: Wärmeabgabe über den Umfang eines angeblasenen geheizten Zylinders. Forsch. Ing.-Wes. Bd. 12 (1941) Heft 2 S. 65/73.

² Hilpert, R.: Wärmeabgabe von geheizten Drähten und Rohren im Luftstrom. Forschung Bd. 4 (1933) Heft 5 S. 215/224.

³ Reiher, H.: Wärmeübergang von strömender Luft an Rohre und Röhrenbündel im Kreuzstrom. Forschungsheft 269. Berlin 1925.

⁴ Orville L. Pierson: Experimental Investigation of the Influence of Tube Arrangement on Convection Heat Transfer and Flow Resistance in Cross Flow of Gases over Tube Banks. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 59 (1937) Heft 7 S. 563/572; Ref. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 7 S. 261.

⁵ Huge, E. C.: Experimental Investigation of Effects of Equipment Size on Convection Heat Transfer and Flow Resistance in Cross Flow of Gases over Tube Banks. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 59 (1938) Heft 7 S. 573/581.

⁶ Grimison, E. D.: Correlation and Utilization of New Data on Flow Resistance and Heat Transfer for Cross Flow of Gases oder Tube Banks. Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 59 (1938) Heft 7 S. 583/594.

⁷ Antufjev, V. M., u. L. S. Kosatschenko: Der Wärmeaustausch zwischen Gasen und Rohrbündeln im Kreuzstrom. Sov. Kottloturbostroenie (1937) Heft 5 S. 241—248; Ref. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 12 S. 352.

⁸ Kuznecov, N. V., u. V. A. Lokšin: Die Wärmeübertragung durch Konvektion in Rohrbündeln, die im Querstrom beaufschlagt werden. Teplo i Sila Bd. 13 (1937) Heft 10 S. 19/26; Ref. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 9 S. 294.

⁹ Zu Fußnote 3 bis 7 vgl. ferner Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 11 S. 345 bis 347; ferner R. Benke: Der Wärmeübergang von Rohrelementen an Luft im Kreuzstrom bei größeren Abstandsverhältnissen. Arch. Wärmew. Bd. 19 (1938) Heft 11 S. 287/291.

Darin bedeuten:

α = Wärmeübergangszahl in kcal/m²h ° C.

f_A = Anordnungsbeiwert, der für fluchtende Rohranordnung der Abb. 93, für versetzte Rohranordnung bei weiten Bündeln der Abb. 94, bei engen Bündeln Abb. 95 entnommen werden kann.

f_Z = Rohrzahlbeiwert (= 1 bei 10 Rohrreihen, in Strömungsrichtung gezählt), der Abb. 96 zu entnehmen.

λ = Wärmeleitfähigkeit in kcal/m h ° C.

ν = kinematische Zähigkeit in m²/s.

d = Rohrdurchmesser in m.

w = Gasgeschwindigkeit (im engsten Querschnitt) in m/s.

$\sigma_1 = s_1/d$ = Verhältnis von Rohrabstand in einer Rohrreihe (quer zur Gasströmungsrichtung) zum Rohrdurchmesser.

$\sigma_2 = s_2/d$ = Verhältnis des Abstandes zweier Rohrreihen (Rohrabstand in der Gasströmungsrichtung) zum Rohrdurchmesser (in Abb. 94/96).

λ und ν sind auf das Mittel aus der Rohrwandtemperatur und der mittleren Gastemperatur zu beziehen.

Weicht die Gasströmungsrichtung von 90° ab, so erhält man nach Vornehm¹ und Ornatkij², in guter Übereinstimmung, eine Verringerung der Wärmeübergangszahl mit abnehmendem Anströmwinkel β nach Abb. 97.

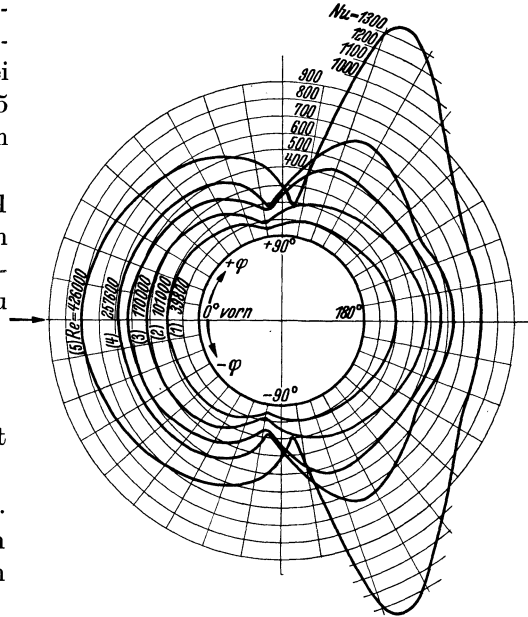


Abb. 92. Kennzeichnende Wärmeübergangskurven im Polardiagramm.

Kurven (1) und (2) im vorkritischen Widerstandsgebiet; Kurven (3) und (4) im kritischen Widerstandsgebiet; Kurve (5) im nachkritischen Widerstandsgebiet (gegebenenfalls Ende des krit. Bereichs). (Nach E. Schmidt und Wenner.)

¹ Vornehm, L.: Versuche über den Einfluß der Anströmrichtung auf den Wärmeübergang von einem strömenden Gas an Körperoberflächen. Diss. München 1932. — Z. VDI Bd. 80 (1936) Heft 22 S. 702/703.

² Ornatkij, A. P.: Wärmeabgabe eines Rohrbündels in Abhängigkeit vom Auftreffwinkel der Gasströmung. Sov. Kotlurbostroenie Nr 2 (1940) S. 48/52. — Ref. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 1 S. 18.

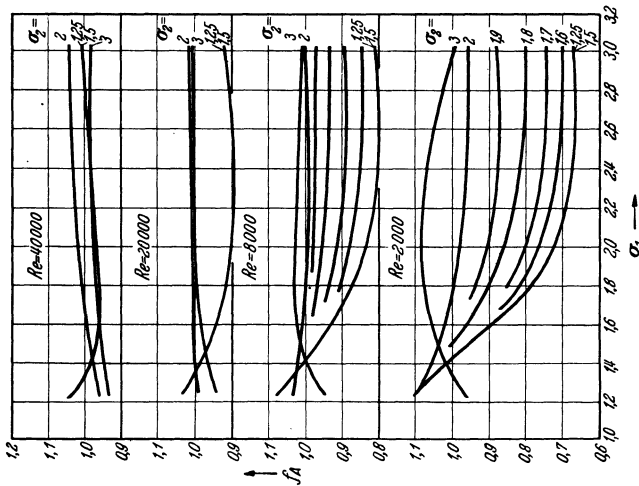


Abb. 93. Anordnungsbeiwert f_A bei fluchtender Rohranordnung.

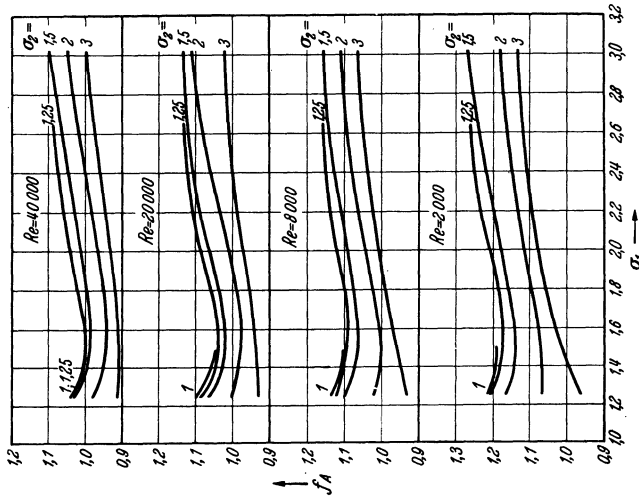


Abb. 94. Anordnungsbeiwert f_A bei versetzter Rohranordnung.

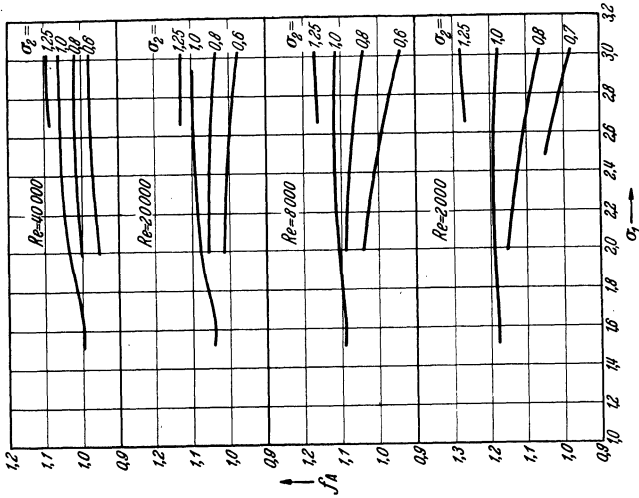


Abb. 95. Anordnungsbeiwert f_A bei versetzter Rohranordnung (enges Bündel).

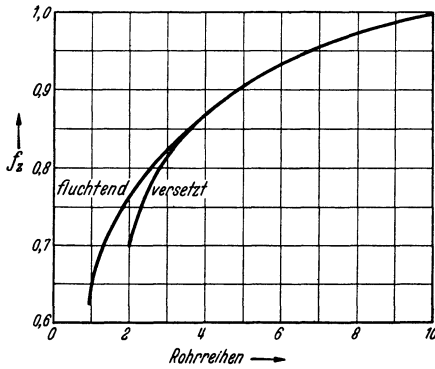


Abb. 96. Rohrzahlbeiwert f_z (nach Pierson).

Bei einer Strömung längs der Rohre ist die Formel für die Strömung in Rohren anzuwenden unter Berücksichtigung des äquivalenten Durchmessers des wirklichen Strömungsquerschnittes nach Gl. (427), vgl. Abb. 98.

Rippenrohre.

Einem Sonderfall stellt das Rippenrohr dar, wie es besonders in Vorwärmern (vereinzelt auch in Kesseln)¹ verwendet wird. Ein Rippenrohrbündel hat den Vorteil, einer guten und gleichmäßigen Gasverteilung. Eingehende Untersuchungen auf Grund der theoretischen Vorarbeiten von E. Schmidt² haben Neussel³ und ten Bosch⁴ angestellt. Außer den Rohrabmessungen spielen auch Rippenhöhe, Rippenabstand und Rippenstärke eine Rolle, und zwar sind stärkere Rippen im allgemeinen vorteilhafter als dünne.

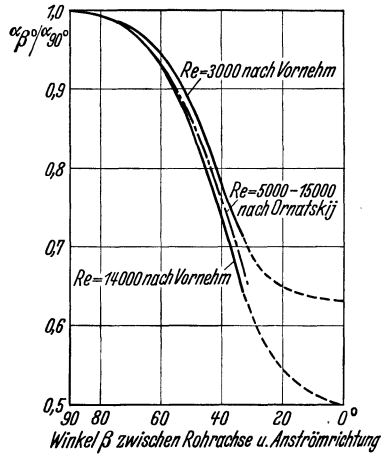


Abb. 97. Einfluß des Anströmwinkels auf den Wärmeübergang (bezogen auf α_{90°) nach Versuchen von Vornehm und Ornatkskj.

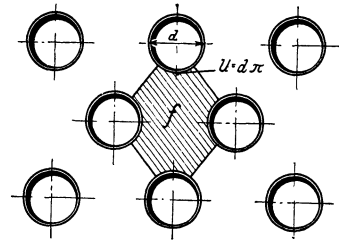


Abb. 98. Äquivalenter Durchmesser bei der Strömung längs der Rohre eines Rohrbündels.

Wärmeübergang an Schüttstoffe.

Für den Wärmeübergang an Schüttstoffe hat Furnas⁵ eine empirische Formel aufgestellt. Saunders und Ford⁶ und Traustel⁷ haben

¹ d'Huart, K.: Rippenrohrkessel. Wärme Bd. 53 (1930) Heft 8 S. 113/116.
² Schmidt, E.: Die Wärmeübertragung durch Rippen. Z. VDI Bd. 70 (1926) Heft 26, 28 S. 885/889, 947/951.
³ Neussel: Wärmedurchgang und Wärmeaufnahme von Rippenrohren. Arch. Wärmew. Bd. 10 (1929) S. 51/56.
⁴ ten Bosch: Die Wärmeübertragung. 3. Aufl. Berlin 1936 S. 69/74.
⁵ Furnas, C. C.: Bull. Bur. Min. (1932) S. 1/88; vgl. auch Heiligenstaedt a. a. O. S. 84/86.
⁶ Vgl. Stahl u. Eisen Bd. 60 (1940) Heft 6 S. 129/131.
⁷ Traustel, S.: Wärme- und Stoffübergang in Kugelschüttungen. Feuerungs-techn. Bd. 29 (1941) Heft 6 S. 129/131.

diesen Fall theoretisch behandelt. Bei einem Lückenvolumen von $V = 0,375$ bis $0,380$ ist¹

$$Nu = \frac{0,106}{1 - V} \cdot Re \cdot Pr, \quad (441)$$

der Mindestwert ist nach Traustel² für diesen Bereich

$$Nu = 28,8. \quad (442)$$

Wärmeübergang an Schwebeteilchen.

Für kugelförmige Schwebeteilchen ist nach Gumz³ im Bereich $0,1 < Re < 50$

$$\alpha_k = 1,694 \frac{\lambda}{d} (Re)^{0,15}. \quad (443)$$

Nach neueren Messungen⁴, die allerdings wegen der versuchstechnischen Schwierigkeiten etwas unsicher sind, ergeben sich jedoch höhere Werte, die etwa mit der Wärmeübergangszahl an Zylinder gleichen Durchmessers zusammenfallen.

Wärmeübergang an Wasser, Öl und Heißdampf.

Der Wärmeübergang auf der Wasser- und Dampfseite spielt wegen des geringen Wärmeübergangswiderstandes nur eine untergeordnete Rolle. Für strömendes Wasser kann man nach Schack⁵ auf Grund der Messungen von Stanton, Soennecken, Stender, McAdams, Forst, Blake und Peters setzen

$$\alpha = 2900 \cdot w^{0,85} \cdot (1 + 0,014 \cdot t_{fl}) \quad (444)$$

für Öl⁶ ergeben sich 5 bis 10% der Werte für Wasser je nach der Zähigkeit.

Der Wärmeübergang von Heißdampf kann nach Formel (426) erfaßt werden⁷.

$$1 \quad Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda}; \quad Re = \frac{w \cdot d}{\nu}; \quad Pr = \frac{\nu}{a}; \quad a = \frac{\lambda}{c}.$$

² Traustel, S.: Fußn. 7 S. 259.

³ Gumz, W.: Vergasung in der Schwebel. Diss. Berlin 1938; auch Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 12 S. 361/370.

⁴ Dreyer, H.: Über den Wärmeübergang von Gasen an Schwebekörper. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 3 S. 60/62 und die dort angeführten russischen Originalarbeiten.

⁵ Schack, A.: a. a. O. S. 135/146.

⁶ Kraussold, H.: Die Wärmeübertragung bei zähen Flüssigkeiten. Forschungsheft 351. Berlin 1931.

⁷ Gumz, W., u. Fr. Michel: Die Wärmeübertragung in Überhitzern. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 13/14 u. 15/16 S. 129/134 und 152/155. — Besonders sei noch auf die dort angewandte Möglichkeit hingewiesen, an Stelle der Geschwindigkeit die Querschnittsbelastung in $\text{kg/m}^2\text{h}$ einzuführen.

Der Wärmedurchgang.

Die Wärmedurchgangszahl k ($\text{kcal}/\text{m}^2\text{h}^\circ\text{C}$) wird ermittelt aus der Beziehung

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}. \quad (445)$$

Bei reiner Heizfläche ist δ/λ zu vernachlässigen, dagegen wirkt es sich bei äußerer und innerer Verschmutzung durch Ruß, Staubkrusten, Kesselstein, Ölbelag auch bei geringer Schichtstärke (m) infolge der geringen Leitfähigkeit (λ) stark aus.

Abb. 99 und Zahlentafel 41 geben einen Anhalt über die Größenordnung dieses Einflusses, der meist infolge seiner Unberechenbarkeit je nach dem Grade der zu erwartenden Verschmutzung geschätzt werden muß.

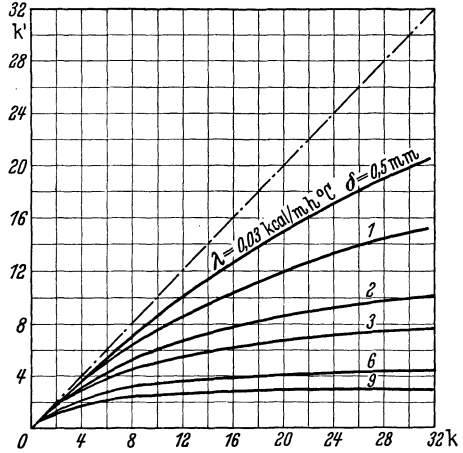


Abb. 99. Einfluß der Heizflächenverschmutzung auf die Wärmedurchgangszahl.

Zahlentafel 41. Wärmeleit Zahlen.

Stoff	Temperatur	Wärmeleit zahl
Eisen	100	47
	300	43
	600	32
Koks	20	0,13
Ruß	—	0,03—0,06
Öl	15	0,1—0,15
Schamottestein	200	1,00
	500	1,16
Silikastein	50—1000	0,6—1,2
Kesselstein ¹ gipsreich . . .	300	0,6—2,0
	„ silikatreich . . .	300

Bei der Berechnung der Wärmeübergangszahl außen und der Bestimmung der Gasgeschwindigkeit ist auf den wirklichen Strömungsverlauf und den wirklich beaufschlagten Strömungsquerschnitt zu achten, und nur dieser ist in Rechnung zu setzen.

¹ Eberle, Chr., u. Cl. Holzhauser: Die Wärmeleitfähigkeit von Kesselsteinen. Arch. Wärmew. Bd. 9 (1928) Heft 6 S. 171/179. — Eberle, Chr.: Die Wärmeleitfähigkeit von Kesselstein. Arch. Wärmew. Bd. 10 (1929) Heft 10 S. 334/336. — Stumper, R.: Physikalisch-chemische Betrachtungen über die Kesselsteinbildung. Wärme Bd. 57 (1934) Heft 18 S. 289/292.

Der mittlere Temperaturunterschied.

Ist τ_k die kleinste und τ_g die größte auftretende Temperaturdifferenz, so ist die mittlere Temperaturdifferenz

$$\tau_m = \frac{\tau_g - \tau_k}{\ln \frac{\tau_g}{\tau_k}}. \quad (446)$$

Vgl. Abb. 100. Bei nicht zu großen Temperaturunterschieden und nicht

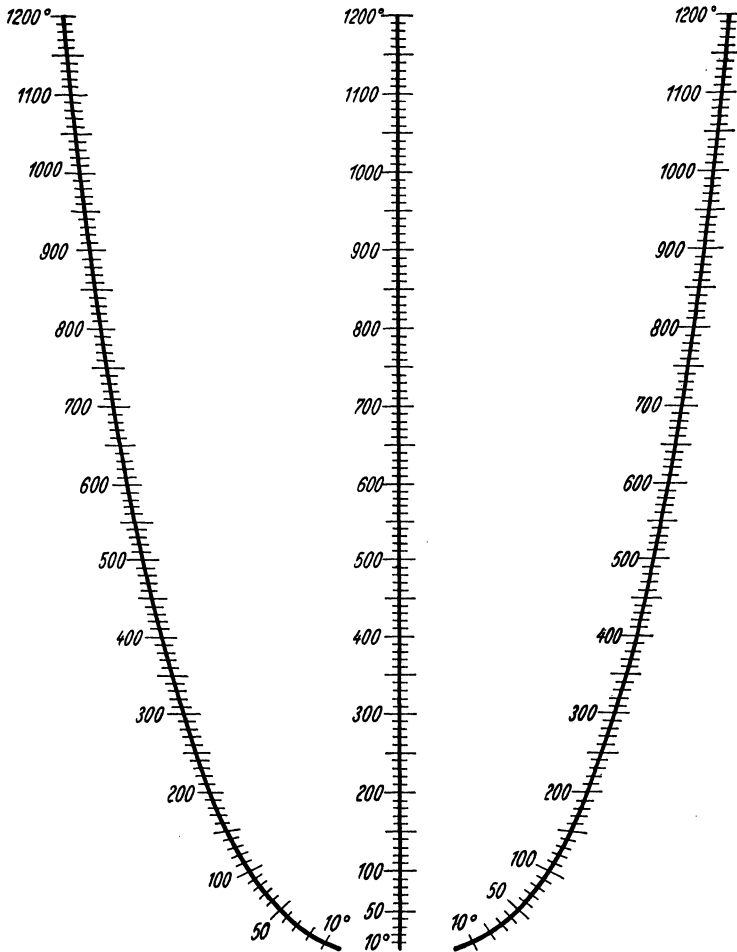


Abb. 100. Tafel zur Bestimmung des mittleren Temperaturunterschiedes (nach Batke).

zu großen Verschiedenheiten der Wasserwerte der beiden Medien kann man einfach setzen

$$\tau_m = \frac{\tau_g + \tau_k}{2}. \quad (447)$$

Nach Heiligenstaedt¹ kann man Gl. (446) in der Form

$$\tau_m = n \cdot \frac{\tau_g + \tau_k}{2} \quad (448)$$

schreiben, wobei n der Abb. 101 entnommen wird.

Bei Kreuzstrom erhält man Werte, die zwischen Gleich- und Gegenstrom liegen. Eine mathematische Lösung hat Nusselt² angegeben.

Der Stoffaustausch.

Für den Stoffübergang lassen sich formal gleiche Beziehungen aufstellen wie für den Wärmeübergang³, als grundlegende Bedingung für die Ähnlichkeit der Temperatur- und Konzentrationsfelder gilt die Beziehung⁴

$$\frac{a}{D} = 1 \quad (449)$$

(a = Temperaturleitzahl, D = Diffusionszahl). Diese Bedingung ist gleichbedeutend mit der Forderung, daß die Prandtlische Kennzahl

$$Pr = 1 \quad (450)$$

gesetzt wird.

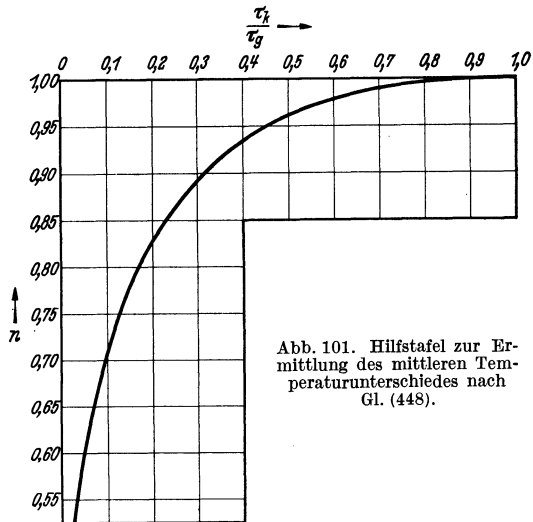


Abb. 101. Hilfstafel zur Ermittlung des mittleren Temperaturunterschiedes nach Gl. (448).

¹ Heiligenstaedt, W.: Regeneratoren, Rekuperatoren, Winderhitzer. Berlin 1931.

² Nusselt, W.: Eine neue Formel für den Wärmedurchgang im Kreuzstrom. Techn. Mech. Thermodyn. Bd. 1 (1930) Heft 12 S. 417/422. — Vgl. dazu auch die Hilfstafel in Gumz: Die Luftvorwärmung im Dampfkesselbetrieb. 2. Aufl. Berlin 1933 S. 237 Abb. 108.

³ Traustel, S.: Verbrennung in der Schwebel. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 1 S. 1/6.

⁴ Gröber-Erk: a. a. O. S. 203.

Vergasung.

Das Gaseorgasgleichgewicht.

Der Umsatz des Vergasungsmittels mit dem zu vergasenden Brennstoff vollzieht sich nach dem Massenwirkungsgesetz und ist gekennzeichnet durch die für die betreffende Reaktion geltende Gleichgewichtskonstante. Wir betrachten zunächst als einfachstes Beispiel die Vergasung von reinem Kohlenstoff mit trockener Luft als Vergasungsmittel. Das erzeugte Gas ist das sog. „Luftgas“, es besitzt aber praktisch insofern keine Bedeutung, als schon der geringe Wasserdampfgehalt der Luft beim Vergasungsvorgang bemerkbar ist, ganz abgesehen von der üblichen stärkeren Wasserdampfanreicherung der Vergasungsluft. Die Luft werde dem Gaserzeuger von unten zugeführt, wo sie in der Verbrennungszone des Gaserzeugers einen Teil des Kohlenstoffs zu CO_2 verbrennt bis zu der vollständigen Aufzehrung ihres Sauerstoffgehaltes. Die entstehende Kohlensäure wird dann in der darüberliegenden Zone nach der Gleichung



zu Kohlenoxyd reduziert (Reduktionszone). Da Gl. (451) in beiden Richtungen verlaufen kann, erfolgt die Einstellung dieser Reaktion entsprechend der Gleichgewichtskonstanten, die nach Gl. (59)

$$K_{p_B} = \frac{p_{\text{CO}}^2}{p_{\text{CO}_2}} \quad (452)$$

ist. Dieses Gleichgewicht wurde erstmals von Boudouard¹ genauer untersucht und wird daher oft als das „Boudouardsche Gleichgewicht“ bezeichnet. Die Messungen wurden später von zahlreichen Forschern wiederholt, verbessert und erweitert, die Ergebnisse weichen aber oft beträchtlich voneinander ab, hervorgerufen durch die Tatsache, daß die Durchführung solcher Messungen im Laboratoriumsmaßstab auf größte Schwierigkeiten stößt, einmal wegen der hohen Wärmeverluste, die in den Apparaturen von so kleinen Abmessungen auftreten, dann aber auch wegen der Schwierigkeit einer einwandfreien Temperaturmessung, die angesichts der überaus starken Temperaturabhängigkeit dieses Gleichgewichts von entscheidender Bedeutung ist. Die Messung der Reaktionstemperatur ist ferner dadurch erschwert, daß das Gas aus der

¹ Boudouard, O.: C. R. Acad. Sci., Paris Bd. 128 (1899) S. 824, 1524; Bd. 130 (1900) S. 132; Bd. 131 (1900) S. 1204 — Ann. Chim. Phys. Serie 7 Bd. 24 (1901) S. 354.

Oxydationszone kommend zunächst einen Wärmeüberschuß mitbringt, der in dem Maße abnimmt, wie die wärmeverbrauchende (endotherme) Vergasungsreaktion vor sich geht, und daß die Reaktionstemperatur dort auftritt, wo sich die Reaktion abspielt, nämlich an und in unmittelbarer Nähe der Oberfläche des festen Kohlenstoffs. Man stößt daher wegen der Inkonzanz der Temperaturen sowohl in Längsrichtung als auch in Querrichtung des Reaktionsraumes auf die größten Meßschwierigkeiten, die bei vielen Untersuchungen keineswegs genügend beachtet worden sind, auch fehlt meist eine hinreichend scharfe Definition, welche Temperatur gemeint und gemessen worden ist. Es ist daher erklärlich, daß so außerordentlich starke Abweichungen gefunden worden sind. Die so festgestellten Abweichungen wurden teilweise als Beweis dafür angesehen, daß die Gleichgewichte eben nicht erreicht würden, und zwar infolge einer zu kurzen Kontaktzeit¹. Diese Schlußfolgerungen sind jedoch unzutreffend. Wie durch Vergleich mit praktischen Versuchsergebnissen nachgewiesen werden kann, stellen sich in Gaserzeugern technischen Ausmaßes die Gasgleichgewichte, auch das Boudouardsche Gleichgewicht vollständig ein.

Neuere Messungen des Boudouardschen Gleichgewichts wurden von Bodmer², Terebesi³ und vielen anderen durchgeführt, jedoch ergeben sich die einwandfreiesten Zahlenwerte durch Berechnung aus den thermischen und spektroskopischen Daten⁴. Als sicherste Werte gelten heute die von Kassel⁵ und von Rossini⁶ errechneten Gleichgewichtskonstanten, die sich recht gut durch die Näherungsgleichung

$$\log K_{p_B} = 9,1106 - \frac{8841,7}{T} \quad (453)$$

wiedergeben lassen, wie Zahlentafel 42 zeigt.

¹ Besonders werden für diesen Beweis die Versuche von Clement, Adams und Haskins [Bull. Bur. Min. Nr. 7 (1911)] herangezogen, die jedoch durchaus falsche Vorstellungen zu erwecken in der Lage sind, denn die Art der Durchführung der Temperaturmessung gestattet keine genaue Feststellung der Temperatur an der Oberfläche der festen Phase, wo die Reaktion tatsächlich vor sich geht.

² Bodmer, G.: Monatsbull. schweiz. Ver. Gas- u. Wasserfachm. Bd. 6 (1926) Heft 6 S. 181/186, Heft 7 S. 198/212 u. Heft 8 S. 239/245.

³ Terebesi, L.: Helv. chim. Acta Bd. 17 (1934) S. 823.

⁴ Über die Berechnung der Gleichgewichtskonstanten aus thermischen Daten und über Näherungsgleichungen vgl. A. Eucken: Der Chemie-Ingenieur Bd. III, 1. Teil Leipzig 1937; ferner H. Ulich: Kurzes Lehrbuch der physikalischen Chemie. Dresden und Leipzig 1938; H. Ulich: Näherungsformeln zur Berechnung von Reaktionsarbeiten und Gleichgewichten aus thermochemischen Daten. Z. Elektrochem. Bd. 45 (1939) Heft 7 S. 521/533 und Fuchs, O., u. K. Rinn: Die Berechnung von Gleichgewichten in der Gasphase aus thermischen Daten. Angew. Chemie Bd. 50 (1937) Heft 34 S. 708/712.

⁵ Kassel, L. S.: J. amer. chem. Soc. Bd. 56 (1934) S. 1838.

⁶ Rossini, F. D.: Z. chem. Phys. Bd. 6 (1938) S. 569.

Zahlentafel 42.

Die Gleichgewichtskonstanten der Reaktion $C + CO_2 \rightleftharpoons 2 CO$.

T °K	log K_{p_B}			
	nach Kassel	nach Rossini	nach Gl. (453)	nach Terebesi
500	—8,7399	—	—8,5728	—
600	—5,7213	—	—5,6255	—
700	—	—	—3,5204	{ —3,681 —3,493
800	—1,9547	—	—1,9415	—
900	—	—	—0,7135	—
1000	0,2810	0,2689	0,2689	—
1100	1,0899	1,0772	1,0727	{ 1,013 1,132
1200	—	1,7467	1,7425	—
1300	—	2,3093	2,3093	—
1400	—	2,7891	2,7951	—
1500	—	3,2022	3,2161	—

Solange wir nur die (vereinfachten) Verhältnisse der Luftgaserzeugung betrachten, ist die rechnerische Ermittlung der Gaszusammensetzung sehr einfach. Das erzeugte Gas enthält CO , CO_2 und N_2 . Diese drei Unbekannten lassen sich für alle Temperaturen aus den folgenden drei Bestimmungsgleichungen berechnen¹:

$$(I) \quad \frac{K_{p_B}}{P} = \frac{v_{CO}^2}{v_{CO_2}},$$

$$(II) \quad v_{CO_2} + v_{CO} + v_{N_2} = 1,$$

$$(III) \quad \frac{0,21}{0,79} = \frac{v_{CO_2} + \frac{1}{2} \cdot v_{CO}}{v_{N_2}}.$$

Daraus folgt

$$v_{CO} = -0,3025 \cdot K_{p_B} \pm \sqrt{(0,3025 \cdot K_{p_B})^2 + 0,21 \cdot K_{p_B}}, \quad (454)$$

$$v_{CO_2} = 0,21 - 0,605 \cdot v_{CO}, \quad (455)$$

$$v_{N_2} = 1 - (v_{CO} + v_{CO_2}). \quad (456)$$

Zahlentafel 43 und Abb. 102 zeigt die sich hieraus errechnende Gaszusammensetzung.

Eine andere Darstellungsweise bietet die Methode der Spaltungsgrade. Der Grundgedanke ist dabei folgender: Ein Teil des Kohlenstoffs wird in der Oxydationszone des Gaserzeugers durch das Vergasungsmittel verbrannt und es entsteht je nach der Zusammensetzung des Vergasungsmittels ein Verbrennungsgas von bekannter Zusammensetzung v'_{CO_2} , v'_{H_2O} und v'_{N_2} . Würde noch andere Gasbestandteile zugeführt wie z. B. die flüchtigen Bestandteile der Kohle bei Gleichstromvergasung, Kohlensäure bei den sog. „Regenerationsgasen“ oder Umwälzgas,

¹ Menzel, H.: Die Theorie der Verbrennung. Dresden und Leipzig 1924.

Zahlentafel 43. Luftgaszusammensetzung bei Vergasung von Kohlenstoff mit trockener Luft.

t °C	v_{CO} %	v_{CO_2} %	v_{N_2} %	$\frac{CO}{CO + CO_2}$	$\frac{CO}{CO_2}$
400	0,44	20,74	78,82	0,0208	0,0212
500	2,41	19,54	78,05	0,1098	0,1233
550	6,33	17,17	76,50	0,2694	0,3687
600	11,59	13,99	74,42	0,4521	0,8284
650	18,34	9,90	71,76	0,6494	1,8525
700	25,45	5,61	68,94	0,8194	4,5365
750	29,73	3,01	67,26	0,9081	9,8770
800	32,38	1,41	66,21	0,9583	22,9645
850	33,63	0,65	65,72	0,9810	51,738
900	34,19	0,32	65,49	0,9907	106,843
1000	34,65	0,04	65,31	0,9988	866,25
1100	34,71	0,00	65,29	1,0000	∞

fertiges Produktionsgas oder Fremdgas (wie im Falle des Thyssen-Galocsy-Gaserzeugers), so werden diese zusätzlichen Bestandteile ohne Schwierigkeit mitberücksichtigt. Der Kohlenstoff ist im Überschuß

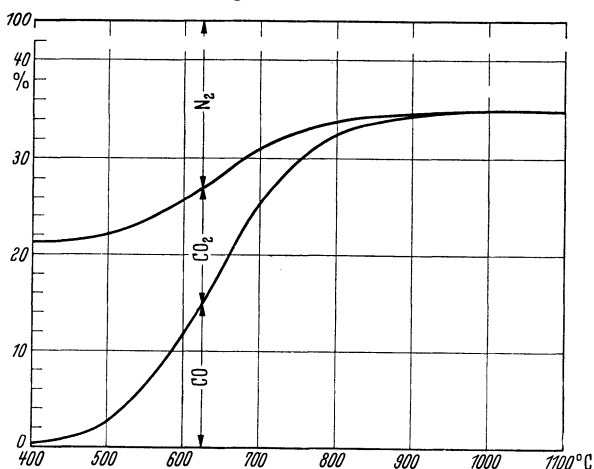


Abb. 102. Zusammensetzung von Luftgas bei der Vergasung von Kohlenstoff mit trockener Luft.

vorhanden — die Vergasung kann ja als eine unvollkommene Verbrennung mit Kohlenstoffüberschuß aufgefaßt werden — aller Sauerstoff wird also verbraucht und der wirklich verbrannte Kohlenstoff, dessen Mengenbestimmung zunächst gar nicht interessiert, erfolgt also mit theoretischer Sauerstoffmenge. Es ist für den Gang und das Ergebnis der Rechnung auch ganz unerheblich, daß in Wirklichkeit keine so scharfe Abgrenzung von Oxydations- und Reduktionszone vorhanden ist.

Wird reiner Kohlenstoff vergast — und in die Reaktionszone gelangt auch bei Vergasung von Kohle im allgemeinen immer nur reiner

Kohlenstoff — so ist der Sauerstoffbedarf

$$O_{\min} = \frac{22,39}{12,01} = 1,86427 \text{ Nm}^3/\text{kg C}, \quad (457)$$

der Luftbedarf

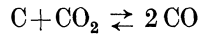
$$L_{\min} = \frac{100}{(O_2)} \cdot 1,86427 \text{ Nm}^3/\text{kg C}, \quad (458)$$

wenn (O_2) den Sauerstoffgehalt des Vergasungsmittels in Vol. % bedeutet. Das Verbrennungsgas ist dann folgendermaßen zusammengesetzt:

$$\begin{aligned} 1,8535 \text{ Nm}^3 \text{ CO}_2 &= \dots \% \text{ CO}_2, \\ \frac{(N')}{100} \cdot L_{\min} \text{ Nm}^3 \text{ N}_2 &= \dots \% \text{ N}_2, \\ \frac{(H_2O')}{100} \cdot L_{\min} \text{ Nm}^3 \text{ H}_2\text{O} &= \dots \% \text{ H}_2\text{O}. \end{aligned}$$

Dieses Endgas der Oxydationszone dient uns als Ausgangsgas für die weitere Berechnung. Beim Luftgas wird der H_2O -Gehalt = 0.

Bei der nun ausschließlich ablaufenden Reaktion



seien n Moleküle CO_2 vorhanden, von denen $n \cdot x$ am Kohlenstoff zu Kohlenoxyd reduziert werden, wobei $2 n \cdot x$ Moleküle CO entstehen. Es verbleiben also $n \cdot (1 - x)$ Moleküle CO_2 und die Summe der Moleküle des reagierenden Systems (= Summe der Teildrucke der reagierenden Bestandteile) ist $2 n \cdot x + n \cdot (1 - x) = n \cdot (x + 1)$. Der Teildruck der Kohlensäure ist dann

$$\frac{p_{CO_2}}{P} = \frac{(1 - x)}{(1 + x)}, \quad (459)$$

der Teildruck des Kohlenoxyds

$$\frac{p_{CO}}{P} = \frac{2x}{(1 + x)} \quad (460)$$

und die Gleichgewichtskonstante durch Einsetzen dieser Gleichungen in Gl. (452)

$$K_{p_B} = \frac{p_{CO}^2}{p_{CO_2}} = \frac{4x^2 P}{1 - x^2}. \quad (461)$$

Daraus ergibt sich der Spaltungsgrad der Kohlensäure zu

$$x = \sqrt{\frac{K_{p_B}}{K_{p_B} + 4P}}; \quad \alpha' = 100 \cdot \sqrt{\frac{K_{p_B}}{K_{p_B} + 4P}}. \quad (462)$$

Zahlentafel 44 und Abb. 103 gibt die Auswertung der Gl. (462) für den Druckbereich von 0 bis 1 Atm. und den Temperaturbereich von 500 bis 1100° C.

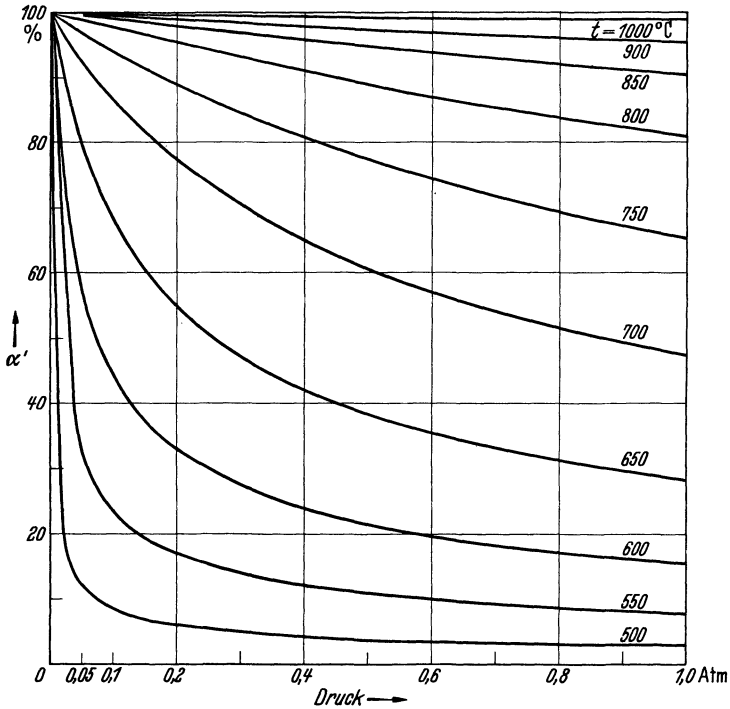


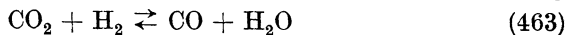
Abb. 103. Spaltungsgrade der Kohlensäure in % nach dem Schema $\text{CO}_2 + \text{C} \rightarrow 2 \text{CO}$.

Zahlentafel 44. Spaltungsgrade der Kohlensäure in %.

$t^\circ\text{C}$	Teildruck Atm.										
	0,05	0,10	0,20	0,30	0,40	0,50	0,60	0,70	0,80	0,90	1,00
500	12,09	8,581	6,080	4,967	4,303	3,812	3,514	3,254	3,044	2,870	2,723
550	32,34	23,46	16,82	13,80	11,98	10,73	9,806	9,085	8,503	8,020	7,610
600	56,97	44,01	32,75	27,23	23,80	21,41	19,62	18,22	17,07	16,12	15,32
650	79,34	67,78	54,61	46,98	41,86	38,11	35,22	32,90	30,99	29,37	27,98
700	92,33	86,19	76,87	70,04	64,75	60,51	57,01	54,05	51,51	49,29	47,34
750	96,76	93,81	88,65	84,25	80,45	77,12	74,17	71,54	69,17	67,02	65,06
800	98,68	97,41	95,01	92,78	90,70	88,75	86,93	85,21	83,59	82,06	80,61
850	99,43	98,86	97,76	96,70	95,67	94,67	93,70	92,76	91,85	90,97	90,11
900	99,73	99,47	98,95	98,44	97,93	97,43	96,94	96,46	95,98	95,51	95,05
1000	99,93	99,86	99,73	99,59	99,46	99,32	99,19	99,06	98,92	98,79	98,66
1100	99,98	99,96	99,92	99,87	99,83	99,79	99,75	99,70	99,66	99,62	99,58

Das Wassergasgleichgewicht.

Zwischen den Gasbestandteilen CO_2 , H_2 , CO und H_2O stellt sich das homogene Wassergasgleichgewicht ein. Entsprechend der Gleichung



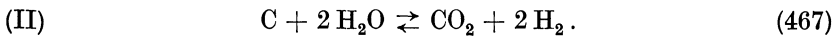
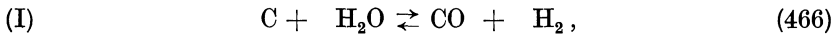
ist

$$K_W = \frac{p_{\text{CO}} \cdot p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{CO}_2} \cdot p_{\text{H}_2}} \quad (464)$$

Über diese Gleichgewichtskonstante liegt eine Reihe von Messungen vor¹, die schon wesentlich bessere Übereinstimmung zeigen als die Messungen des Boudouardschen Gleichgewichts, da ja die Versuchs- und Temperaturmeßschwierigkeiten bei einem homogenen Gasgleichgewicht wesentlich geringer sind, doch verdienen auch hier die aus spektroskopischen Daten ermittelten Werte den Vorzug. Zahlentafel 45 S. 271 gibt die K_W -Werte wieder, die sich aus der Berechnung von Kassel² ergeben unter Verwendung der Näherungsgleichung

$$K_W = -\frac{9902,735}{T} - 84,30368 \cdot \log T + 0,04096665 \cdot T - 5,630954 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 228,197084. \quad (465)$$

Die Gleichgewichtskonstante K_W dient uns hier vor allem zur Untersuchung der heterogenen Wassergasreaktion, die uns hier vor allem interessiert. Der Wasserdampf kann mit dem Kohlenstoff in folgender Weise reagieren:



Die Gleichgewichtskonstante der ersten Gleichung

$$K_{p_W} = \frac{p_{CO} \cdot p_{H_2}}{p_{H_2O}} \quad (468)$$

ergibt sich aus den Gleichgewichtskonstanten der Boudouardschen und der homogenen Wassergasreaktion zu

$$K_{p_W} = \frac{K_{p_B}}{K_W}, \quad (469)$$

wie man sich durch Division der rechten Seiten der Gln. (452) und (464) leicht überzeugen kann. Damit erübrigt es sich aber, auf die zweite Gl. (467) noch näher einzugehen, denn durch K_{p_B} und K_W ist ja jede nur mögliche Verknüpfung der Gasbestandteile CO, CO₂, H₂ und H₂O schon eindeutig festgelegt.

Das Methangasgleichgewicht.

Die Methanbildung kann man sich so vor sich gehend denken, daß zunächst nach dem heterogenen Wassergasgleichgewicht CO, H₂ und H₂O entstehen und daß dann die Reaktion



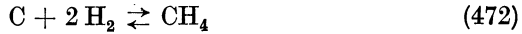
¹ Neumann und Köhler: Z. Elektrochem. Bd. 34 (1928) S. 218. Vgl. auch die zusammenfassende Darstellung bei P. Dolch: Wassergas. Leipzig 1936.

² Kassel, L. S.: J. Amer. chem. Soc. Bd. 56 (1934) S. 1838.

mit der Gleichgewichtskonstanten

$$K_M = \frac{p_{\text{CH}_4} \cdot p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{CO}} \cdot p_{\text{H}_2}^3} \quad (471)$$

eintritt. Das ist derselbe Wert, der sich aus der einfachen Bildungsgleichung



und dem Wassergasgleichgewicht ergibt. Zahlenwerte für die Gleichgewichtskonstante $K_{p_M} = \frac{p_{\text{CH}_4}}{p_{\text{H}_2}^2}$ dieser Reaktion lieferten Gordon und Barnes¹, die sich durch die Näherungsgleichung

$$\log K_{p_M} = \frac{4770}{T} - 5,7345 \quad (473)$$

gut wiedergeben lassen.

Die in den folgenden Berechnungen verwendeten Zahlenwerte der verschiedenen Gleichgewichtskonstanten sind in Zahlentafel 45 zusammengestellt.

Zahlentafel 45. Gleichgewichtskonstanten.

t °C	Generatorgas Gl. (453)		Homog. Wassergas Gl. (465)	Heterog. Wassergas Gl. (469)		Methan Gl. (473)
	K_{p_B}	$K'_{p_B} = 1/K_{p_B}$	K_W	K_{p_W}	$K'_{p_W} = 1/K_{p_W}$	K_{p_M}
500	0,002968	336,93	0,20466	0,014502	68,956	2,73064
550	0,023302	42,915	0,28715	0,081149	12,323	1,15165
600	0,096095	10,406	0,38810	0,24760	4,0388	0,53630
650	0,33986	2,9424	0,50604	0,67161	1,4890	0,27129
700	1,15531	0,86557	0,64043	1,80396	0,55434	0,14718
750	2,93553	0,34065	0,78892	3,72095	0,26875	0,084772
800	7,42050	0,13476	0,95142	7,79939	0,12822	0,051401
850	17,2708	0,057901	1,12490	15,3532	0,065133	0,032588
900	37,4041	0,026735	1,30765	28,6041	0,034960	0,021478
1000	146,231	0,0068385	1,69485	86,2796	0,011590	0,010293
1100	468,720	0,0021335	2,09960	223,2425	0,0044794	0,0054909

In der 3. und 6. Spalte sind auch die Kehrwerte K'_{p_B} und K'_{p_W} des Boudouardschen und des heterogenen Wassergasgleichgewichtes angegeben, da es mitunter bequemer ist, mit diesen Werten zu rechnen.

Vorausberechnung von Vergasungsvorgängen.

In jedem wirklichen Vergasungsprozeß treten allein schon durch die Luftfeuchtigkeit, dann aber auch durch die übliche Luftbefeuchtung (Aufsättigung auf 50 bis 60°) in jedem Generatorgas die 6 Gasbestand-

¹ Landolt-Börnstein: Physikalisch-chemische Tabellen. III. Erg.-Bd. 3. Tl. Berlin 1936.

teile CO, CO₂, H₂, CH₄, H₂O und N₂ auf. Da die endgültige Gaszusammensetzung und die Reaktionstemperatur zunächst unbekannt ist, kann auch die je kg Brennstoff benötigte Vergasungsmittelmenge und die erzeugte Gasmenge — oder umgekehrt je Nm³ erzeugtes Gas die Vergasungsmittelmenge und zu vergasende Brennstoffmenge — nicht ohne weiteres angegeben werden. Es treten somit 9 Unbekannte auf, zu deren Aufsuchung 9 Bestimmungsgleichungen notwendig sind. Diese Gleichungen sind nach dem von Traustel¹ entwickelten Rechenverfahren die folgenden:

- (1) $v_{\text{CO}} + v_{\text{CO}_2} + v_{\text{H}_2} + v_{\text{CH}_4} + v_{\text{H}_2\text{O}} + v_{\text{N}_2} = 1,$
- (2) die Kohlenstoffbilanz,
- (3) die Wasserstoffbilanz,
- (4) die Sauerstoffbilanz,
- (5) die Stickstoffbilanz,
- (6) das Boudouardsche Gleichgewicht,
- (7) das heterogene Wassergasgleichgewicht,
- (8) das Methangleichgewicht,
- (9) die Wärmebilanz.

Die Lösung dieses Gleichungssystems ist natürlich nicht so einfach möglich, Traustel beschreitet daher folgenden Weg: Die Reaktionstemperatur wird angenommen, am Ende der Rechnung geprüft und gegebenenfalls berichtigt. Ferner wird dann der CO-Gehalt angenommen, der CO₂-Gehalt, H₂-Gehalt und CH₄-Gehalt daraus errechnet. Diese drei Werte ergeben wiederum einen CO-Gehalt, der bei richtig liegender Schätzung mit dem angenommenen Wert übereinstimmen müßte. Der Unterschied zwischen dem so errechneten und dem ursprünglich angenommenen CO-Gehalt kann dann z. B. graphisch ausgewertet werden, so daß der richtige CO-Wert verhältnismäßig schnell eingegabelt werden kann. Mit diesen Werten wird dann noch der H₂O-Gehalt, der N₂-Gehalt und schließlich Brennstoff- und Vergasungsmittelmenge je Nm³ erzeugtes Gas errechnet.

Traustel empfiehlt zur Erleichterung der Rechnung zunächst die Analyse des Brennstoffs (B) auf Nm³/kg Brennstoff umzurechnen,

¹ Traustel, S.: Praktische Berechnung von Vergasungsgleichgewichten. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 5 S. 105/114. Traustel fußt bei seinen Ableitungen auf den Vorarbeiten von T. Cerasoli: Il calcolo della composizione del gas misto. Ann. di Chim. Applicata Bd. 13 (1923) S. 257/270 und Gas u. Wasserfach Bd. 70 (1927) Heft 22 S. 508/510.; F. Danulat: Die restlose Vergasung fester Brennstoffe mit Sauerstoff unter hohem Druck. Berlin. Diss. 1936; H. Reister: Die Erzeugung eines kohlenstofffreien Gases durch Vergasung mit Sauerstoff. Berlin. Diss. 1936 (noch im Druck) und S. Traustel: Verbrennung, Vergasung und Verschlackung. Berlin. Diss. 1939.

sie lautet dann

$$C_B = \frac{22,4}{12} \cdot (C) \quad [\text{Nm}^3 \text{C}_1/\text{kg Brennstoff}] \quad (474)$$

$$H_B = \frac{22,4}{2} \cdot (H) + \frac{22,4}{18} \cdot (W) \quad [\text{Nm}^3 \text{H}_2/\text{kg Brennstoff}] \quad (475)$$

$$O_B = \frac{22,4}{32} \cdot (O) + \frac{22,4}{36} \cdot (W) \quad [\text{Nm}^3 \text{O}_2/\text{kg Brennstoff}] \quad (476)$$

$$N_B = \frac{22,4}{28} \cdot (N) \quad [\text{Nm}^3 \text{N}_2/\text{kg Brennstoff}]. \quad (477)$$

Auch das Vergasungsmittel (V) wird in dieser Weise in Elementarbestandteile zerlegt.

$$C_V = v' \text{CO}_2 + v' \text{CO} + v' \text{CH}_4 + \dots \quad [\text{Nm}^3 \text{C}_1/\text{Nm}^3 V], \quad (478)$$

$$H_V = v' \text{H}_2\text{O} + v' \text{H}_2 + 2 v' \text{CH}_4 + \dots \quad [\text{Nm}^3 \text{H}_2/\text{Nm}^3 V], \quad (479)$$

$$O_V = v' \text{O}_2 + 0,5 v' \text{H}_2\text{O} + v' \text{CO}_2 + \dots \quad [\text{Nm}^3 \text{O}_2/\text{Nm}^3 V], \quad (480)$$

$$N_V = v' \text{N}_2 + \dots \quad [\text{Nm}^3 \text{N}_2/\text{Nm}^3 V]. \quad (481)$$

Die Bilanzgleichungen lauten dann:

Kohlenstoffbilanz

$$B \cdot C_B + V \cdot C_V = v_{\text{CO}} + v_{\text{CH}_4} + v_{\text{CO}_2}. \quad (482)$$

Wasserstoffbilanz

$$B \cdot H_B + V \cdot H_V = v_{\text{H}_2} + 2 v_{\text{CH}_4} + v_{\text{H}_2\text{O}}. \quad (483)$$

Sauerstoffbilanz

$$B \cdot O_B + V \cdot O_V = 0,5 v_{\text{CO}} + v_{\text{CO}_2} + 0,5 v_{\text{H}_2\text{O}}. \quad (484)$$

Stickstoffbilanz

$$B \cdot N_B + V \cdot N_V = v_{\text{N}_2}. \quad (485)$$

Nimmt man die Temperatur zunächst als gegeben an, so verbleiben 8 Gleichungen mit 8 Unbekannten. Man schätzt nun den zu erwartenden CO-Gehalt ab bzw. wählt 3 CO-Werte und findet dann durch Auflösung des Gleichungssystems

$$v_{\text{CO}_2} = p \cdot K'_{p_B} \cdot v_{\text{CO}}^2, \quad (486)$$

$$v_{\text{H}_2} = \frac{a - b \cdot v_{\text{CO}} - c \cdot v_{\text{CO}_2}}{d + e \cdot p \cdot K'_{p_W} \cdot v_{\text{CO}}}, \quad (487)$$

$$v_{\text{CH}_4} = p \cdot K_{p_M} \cdot v_{\text{H}_2}^2. \quad (488)$$

Zur Kontrolle der Annahmen werden dann die errechneten v_{H_2} - und v_{CH_4} -Werte nach Gl. (487) und (488) in die Gleichung

$$v_{\text{CO}} = \frac{f - g \cdot v_{\text{H}_2} - h \cdot v_{\text{CH}_4}}{i + k \cdot p \cdot K'_{p_W} \cdot v_{\text{H}_2}} \quad (489)$$

eingesetzt. Die Differenzen der angenommenen CO-Werte und der aus Gl. (489) gefundenen, Δ_{CO} , werden nun zweckmäßig graphisch aufgetragen und festgestellt, wo der Wert $\Delta_{CO} = 0$ liegt. Da die Gl. (486) bis (489) gegen geringfügige Abweichungen vom Sollwert außerordentlich empfindlich sind — schon eine Fehlschätzung von 0,1% CO wirkt sich stark aus —, ist es möglich, den CO-Gehalt sehr genau zu bestimmen. Man kann daher gegebenenfalls in der Nähe des nach den ersten Schätzungen zu erwartenden CO-Gehaltes 3 neue, nur etwa 0,1% auseinanderliegende auswählen und in gleicher Weise verfahren, wodurch man zu dem gesuchten Endwert kommt, der die Bestimmungsgleichungen erfüllt.

Schließlich ist noch

$$v_{H_2O} = p \cdot K'_{p_w} \cdot v_{CO} \cdot v_{H_2} \quad (490)$$

und

$$v_{N_2} = 1 - (v_{CO} + v_{CO_2} + v_{H_2} + v_{CH_4} + v_{H_2O}). \quad (491)$$

In obigen Gleichungen (487) bis (489) ist

A. Allgemeiner Fall

$$a = (2C_B - H_B) \cdot O_V + O_B \cdot (H_V - 2C_V)$$

$$b = (C_B + N_B) \cdot (0,5H_V + 2O_V - C_V) \\ + (C_B - 0,5H_B - 2O_B) \cdot (C_V + N_V)$$

$$c = (C_B + N_B) \cdot (H_V + 2O_V - 2C_V) + \\ + (2C_B - H_B - 2O_B) \cdot (C_V + N_V)$$

$$d = (C_B - H_B - N_B) \cdot O_V + O_B \cdot (H_V + N_V - C_V)$$

$$e = c + d - b$$

$$f = (C_B - O_B) \cdot H_V + H_B \cdot (O_V - C_V)$$

$$g = (C_B - O_B) \cdot (C_V + H_V + N_V) \\ + (C_B + H_B + N_B) \cdot (O_V - C_V)$$

$$h = c$$

$$i = 0,5 \{ (C_B + N_B) \cdot H_V - H_B \cdot (C_V + N_V) \}$$

$$k = g - i.$$

B. Vergasung von C

$$a = 2O_V$$

$$b = 0,5H_V + 2O_V + N_V$$

$$c = H_V + 2O_V + 2N_V$$

$$d = O_V$$

$$e = 0,5c$$

$$f = H_V$$

$$g = H_V + O_V + N_V$$

$$h = c$$

$$i = 0,5H_V$$

$$k = 0,5c.$$

Diese Berechnung wird für mindestens drei Temperaturen — zweckmäßig in der Nähe der zu erwartenden Reaktionstemperatur — durchgeführt, und die Wärmebilanz des Vergasungsvorganges graphisch mit Hilfe eines It-Diagramms ins Gleichgewicht gebracht. Wir wählen als Bezugsgröße in diesem Falle 1 Nm³ erzeugtes Reaktionsgas. Die Berücksichtigung des Einflusses der flüchtigen Bestandteile erfolgt später.

Der verbrauchte Kohlenstoff ist

$$C_v = \frac{12,01}{22,40} \cdot CO + \frac{12,01}{22,26} \cdot CO_2 + \frac{12,01}{22,36} \cdot CH_4 \quad (492)$$

$$= 0,53616 \cdot CO + 0,53953 \cdot CO_2 + 0,53712 \cdot CH_4. \quad (492a)$$

Erfolgt die Vergasung im Gegenstrom, so durchwandert der Brennstoff langsam die Trocknungs- und Entgasungszone und kommt auf Reaktionstemperatur vorgewärmt zur Vergasung. Diese Vorwärmung muß ebenso wie die Vorwärmung des Vergasungsmittels unbedingt berücksichtigt werden. Die Asche des Brennstoffs lassen wir aus der Betrachtung ganz heraus, denn sie kommt zwar auch mit Reaktionstemperatur herein, verläßt aber auch die Vergasungszone wieder mit dieser Temperatur, so daß sie für die Wärmebilanz des reinen Vergasungsvorganges — nicht natürlich für die Wärmebilanz des ganzen Gaserzeugers — ohne Belang ist. Wir rechnen daher die Enthalpie des vorgewärmten Koks als reinen Kohlenstoff (Graphit)¹ und entnehmen die Zahlenwerte der Zahlentafel 46.

Zahlentafel 46. Enthalpie von Reinkoks (Graphit).

$t =$	$I_C =$
500° C	144,0 kcal/kg
600° C	183,9 „
700° C	224,4 „
800° C	266,8 „
900° C	310,6 „
1000° C	354,8 „

Die Menge an verbrauchtem Vergasungsmittel findet man am einfachsten aus der Stickstoffbilanz zu

$$V = \frac{(N_2)_{\text{Gas}}}{(N_2)_V} \quad (493)$$

Endlich ist bei der Wärmebilanz noch der Wärmeverlust nach außen zu berücksichtigen, der die Wärmeabgabe an den Wassermantel des Generators und die Leitungs- und Strahlungsverluste umfaßt, soweit sie innerhalb der Oxydations- und Reduktionszone auftreten. Wärmeverluste, die oberhalb der Reaktionszone z. B. im Entgasungsschacht und durch Abkühlung des fertig erzeugten Gases eintreten, wirken sich selbstverständlich nicht auf die Vergasungsreaktion aus.

Die Wärmebilanz können wir also folgendermaßen schreiben:

$$C_v \cdot H_{uc} + C_v \cdot I_C + V \cdot I_V - Q_V - H_{ug} = I_G \quad (494)$$

Darin ist

C_v die verbrauchte Kohlenstoffmenge je Nm³ erzeugtes Gas nach Gl. (492),

$H_{uc} = 8080$ kcal/kg, der Heizwert des Kohlenstoffs,

I_C die Enthalpie des Kohlenstoffs nach Zahlentafel 46.

V die Vergasungsmittelmenge in Nm³/Nm³ erzeugtes Gas nach Gl. (493),

¹ Vgl. S. 95/96.

- I_V die Enthalpie des Vergasungsmittels bei ihrer Zuführungstemperatur zum Gaserzeuger,
 Q_v der Wärmeverlust, der zweckmäßig in % gleich von H_{uc} abgesetzt wird,
 H_{ug} der untere Heizwert des erzeugten Gases in kcal/Nm³,
 I_G die Enthalpie des erzeugten Gases, dessen Zusammensetzung für drei Temperaturen ermittelt wurde, in kcal/Nm³.

Graphisch aufgetragen liefert der Schnittpunkt der rechten und der linken Seite der Gl. (494) im I - t -Diagramm die gesuchte Reaktionstemperatur. Tragen wir auch die gefundene Gaszusammensetzung über der Temperatur auf, so können wir nun das Endergebnis, die Zusammensetzung des Reaktionsgases über der Reaktionstemperatur ablesen.

Einfluß der flüchtigen Bestandteile des Brennstoffs.

Bei den Gaserzeugern unterscheidet man Gegenstromvergasung, Querstromvergasung und Gleichstromvergasung je nach Führung des Brennstoffs und des Vergasungsmittels. Bei dem Regelfall, der aufsteigenden Vergasung im Gegenstrom, durchläuft das Vergasungsmittel zunächst die Oxydationszone, sodann die Reduktionszone, um nunmehr als fertiges „Reaktionsgas“ die Schwel- oder Entgasungszone und die Trocknungszone zu durchwandern. Hierbei werden die flüchtigen Bestandteile des Brennstoffes ausgetrieben, zum größten Teil schon bei so niedrigen Temperaturen, daß Reaktionen zwischen den Gasbestandteilen nicht mehr eintreten. Das erzeugte Endgas ist dann ein Gemisch aus dem Reaktionsgas, wie es die Reduktionszone des Gaserzeugers verläßt, den flüchtigen Bestandteilen und dem Wassergehalt des aufgegebenen Brennstoffs. Die Zusammensetzung der flüchtigen Bestandteile ist für Steinkohlen in Abb. 21 (S. 79) wiedergegeben. Beim Koks mit nur 0,4 bis 0,6 % flücht. Best., die zu etwa 15 % aus CH₄, der Rest vorwiegend aus Wasserstoff bestehen, ist der Einfluß auf die Gaszusammensetzung des Endgases kaum spürbar. Man beachte jedoch, daß nur die bis zur Erreichung der Reaktionstemperatur ausgetriebenen flüchtigen Bestandteile in das Gas übergehen, und daß die Zusammensetzung der Entgasungsprodukte bei jeder Temperatur verschieden ist. Eine Untersuchung der Zusammensetzung der flüchtigen Bestandteile bei verschiedenen Temperaturen ist daher eine notwendige Voraussetzung, sobald die Vergasung von Brennstoffen mit höherem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen rechnerisch verfolgt werden soll.

Der Querstrom kann als eine Abart des Gegenstroms angesehen werden, zumindest in bezug auf den Ablauf der Vorgänge. Nur in strömungstechnischer Hinsicht ergeben sich wesentliche Unterschiede. Vorteilhaft ist bei den Düsengaserzeugern die Zusammendrängung der

Oxydations- und Reduktionszone auf einen verhältnismäßig sehr kleinen Raum, wodurch die Wärmeverluste gering, die Reaktionstemperaturen sehr hoch gehalten werden können.

Beim Gleichstrom, wie er sowohl bei der absteigenden Vergasung als auch bei der Vergasung staubförmiger Brennstoffe in der Schwebelagerung verwirklicht wird, werden das Wasser und die flüchtigen Bestandteile des Brennstoffes zunächst durch die Oxydationszone geführt, die flüchtigen Bestandteile also zu CO_2 und H_2O verbrannt, was bei der Ermittlung der Zusammensetzung des Verbrennungsgases berücksichtigt werden muß. Treten nun bei der Staubvergasung, wie dies infolge der verhältnismäßig langen Vergasungszeit¹ des Staubes leicht der Fall sein kann, größere Kohlenstoffverluste auf, so wirkt sich dies in einer scheinbaren Verbesserung des Heizwertes des erzeugten Gases aus, wobei jedoch der Rückgang an Gasausbeute nicht übersehen werden darf. Dieser hohe Heizwert ist also ein Anzeichen für die Unzulänglichkeit bzw. den schlechten Wirkungsgrad der Anlage.

Zur Feststellung der Menge des bei der Gleichstromvergasung verbrannten Kohlenstoffs kann man davon ausgehen, daß die Verbrennungsgeschwindigkeit der flüchtigen Bestandteile so sehr viel höher liegt als diejenige des festen Kohlenstoffs, daß zunächst einmal alle flüchtigen Bestandteile verbrannt werden und daß nur diejenige Menge an Kohlenstoff verbrannt worden sein kann, die nach Maßgabe des noch verbleibenden Sauerstoffrestes noch verbrennen kann.

Zahlenbeispiel.

Zum Vergleich zwischen Rechnung und Messung wollen wir die Versuche von Plenz² und von HORAK³ an Koksgaserzeugern von 2,6 m bzw. 3,0 m lichtigem Durchmesser heranziehen. Das Vergasungsmittel war auf 55 bis 60° aufgesättigt, wir rechnen mit dem Mittelwert von 57,5° C und erhalten eine Zusammensetzung von

$$17,3\% \text{ O}_2, \quad 65,1\% \text{ N}_2, \quad 17,6\% \text{ H}_2\text{O},$$

und nach Gl. (478) bis (481)

$$C_V = 0, \quad H_V = 0,176, \quad O_V = 0,261, \quad N_V = 0,651.$$

Wir wählen zunächst die Reaktionstemperaturen $t_R = 700^\circ$, 750° und 800° C als Bezugsgrößen — dazu noch $t_R = 900^\circ \text{ C}$ zur Berück-

¹ Gumz, W.: Vergasung in der Schwebelagerung. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 12 S. 361/370.

² Plenz, F.: Leistungsversuch an einer Koksvergasungsanlage auf dem Gaswerk Berlin-Neukölln. Feuerungstechn. Bd. 15 (1926/27) Heft 20 S. 232/234.

³ Horak, Wilhelm: Untersuchungen an einem Gaserzeuger mit Dampfmantel. Z. öster. Ver. Gas- u. Wasserfachm. Bd. 74 (1933) 50. Jahrg. Heft 11/12 S. 170/180, 194/203.

sichtigung hoher Vergasungsmittelvorwärmung —, errechnen die Gaszusammensetzung nach Gl. (486) bis (488) mit drei geschätzten CO-Werten, prüfen sodann die Schätzung bzw. suchen den Wert $\Delta_{CO} = 0$ auf (nach Gl. 489). Die Konstanten der Gl. (487) bis (489) sind dann in unserem Beispiel

$a = 0,522$	$e = 1$	$i = 0,88$
$b = 1,261$	$f = 0,176$	$k = 1$
$c = 2$	$g = 1,088$	
$d = 0,261$	$h = 2$	$p = 1 \text{ Atm.}$

Der CO-, CO₂-, H₂- und CH₄-Gehalt sowie der H₂O-Gehalt nach Gl. (490) und der N₂-Gehalt nach Gl. (491) wird dann über der Temperatur aufgetragen (Abb. 104, oberer Teil). Als Ergebnis erhalten wir folgende Gaszusammensetzung in Abhängigkeit von der Reaktionstemperatur.

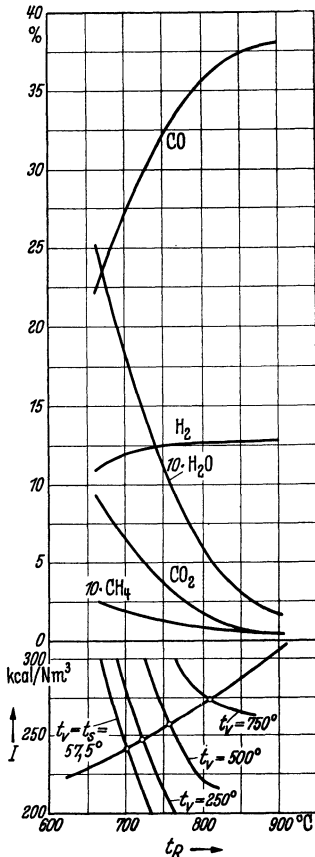


Abb. 104. It -Diagramm für die Wärmebilanz der C-Vergasung.

Es ist nun nur noch notwendig, an Hand der Wärmebilanz Gl. (494) die Reaktionstemperatur selbst zu bestimmen, indem wir uns eines It -Diagramms bedienen, d. h. wir tragen die Enthalpie des erzeugten Gases I_G kcal/Nm³ über der Temperatur auf, dazu als zweite Kurve die linke Seite der Gl. (494). Im Schnittpunkt beider liegt die gesuchte Reaktionstemperatur, über ihr die gesuchte Gaszusammensetzung (Abb. 104, unterer Teil). In unserem Zahlenbeispiel ist

	bei $t_R = 700^\circ$	750°	800°	900°
die Enthalpie des Gases I_G kcal/Nm ³	236,5	250,1	265,2	298,4
der Gasheizwert H_{uG} kcal/Nm ³	1125,9	1289,6	1401,0	1473,2

$t_R = 700^\circ$	750°	800°	900°
27,3%	32,3%	35,6%	38,0%
6,4%	3,6%	1,7%	0,4%
12,0%	12,5%	12,7%	12,8%
0,2%	0,1%	0,1%	0,0%
1,8%	1,1%	0,6%	0,2%
52,3%	50,4%	49,3%	48,6%
100,0%	100,0%	100,0%	100,0%

bei $t_R = 700^\circ$	750°	800°	900°	
der Kohlenstoffverbrauch C_v , kg/Nm ³	0,18101	0,19265	0,20009	0,20590
die Enthalpie des Kohlenstoffs $C_v \cdot I_C$ kcal/Nm ³	40,6	47,6	53,4	64,0
die Vergasungsmittelmenge Nm ³ /Nm ³	0,80338	0,77419	0,75729	0,74654
die Enthalpie des Vergasungsmittels bei 57,5° C V . I_V kcal/Nm ³	14,5	14,0	13,7	13,5
die linke Seite der Wärmebilanzgleichung kcal/Nm ³ bei $Q_v = 8\%$	274,8	204,1	153,5	134,9

Bei einer Vorwärmung des Vergasungsmittels auf 250°, 500° und 750° C und unter Annahme eines Wärmeverlustes von $Q_v = 9, 10$ und 11% wird die linke Seite der Wärmebilanzgleichung:

bei $t_V = 250^\circ$	311,0	237,5	185,2	165,5
bei $t_V = 500^\circ$	364,8	288,0	233,7	212,5
bei $t_V = 750^\circ$	422,4	342,0	285,5	263,0.

Auch diese Werte sind in das It -Diagramm Abb. 104 (unterer Teil) eingetragen. Als Ergebnis ist festzustellen:

bei $t_V = 57,5^\circ$	250°	500°	750°	
eine Reaktionstemperatur t_R von	721°	742°	776°	828°

die Zusammensetzung des feuchten Gases

29,5%	31,6%	34,2%	36,7% CO
5,1%	4,0%	2,5%	1,1% CO ₂
12,2%	12,4%	12,6%	12,7% H ₂
0,2%	0,1%	0,1%	0,1% CH ₄
1,5%	1,2%	0,8%	0,4% H ₂ O
51,5%	50,7%	49,8%	49,0% N ₂
100,0%	100,0%	100,0%	100,0%

die Zusammensetzung des trockenen Gases

29,9%	32,0%	34,5%	36,8% CO
5,2%	4,0%	2,5%	1,1% CO ₂
12,4%	12,6%	12,7%	12,8% H ₂
0,2%	0,1%	0,1%	0,1% CH ₄
52,3%	51,3%	50,2%	49,2% N ₂
100,0%	100,0%	100,0%	100,0%

Zahlentafel 47. Vergleich zwischen Messung und Rechnung.

Gemessene Werte nach						Errechnete Werte
PLENZ			HORAK	NEUMANN (Mittengas)	57,5° C	
t_s	von ... bis ...	Mittelwert *				
	55 60	57,5	59	58,4		
	28,4...29,4	29,31	30,0	30,1	29,9% CO	
	4,0... 5,7	5,17	3,4	4,1	5,2% CO ₂	
	10,7...13,7	12,68	12,4	12,6	12,4% H ₂	
	0,0... 1,2	0,41	—	0,8	0,2% CH ₄	
	51,7...54,8	52,43	54,2	52,4	52,3% N ₂	

Vergleicht man das Ergebnis von Rechnung und Messung (Zahlentafel 47), so darf die Übereinstimmung als befriedigend angesehen werden, zumal auch die gemessenen Werte keine allzu große Genauigkeit für sich in Anspruch nehmen können, da sie doch in erheblichen Grenzen schwanken. Die Ursachen dafür sind: Schwankungen der Belastung, des Wärmeverlustes und damit der Reaktionstemperatur, der Brennstoffbeschaffenheit, Ungleichmäßigkeiten der Schüttung, Schwankungen in der Zusammensetzung des Vergasungsmittels, besonders seines Wasserdampfgehaltes, Schwierigkeiten in der Erfassung einer wirklichen Durchschnittsprobe und endlich Meß- und Analysenfehler. So erscheint der Methangehalt bei Plenz und bei Neumann etwas zu hoch, bei der CH₄-Bestimmung liegen allerdings auch erhebliche Fehlermöglichkeiten vor; bei Horak dürfte der CO₂-Gehalt zu tief liegen, andernfalls müßte man einen höheren CO-Gehalt erwarten, der CH₄-Gehalt ist nicht bestimmt worden, er ist folglich in dem als Rest bestimmten Stickstoff enthalten. Die Übereinstimmung beweist aber — besser als dies durch Temperaturmessungen, Gasanalysen und Vergleich mit den Gleichgewichtskonstanten möglich ist —, daß tatsächlich Gleichgewichtsbedingungen vorliegen, obwohl gerade die Versuche von Horak als Beweis des Gegenteils herangezogen worden sind¹.

Im Gasraum — also im Endgas —, wo die flüchtigen Bestandteile und die Brennstoffeuchtigkeit additiv hinzutreten und die Temperaturen beträchtlich sinken, kann eine Gleichgewichtseinstellung auf die veränderten Bedingungen bei den dort herrschenden Temperaturen nicht mehr erfolgen. Die Frage, ob im Gasraum, oberhalb des Brennstoffbettes, die Vergasungsreaktionen wieder rückläufig sind, ist daher im allgemeinen zu verneinen. Neumann² glaubte zwar zunächst eine

* Auf sauerstofffreies Gas umgerechneter Mittelwert.

¹ Müller, J. W., u. E. Graf: Kurzes Lehrbuch der Technologie der Brennstoffe. Wien 1939. S. 332 ... 336. — Brennstoff-Chemie Bd. 20 (1939) Heft 13 S. 241/246.

² Neumann, Kurt: Die Vorgänge im Gasgenerator auf Grund des zweiten Hauptsatzes der Thermodynamik. Mitt. Forschungs-Arb. Ing.Wes. Heft 140. Berlin 1913 — Z. VDI Bd. 57 (1913) Heft 8 S. 291/298, Heft 9 S. 338/342.

solche Rückläufigkeit festgestellt zu haben, seine weiteren Arbeiten¹ zeigten aber, daß es die großen Unterschiede zwischen Mittengas und Randgas sind, die diese Gasverschlechterung bedingen. Diese Unterschiede sind um so größer, je kleiner der Gaserzeuger ist, je größer also seine Wärmeverluste sind. Da Neumann mit einem Versuchsgaserzeuger von nur 470 mm Dmr. gearbeitet hat, ist diese in größeren Gaserzeugern nicht beobachtete Erscheinung² durchaus zu erklären. Zieht man dagegen nur das „Mittengas“ (gemessen im obersten Teil der Brennstoffschicht) aus den Versuchen von Neumann³ allein zum Vergleich heran, so sieht man aus Zahlentafel 47, daß die Übereinstimmung dieser Messung sowohl mit denjenigen an großen Gaserzeugern als auch mit dem Ergebnis der Rechnung befriedigend ist (man beachte dabei, daß bei den Versuchen von Horak und Neumann geringe Abweichungen in der Sättigungstemperatur t_s des Vergasungsmittels bestanden).

Der Vergleich des „Mittengases“ aus der obersten Schicht mit dem „Endgas“ (= Mischung aus Mitten- und Randgas) zeigt bei diesem Versuch Neumanns folgendes Bild:

Das Mittengas entspricht nach Abb. 104 etwa einer Reaktionstemperatur von 738° C, das Endgas dagegen nur einer solchen von 676° C, das Randgas muß demnach im Falle eines so kleinen Gaserzeugers infolge des relativ großen Wärmeverlustes eine Reaktionstemperatur in der Größenordnung von höchstens 630 . . . 650° C

besitzen. Man kann die Gaszusammensetzung eher als einen Indikator für die Reaktionstemperatur, als umgekehrt die Temperaturmessung als Indikator für den Vollkommenheitsgrad des Gleichgewichts verwenden.

Von einem Nichterreichen des Gleichgewichts kann wohl nicht im geringsten die Rede sein, obwohl es sich bei den Versuchen um einen ausgesprochen reaktionsträgen Brennstoff, nämlich Hochtemperaturkoks, handelte. Ein Ungleichgewichtszustand müßte aber zu einer Vergrößerung des CO₂- und H₂O-Anteiles und einer Verminderung des CO- und H₂-Anteiles bei den gemessenen Analysen gegenüber den errechneten Werten führen, was jedoch in keinem Falle eingetreten ist. Ungleichgewichtszustände, deren Herbeiführung in Sonderfällen erwünscht sein kann, haben Traustel und Reuter⁴ ebenfalls rechnerisch behandelt.

Mittengas	Endgas
30,1%	24,4% CO
4,1%	6,7% CO ₂
12,6%	11,4% H ₂
0,8%	0,8% CH ₄
52,4%	56,7% N ₂

¹ Neumann, Kurt: Die Veränderlichkeit der Gasphase im Gasgenerator. Z. VDI Bd. 58 (1914) Heft 42 S. 1481/1484, Heft 43 S. 1501/1504.

² Vgl. Horak, Fußnote 3 auf S. 277.

³ Neumann: a. a. O.: Mittelwerte aus Versuch Nr. 9.

⁴ Traustel, S., u. A. Reuter: Die Gaswandlung in der Reduktionsszone eines Gaserzeugers. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 7 S. 159/161.

Die streng mathematische Behandlung der Vergasung, wie der Simultanreaktionen überhaupt, ohne Schätzung und ohne graphische Hilfsmittel ist wohl möglich¹, aber mit sehr erheblicher Rechenarbeit verknüpft.

Bedeutung der Reaktionstemperatur.

Ein Blick auf Abb. 104 zeigt, daß bei gegebener Zusammensetzung des Vergasungsmittels (also bei gegebener Aufsättigung) ein um so besseres Gas erzeugt wird, je höher die Reaktionstemperatur ist. Im Gebiet der höheren Reaktionstemperaturen bringt eine Temperatursteigerung nur noch einen geringen Vorteil. Bei der Zuführung des Vergasungsmittels mit der üblichen Sättigungstemperatur (in unserem Beispiel 57,5° C) ist man noch sehr weit von diesem Gebiet entfernt. Da die Veränderung der Sättigungstemperatur also der Wasserdampfkonzentration des Vergasungsmittels und des Verbrennungsgases sowohl den Heizwert als auch die Reaktionstemperatur (beide in verschiedener Richtung) beeinflußt, gibt es einen Bestwert für die anzuwendende Sättigung, der aber auch von der Höhe der Wärmeverluste im Gaserzeuger und vor allem von der Höhe der Vorwärmung abhängig ist.

Die Steilheit der Kurven in Abb. 104 zeigt, daß besonders im Gebiet der niedrigen Reaktionstemperaturen geringe Verschiebungen des Wärmeverlustes, z. B. solche um 0,5 bis 1% vom Heizwert schon sehr beträchtliche Veränderungen der Gasbeschaffenheit und des Gasheizwertes hervorrufen. Kleingaserzeuger werden demgemäß ein schlechteres Gas liefern als größere und die Frage der Wärmeisolierung und des Ausgleichs dieser Verluste durch Vergasungsmittelvorwärmung spielt eine große Rolle².

Auch die geringwertigere Beschaffenheit des sog. „Randgases“ eines Gaserzeugers ist nicht, wie vielfach angenommen wird, auf strömungstechnische Ursachen zurückzuführen (z. B. auf einen Durchbruch des Vergasungsmittels), sondern auf die dort herrschende niedrigere Temperatur.

Die Bedeutung der Vorwärmung geht aus unserem Zahlenbeispiel hervor (S. 279), wobei offengelassen sei, wie die Frage der Vorwärmung selbst und des Betriebes mit so hoher Vorwärmung technisch gelöst wird, sie ist zumindest bei Verwendung von Abstichgeneratoren mit flüssigem Schlackenabzug denkbar. Vergleicht man die Vor-

¹ Vgl. Skrabal, Anton: Zur Stöchiometrie der Simultanreaktionen. Z. Elektrochemie Bd. 43 (1937) Heft 5 S. 309/318.

² Lutz, H.: Die Verbesserung des Fahrzeug-Holzgaserezeugers durch wärmetechnische Maßnahmen. Autom.techn. Z. Bd. 43 (1940) Heft 23 S. 589/595 — Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 8 S. 186/189 — Die Weiterentwicklung des Holzgaserezeugers RKTL-Sonderdr, Nr. 29, Berlin 1941,

wärmung auf Sättigungstemperatur mit einer Vorwärmung bis auf 750° C, so erhält man bei sonst gleichen Verhältnissen¹ folgendes Bild:

	$t_v = t_s = 57,5^\circ$	$t_v = 250^\circ$	500°	750°
Heizwert				
$H_o = 1300$		1360	1439	1511 kcal/Nm ³
$H_u = 1239$		1299	1377	1449 „
Steigerung des H_u in %				
—		4,8	11,1	17,0%

Je höher die Vorwärmung ist, eine um so höhere Luftsättigung ist zulässig und um so höher liegt der erzielbare Bestwert der Gasbeschaffenheit und des Heizwertes. Eine bedeutende Erhöhung der Reaktionstemperatur bringt die Verringerung des Stickstoffballastes, also die Vergasung mit sauerstoffangereicherter Luft und im Grenzfall mit reinem Sauerstoff, weil sie unter sonst gleichen Verhältnissen den höchsten Wasserdampfzusatz gestattet.

Was die Methanbildung betrifft, so ist sie in manchen Fällen erwünscht, wenn es sich darum handelt, ein möglichst heizkräftiges Gas zu schaffen, in anderen Fällen, so bei der Synthesegaserzeugung, ist Methan als Ballaststoff anzusehen und daher unerwünscht. Seine Bildung wird unterdrückt durch die Anwendung möglichst hoher Temperaturen. Methanbildung wird dagegen gefördert durch die Einhaltung möglichst niedriger Reaktionstemperaturen und möglichst hoher Drücke. Die Druckvergasung ist daher unter Anwendung von Drücken von 15 bis 20 atü zur Erzeugung von hochwertigem Gasen von Stadtgasqualität durch restlose Vergasung von Braunkohle mit Sauerstoff verwendet worden, wobei der entstehende hohe CO₂-Gehalt ausgewaschen wird. (Lurgi-Verfahren².)

Hilfsmittel zur Beurteilung des Vergasungsvorganges.

Wie im Feuerungsbetrieb, so besteht auch im Gaserzeugerbetrieb der Wunsch nach Meßgeräten oder sonstigen Möglichkeiten zur schnellen Beurteilung des Betriebsergebnisses und etwaiger Betriebsmaßnahmen. Leistung und Gasqualität müssen für die Bedienung des Gaserzeugers jederzeit feststellbar sein. Die einfachste und genaueste Bestimmung der Leistung erfolgt durch eine Windmengenmessung (Kaltluftmessung vor der Aufsättigung); sie ist, da der Vergasungswirkungsgrad nur wenig schwankt, ein sofort anzeigender Gradmesser für die Vergasungs-

¹ Bei höherer Vorwärmung ist jedoch jeweils mit entsprechend höheren Wärmeverlusten Q_v gerechnet.

² Danulat, Fr.: Die restlose Vergasung fester Brennstoffe mit Sauerstoff unter hohem Druck. Berlin, Diss, 1935. Dort weitere Schrifttumsangaben über das Verfahren.

leistung, so daß man das Anzeigergerät sogar nach dem Kohlendurchsatz eichen kann¹. Eine direkte Gasmengenmessung ist insofern schwieriger und oft ungenauer, als das Rohgas die Meßblenden verschmutzen und die Meßgenauigkeit in Frage stellen kann; man bevorzugt daher, wo dies möglich ist, eine Reingasmessung.

Für die Gasqualität wäre eine vollständige Gasanalyse natürlich die beste Beurteilungsmöglichkeit, ihre Anfertigung ist jedoch zeitraubend, sie kommt daher für Betriebseinstellungen meist zu spät und kann auch nicht häufig genug gemacht werden. Man verwendet statt dessen als Sofortanzeigen:

1. die Sättigungstemperatur des Vergasungsmittels bzw. da man meist volle Sättigung der Vergasungsluft annehmen kann, die Temperatur der Vergasungsluft nach ihrer Absättigung (jedoch vor einer etwaigen Vorwärmung),

2. den CO₂-Gehalt des Gases mit anzeigenden und möglichst auch schreibenden Geräten,

3. den Heizwert des erzeugten Gases, am zweckmäßigsten durch Verwendung eines schreibenden Kalorimeters, das allerdings kostspielig ist und daher nur für solche Großanlagen in Frage kommt, bei denen die Einhaltung eines bestimmten Heizwertes betrieblich notwendig ist.

Den Generatorgang endlich beurteilt man nach der Gasaustrittstemperatur, nach dem Widerstand des Gaserzeugers — der neben der Belastung (Windmenge) auch in starkem Maße von der Brennstoffkörnung abhängt — und nach dem Aussehen der Rückstände. Als die wichtigste der genannten Messungen ist ohne Zweifel die Windsättigung bzw. die Windtemperatur anzusehen, ihre Messung ist für die Betriebssicherheit und die Gasqualität unerlässlich; auf ihre Überwachung wie auch auf die Konstanz und Regelmäßigkeit der Sättigungstemperatur sollte daher stets größter Wert gelegt werden.

Wie bei der Verbrennung hat man auch bei der Vergasung schaubildliche und zeichnerische Hilfsmittel zur Beurteilung der Gasanalysen, des Gaserzeugerbetriebes oder auch zur Veranschaulichung des Vergasungsvorganges entwickelt. So hat Mollier² zunächst möglichst einfache Darstellungsmöglichkeiten für die Zusammenhänge bei der Vergasung auf Grund der stöchiometrischen Beziehungen und des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik angegeben, ferner sei vor allem auf das Ostwaldsche Vergasungsdreieck³ hingewiesen, das u. a. von

¹ Mitt. d. Wärmestelle Nr. 69. Düsseldorf 1925.

² Mollier, R.: Gleichungen und Diagramme zu den Vorgängen im Gasgenerator. Z. VDI Bd. 51 (1907) Heft 14 S. 532/536.

³ Ostwald, Wa.: Beiträge zur graphischen Feuerungstechnik. Leipzig (Berlin) 1920 (Monograph. z. Feuerungstechn. Bd. 2).

Claus und Neussel¹ weiterentwickelt worden ist. Ostwald selbst hat eine zweite Darstellungsmöglichkeit für die Betriebskontrolle von Gaserzeugern angegeben², das Vergasungsquadrat, und schließlich in räumlicher Darstellung den Vergasungskörper. Da nur wenige Punkte eines Vergasungsdreiecks tatsächlich realisierbar sind, haben Claus und Neussel¹ das Vergasungstrapez, J. Dolinski³ eine noch kleinere Fläche, das Vergasungssechseck aus dem Vergasungsdreieck herausgeschnitten. Bei festliegenden Betriebsbedingungen (Zustand des Vergasungsmittels, Wärmeverlust des Gaserzeugers) müßte die Fläche sogar auf einen Punkt im Vergasungsdreieck (-trapez oder -sechseck) zusammenschrumpfen, d. h. die Kontrolle dieser Bedingungen (d. i. vor allem der Sättigungszustand des Vergasungsmittels und die Belastung) erübrigt das ganze Vergasungsschaubild.

Die Kohensäurespaltung verfolgt Neumann⁴ graphisch durch das $i\psi$ -Diagramm, die Wasserdampfspaltung Fehling⁵ durch ein neuartiges Schaubild, in welchem die adiabatische Gleichgewichtstemperatur bzw. der Gasheizwert als Funktion des Dampfzusatzes (Dampfmenge in % der vergasteten Kohlenstoffmenge) dargestellt ist. Da aber Gl. (451) und (466), also Kohensäure- und Wasserdampfspaltung stets gemeinsam auftreten und sich gegenseitig beeinflussen, ist es nicht zweckmäßig, nur die eine oder die andere für sich zu betrachten.

Wenn solche Darstellungen zur Stützung der Anschauung ihren Wert haben mögen, so ist ihre Bedeutung für den Gaserzeugerbetrieb doch gering. Auf sie treffen zunächst die gleichen Einwände und Einschränkungen zu, die für die Verbrennungsdreiecke (S. 171) gemacht worden sind. Dazu kommt, daß die Anfertigung der vollständigen Gasanalysen für den gewöhnlichen Betrieb zu zeitraubend ist (etwas anderes ist es bei Laboratoriumsuntersuchungen oder Einzelversuchen im Betriebe) und daß diese Schaubilder nichts aussagen können, was nicht durch andere Beobachtungen (Wind- und Gastemperatur usw.) viel schneller erkannt werden könnte. Dazu kommt noch, daß die Gasanalyse zunächst noch umgerechnet werden muß, um den Einfluß der Entgasungsprodukte auszuschalten, da ja die zeichnerischen Hilfsmittel auf die Vergasung von reinem Kohlenstoff zugeschnitten zu sein pflegen.

¹ Claus, W., u. L. Neussel: Graphische Untersuchungen im Generatorbetrieb. Z. VDI Bd. 65 (1921) Heft 29 S. 769/773.

² Ostwald, Wa.: Beiträge zur graphischen Betriebskontrolle von Gaserzeugern. Feuerungstechn. Bd. 21 (1933) Heft 6 S. 81/84.

³ Dawidowski, R.: Schaubildliche Darstellung des Gaserzeugungsbetriebes. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 6 S. 183/195.

⁴ Neumann, Kurt: Der Generatorprozeß im $i\psi$ -Schaubild. Forschung Bd. 11 (1940) Heft 5 S. 246/249.

⁵ Fehling, H. R.: Adiabatic temperature and equilibrium of the gasification process. J. Inst. Fuel Bd. 14 (1940) Heft 75 S. 39/46.

Verbrennungs- und Vergasungsvorgänge.

Statik und Dynamik der Verbrennung und Vergasung.

Bei allen bisherigen Betrachtungen über die Verbrennung und Vergasung haben wir ohne den Begriff der Zeit und des Raumbedarfs der Vorgänge gearbeitet, uns vielmehr darauf beschränkt, ausgehend von den Voraussetzungen des Brennstoffs (gegeben durch seine Analyse) und der Verbrennungs- oder Vergasungsluft das Endergebnis des Umsatzes zu betrachten. In Analogie zur Mechanik bezeichnet man diesen Zweig der Feuerungstechnik als die „Statik der Verbrennung“. Im Gegensatz dazu will die „Dynamik der Verbrennung“ die Vorgänge in ihrem zeitlichen und räumlichen Ablauf erfassen, um so Aussagen über den Zeit- und Raumbedarf zur Erreichung jener von der Statik als Grenzwerte angegebene Endzustände machen zu können. Wäre die Brennzeit unendlich groß, so wäre eine punkt- oder flächenförmige Verbrennung möglich; der Augenschein lehrt uns indessen, daß dieser Fall, dem die Explosion oder die sog. „flammlöse“ Oberflächenverbrennung nahekommt, praktisch nicht auftritt, sondern daß sowohl für die Einleitung der Verbrennung, die Zündung, als auch für die Verbrennung und Vergasung selbst eine endliche, ja zum Teil sogar eine erheblich lange Zeit und ein dementsprechender Raum notwendig ist. Man denke nur an die sichtbare Gasflamme, an die Glutschicht eines Feuerbettes, das Flammenvolumen darüber oder an die Zonen eines Gaserzeugers.

Will man einen Brennstoff verbrennen, so muß man den notwendigen Sauerstoff heranzuführen, die Temperatur auf oder über den Zündpunkt heben und die Zufuhr des Sauerstoffs unter Abfuhr der Verbrennungsprodukte nach Maßgabe der gewünschten Verbrennungsleistung dauernd aufrechterhalten. Die Aufgabe zerfällt also in die Durchführung zweier Vorgänge, den strömungsphysikalischen Vorgang der Heranzuführung des Sauerstoffs und den chemischen Vorgang der eigentlichen Reaktion zwischen dem Brennstoff und dem Sauerstoff der Verbrennungsluft. Der Zeitbedarf setzt sich demnach zusammen aus demjenigen des physikalischen Vorganges und der Reaktionszeit des chemischen Vorganges und wird, soweit beide verschieden sind, maßgebend von dem langsamsten Vorgang bestimmt. Bezeichnet man den Kehrwert der Reaktionsgeschwindigkeit als den „chemischen Reaktionswiderstand“ W_{chem} , den Kehrwert der Geschwindigkeit des physikalischen Vorganges als „physikalischen Reaktionswiderstand“ W_{phys} , so lassen sich

die Verhältnisse darstellen durch die einfache Beziehung

$$W_{\text{gesamt}} = W_{\text{chem}} + W_{\text{phys}}. \quad (495)$$

Trennen wir daher, um uns zunächst einen Überblick über die Größenordnung der Reaktionswiderstände zu verschaffen, beide Vorgänge und betrachten wir zunächst die chemische Reaktion.

Der Chemismus der Verbrennung.

Am einfachsten liegen die Verhältnisse bei den Gasen. Beide Reaktionsteilnehmer liegen in gleicher Aggregatform vor, in der sie auch unmittelbar miteinander reagieren können (homogene Reaktion). Auf die anschauliche Darstellung dieser Vorgänge, aufbauend auf den Vorstellungen der kinetischen Gastheorie, wurde bereits S. 16/18 hingewiesen. Danach ist die Geschwindigkeit einer Reaktion darstellbar durch eine Gleichung der Form

$$k = k_m \cdot e^{-A/RT}. \quad (496)$$

(A = Aktivierungsenergie, R = Gaskonstante, e = Basis der natürlichen Logarithmen), gekennzeichnet vor allem durch eine außerordentlich starke Temperaturabhängigkeit.

Eine so einfache Reaktion, wie z. B. die Verbrennung eines Wasserstoff-Sauerstoff-Gemisches (Knallgas), geht keineswegs nach der Gleichung

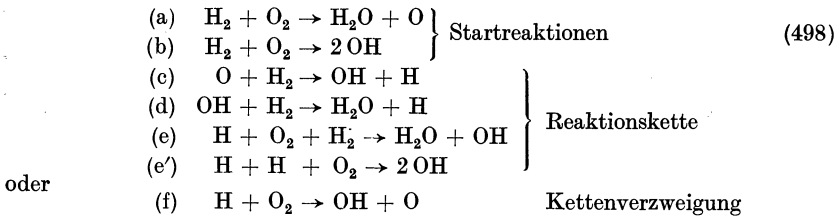


vor sich, vielmehr stellt diese Gleichung nur eine Bruttoformel dar, die gar nichts über den wirklichen Verlauf des Vorganges aussagt. Nach den reaktionskinetischen Vorstellungen¹ geschieht beim Zusammenprall zweier Moleküle normalerweise nichts als eine Richtungs- und Geschwindigkeitsänderung (vollkommen elastischer Stoß) der zusammenstoßenden Moleküle, nur Moleküle von besonders hohem Energiegehalt sind in der Lage, Reaktionen einzuleiten. Dieser Beginn einer Reaktion kann z. B. in dem Zerfall eines Moleküls in seine Atome oder in der Bildung eines freien Radikals bestehen, die dann weitere Reaktionen hervorzurufen imstande sind usw., so daß eine ganze Kette von Reaktionen nacheinander abläuft. Man spricht daher von „Kettenreaktionen“, die mit einer oder mehreren „Startreaktionen“ beginnen, über die Reaktionskette laufen, bis schließlich durch einen „Kettenabbruch“ die Reaktionen zum Stillstand kommen. Ähnlich wie einzelne Moleküle besonders aktiviert werden können, können sie auch wieder desaktiviert werden, also ihren Energieüberschuß verlieren, wie dies z. B. beim Aufprall auf die Gefäßwand häufig der Fall ist. Die Kette bricht dann ab.

¹ Besonders sei hier auf die zusammenfassende Darstellung von Max Bodenstein verwiesen: Die reaktionskinetischen Grundlagen der Verbrennungsvorgänge. Z. Elektrochem. Bd. 42 (1936) Nr. 7b S. 439/445.

Verwickelter werden die Verhältnisse, wenn im Verlauf einer Reaktionskette eine Reaktion nicht nur einen, sondern mehrere Kettenträger liefert, die ihrerseits wieder der Ausgangspunkt für je eine besondere Reaktionskette werden, den Vorgang also ungemein beschleunigen (evtl. bis zur Explosion). Dieser Wettstreit zwischen Kettenverzweigung und Kettenabbruch führt daher zu einer Vielzahl von Erscheinungen und läßt in der Frage der Zündung, Verbrennung und Explosion von Gasen ein fast verwirrendes Bild entstehen¹.

Die Wasserstoffverbrennung kann man sich z. B. folgendermaßen vorstellen²:



Bei höheren Temperaturen tritt zu der Reaktionskette (c) bis (e) die Reaktion (f), hier verzweigt sich die Kette, da O nach (c) und OH nach (d) eine neue Kette bilden, usw.

Schon weniger genau läßt sich der wirkliche Verlauf der Reaktion



angeben, aber auch er ist eine Kettenreaktion³, wie vor allem die bekannte Tatsache vermuten läßt, daß völlig trockenes Kohlenoxyd mit völlig trockenem Sauerstoff nur sehr langsam reagiert, und daß Spuren von Wasserdampf die Reaktion ganz wesentlich erleichtern und beschleunigen. Nach H. B. Dixon könnte dabei an eine Reaktionsfolge

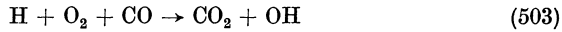


¹ An der Entwicklung der Theorie der Kettenreaktionen war neben M. Bodenstein und seinen Schülern auch N. Semenov und C. N. Hinshelwood neben vielen anderen beteiligt, vgl. M. Bodenstein: Kettenreaktionen. Z. Elektrochem. Bd. 38 (1932) Nr. 12 S. 911/918 — Schumacher, H. J.: Die Entwicklung der Reaktionskinetik unter besonderer Berücksichtigung der homogenen Gasreaktionen. Angew. Chem. Bd. 54 (1941) Heft 29/30 S. 329/333 — Chemische Gasreaktionen. Dresden u. Leipzig 1938 — Semenov, N.: Chemical Kinetics and Chain Reactions. Oxford 1935 — Hinshelwood, C. N.: Chemical Changes in gaseous Systems. 4. Aufl. Oxford 1930 — Eine zusammenfassende Darstellung dieses Gebietes gibt das Buch W. Jost: Explosions- und Verbrennungsvorgänge in Gasen. Berlin 1939. (Dort ausführliches Schrifttum.)

² Ulich, Herm.: Kurzes Lehrbuch der physikalischen Chemie. S. 209. Dresden u. Leipzig 1938.

³ Jost, W.: a. a. O. S. 326.

gedacht werden, wahrscheinlicher ist aber eine Reaktionskette



usw., wobei das Hydroxyl (OH) der Wasserdampfdissoziation entstammt.

Die Schwierigkeit in der Erforschung solcher Reaktionsketten liegt vor allem darin, daß die Zwischenprodukte meist sehr kurzlebig und daher nicht gut isolierbar sind, so daß analytische Methoden (etwa durch Einfrierenlassen durch plötzliches Abkühlen) in einigen Fällen zum Erfolg führen mögen, in anderen aber naturnotwendig versagen. Ein wichtiges Hilfsmittel ist der spektroskopische Nachweis solcher Zwischenprodukte¹. In der Flamme des Bunsenbrenners kann man im Innenkegel z. B. die freien Radikale OH, C₂ und CH nachweisen, in der Aureole und im Außenkegel nur OH. Eine Gewißheit, daß nicht auch andere Zwischenprodukte vorliegen, die kein erkennbares Spektrum liefern, hat man aber durch solche Untersuchungen natürlich nicht.

Verwickelter werden die Verhältnisse, wenn wir die Kohlenwasserstoffe betrachten, und das um so mehr, je vielgestaltiger ihr Molekülbau ist². Das Methan reagiert, was zunächst überraschen mag, durch Zerfalls- und Umsetzungserscheinungen unter Bildung höherer Kohlenwasserstoffe — ferner wird u. a. Formaldehyd (H · CHO) als wahrscheinlich nachgewiesen —, die dann allmählich weiter abgebaut werden. Dieser Abbau der schweren Kohlenwasserstoffe führt dann zu einer Wasserstoffverarmung und läßt schließlich das Kohlenstoffskelett übrig, welches Hauptträger der Leuchterscheinung der Flammen ist (s. S. 241/44). Es liegt also hier sogar der Fall vor, daß die Gasverbrennung nicht streng als homogene Reaktion abläuft, sondern durch das Auftreten von festem Kohlenstoff haben wir es teilweise mit einer heterogenen Reaktion zu tun, wenn auch die feste Phase in so überaus feiner Verteilung auftritt, wie wir sie bei den eigentlichen heterogenen Reaktionen vergeblich anstreben.

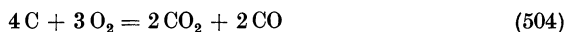
Ist der Chemismus der Verbrennung von Gasen schon durchaus nicht einfach und steigert sich die Zahl der möglichen Zwischenprodukte bei den schweren Kohlenwasserstoffen und ihren Gemischen (also bei den flüssigen Brennstoffen) ins Unübersehbare, so kommen bei den festen Brennstoffen weitere grundsätzliche Schwierigkeiten hinzu, so vor allem die mangelnde Kenntnis der chemischen Konstitution der Kohle.

¹ Bonhoeffer, K. F.: Optische Untersuchungen an Flammen. Z. Elektrochem. Bd. 42 (1936) Heft 7b S. 449/457.

² Jost, W.: a. a. O. S. 395ff. — Jost, W., L. Frhr. v. Müffling u. W. Rohrmann: Beitrag zum Oxydationsmechanismus von Kohlenwasserstoffen. Z. Elektrochem. Bd. 42 (1936) Heft 7b S. 488/497 — Ubbelohde, A. R.: Mechanismus der Kohlenwasserstoff-Verbrennung. Z. Elektrochem. Bd. 42 (1936) Heft 7b S. 468/471.

Die Forschung hat sich daher auch vorzugsweise den einfacheren Fällen zugewandt, so der Kohlenstoffverbrennung, besonders der graphitischen Modifikation, um damit ein einigermaßen wohl definiertes Ausgangsprodukt zu haben. Eine Schwierigkeit ist bei allen heterogenen Reaktionen die Trennung der physikalischen und der chemischen Vorgänge, weshalb die Mehrzahl der Untersuchungen in hohem Vakuum ausgeführt wurden, womit sie sich aber natürlich noch weiter von den Verhältnissen der gewöhnlichen Verbrennung von Kohle entfernen. Als wichtigste Stützen sind die Untersuchungen über die Kohlenstoffverbrennung von I. Langmuir, A. Eucken, V. Sihvonen und L. Meyer¹ anzusehen.

Durch die Verwischung der chemischen Reaktionen an der Oberfläche — und nur dort kann sich ja die Primärreaktion abspielen, soweit sie nicht sogar in den interkristallinen Räumen des Festkörpers vor sich geht — mit den Vorgängen im Gasraum ist aber eine Entscheidung darüber, welches nun eigentlich die Primärreaktion zwischen Kohlenstoff und Sauerstoff sei, ob $C + O_2 = CO_2$ oder $C + \frac{1}{2} O_2 = CO$, überaus schwierig, wenn nicht unmöglich. Der Kampf der hier entgegenstehenden Meinungen ist bisher fruchtlos verlaufen, praktisch spielt er aber gar keine so überragende Rolle. Als wahrscheinlich ist aus der Fülle der Tatsachen und ihrer Deutungsmöglichkeit folgendes anzusehen: Der Reaktionsverlauf ist nicht einheitlich, der Chemismus ist vielmehr abhängig von der Temperatur und möglicherweise von der Sauerstoffkonzentration. Als erste Stufe der Oxydation kann eine Adsorption von Sauerstoff angesehen werden. Für das Temperaturgebiet zwischen 900 und 1200° wird eine Bruttogleichung



für das Temperaturgebiet über 1200°



angegeben. Dieser Umsatz führt über Zwischenverbindungen C_xH_y , die dann erst je nach den Reaktionsbedingungen die Endprodukte CO und CO_2 in wechselnden Mengen ergeben. Oberhalb 1600° nimmt die Reaktionsgeschwindigkeit, die mit der Temperatur stark zugenommen hat, dann konstant geblieben ist, wieder merklich ab². Nach Sihvonen verläuft die Gleichung (504), die für den Temperaturbereich von 800 bis 1400°C als Primärreaktion maßgebend ist, über eine Ketogruppen-

¹ Vgl. K. Fischbeck: Reaktionsgeschwindigkeit in heterogenen Systemen (unter besonderer Berücksichtigung des Umsatzes mit festen Körpern) in A. Eucken u. M. Jakob: Der Chemie-Ingenieur Bd. III, 1. Tl. S. 242/283. Leipzig 1937. (Dort ausführliche Schrifttumsangaben.)

² Eucken, A.: Z. angew. Chem. Bd. 43 (1930) Heft 45 S. 986/993.

bildung (Doppelbindung eines Sauerstoffatoms an den Randatomen des Kohlenstoffs).

Bei gewöhnlichem Druck findet dann aber schon ein weiterer Umsatz zwischen CO und dem entgegengeführten Sauerstoff innerhalb der Grenzschicht bzw. an ihrer Außenseite statt, so daß bei reichlichem Luftüberschuß nur noch CO₂ als nachweisbares Verbrennungsprodukt verbleibt. Nimmt der Luftüberschuß bis auf den theoretischen Wert ab, so ist auch die Existenz von CO möglich, und bei Luftmangel — also Kohlenstoffüberschuß — geht der Verbrennungsvorgang in einen Vergasungsvorgang über, und nach Maßgabe der Gleichgewichtsbedingungen werden immer größere CO-Mengen existenzfähig. Nach Traustel¹ kann die endliche Brennzeit eines Kohlenstaubteilchens, das mit theoretischer Luftmenge verbrennt, und dessen Brennzeit nach Nusselt² unendlich sein müßte, nur erklärt werden, wenn die Bildung von CO als Primärprodukt — und zwar durch die Vergasungsreaktion $\text{CO}_2 + \text{C} = 2 \text{CO}$ — angenommen wird. Praktisch ist die Verbrennungsluft auch nie frei von Wasserdampf, der seinerseits auch an den Reaktionen teilnimmt, und zwar nicht nur als Katalysator und als Reaktionsteilnehmer bei der CO-Verbrennung, sondern auch unmittelbar nach der Wassergasreaktion. Ob der Stickstoff ausschließlich ein innerer Ballaststoff ist, mag dahingestellt bleiben, zumal Spuren von Stickoxyd auf verschiedene Reaktionen stark beschleunigend wirken.

Reiner Kohlenstoff wird jedoch nie verbrannt, nicht einmal beim Hochtemperaturkoks liegt ein reiner Kohlenstoff vor. Der Unterschied zwischen Kohlenstoff und Kohle ist jedoch beträchtlich³.

Bei der Kohle ist die Erwärmung mit einer Abschwelung der flüchtigen Bestandteile verbunden, ein Vorgang, der sich bei größerem Korn immer mit den Verbrennungsreaktionen überlagern wird, da die Wärme durch Leitung nur sehr langsam in das Korninnere vordringt. Was wir als flüchtige Bestandteile im Laboratorium messen, ist jedoch infolge der Reaktionsmöglichkeiten zwischen den „wahren flüchtigen Bestandteilen“, wie wir diejenigen echten flüchtigen Bestandteile benennen wollen, die noch keiner Veränderung unterworfen wurden, und dem Kohlenstoff, der die Begrenzungswände der Poren bildet, die den flüchtigen Bestandteilen aus dem Inneren des Kohlenstückes den Weg nach außen gestatten, ein Gemisch aus Entgasungs- und aus

¹ Traustel, S.: Verbrennung in der Schwebe. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 1/3 S. 1/6, 25/31, 49/60.

² Nusselt, W.: Die Verbrennung in der Kohlenstaubfeuerung. Z. VDI Bd. 68 (1924) Heft 6 S. 124/128.

³ Peters, Kurt, u. Werner Cremer: Untersuchungen über Oxydationsvorgänge an festen Brennstoffen. Z. angew. Chem. Bd. 47 (1934) Heft 29 S. 529/536 — Gesammelte Abhandl. zur Kenntnis der Kohle (hrsg. von Franz Fischer) Bd. 12 S. 89/103. Berlin 1937.

Vergasungsprodukten. Aus diesem Grunde steigen auch CO- und H₂-Gehalt (Vergasungsprodukte) mit steigender Temperatur an, während CH₄ und die schweren Kohlenwasserstoffe (Entgasungsprodukte) abnehmen. Damit wird auch klar, warum die flüchtigen Bestandteile je nach der Entgasungstemperatur eine verschiedene Zusammensetzung haben und nur durch Konventionalmethoden bestimmt werden können.

Auch bei der Verbrennung von Kohle ist als erstes Stadium eine Adsorption von Sauerstoff wahrscheinlich, wenn auch nicht unmittelbar exakt nachgewiesen. Es ist aber bekannt, daß bei der langsamen Oxydation eine starke Sauerstoffzunahme eintritt und auch eine allmähliche Reaktion des Sauerstoffs mit der Kohlensubstanz („Verwitterung“), die ja vor allem in der Veränderung der Backeigenschaften beim längeren Lagern ihren Ausdruck findet. Es bilden sich also an der Kohlenoberfläche Oxyde (Oberflächenoxyde etwa von der Summenformel C₃H₁O₁), neben denen noch zwei weitere Oxydationsgruppen festgestellt wurden¹, die durch ihre Spaltungsprodukte CO₂, H₂O, Essigsäure (CH₃ · COOH) und andere leichtflüchtige Körper meist aliphatischer Natur und zweitens durch kristallisierbare leichtflüchtige und lösliche Körper aromatischer Natur gekennzeichnet sind. Es bilden sich demnach Zwischenprodukte bzw. Primärprodukte der verschiedensten Art, C_xH_y und C_xH_yO_z, ohne daß angegeben werden kann, inwieweit das auch bei hohen Temperaturen der Fall ist, und ob ein Übergang zu einer reinen Kohlenstoffverbrennung nach Art der Graphitverbrennung stattfindet.

Gestützt auf ihre Untersuchungen über den Zündvorgang² stellen Rosin und Fehling fest, daß auch Kohle in dem Temperaturbereich von 200 bis 1400° C durch das van'tHoff-Arrheniussche Gesetz dargestellt werden kann, und stellen für eine Eßkohle die Beziehung auf

$$k = e^{15,7 - \frac{6220}{T}} \text{ [kcal/m}^2\text{h]}. \quad (506)$$

Danach erhält man³

bei $t = 200^\circ \text{C}$	$k = 13$	kcal/m ² h	bei $t = 1200^\circ \text{C}$	$k = 96460$	kcal/m ² h
400	638		1600	237730	
800	19988		2000	426720	

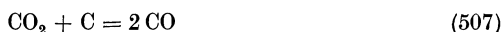
¹ S. Fußnote 3 S. 291.

² Rosin, Kayser u. Fehling: Die Zündung fester Brennstoffe auf dem Rost. Untersuchungen über das Zündverhalten. Bericht D 51 des Reichskohlenrats. Berlin 1935.

³ Es bleibe dahingestellt, ob eine Extrapolation über 1400° C hinaus zulässig ist, die Zahlen sollen jedoch nur dazu dienen, eine anschauliche Vorstellung von der Größenordnung und dem außerordentlich großen Temperatureinfluß zu geben.

Der Chemismus der Vergasung.

Der Kohlenstoff zeigt gegenüber Kohlensäure und Wasserdampf ein ähnliches Verhalten wie gegenüber Sauerstoff¹, auch dürften die Reaktionsgeschwindigkeiten bei gleichen Temperaturen in gleicher Größenordnung liegen. Wenn man in Gaserzeugern feststellen kann, daß die Reduktionszone länger ist als die Oxydationszone, so beruht dies — abgesehen von den weiter unten zu besprechenden physikalischen Einflüssen — vor allem darauf, daß die Temperaturen der Reduktionszone infolge des starken Wärmeverbrauchs der endothermen Vergasungsreaktionen stark absinken. Auch bei der Reaktion nach der Bruttogleichung



kann man annehmen, daß zunächst eine Adsorption von Kohlensäure an der Oberfläche stattfindet, als zweite Stufe wird die Bildung von Oberflächenoxyden angenommen², welche dann entweder durch thermische Zersetzung oder unter Mitwirkung der Kohlensäure CO und C liefern. Bei hohen Temperaturen (oberhalb 1000° C) kann die Oberflächenverbindung nicht mehr bestehen, es wird dann für die verschwindende Kohlensäure eine äquivalente Menge Kohlenoxyd nachgewiesen.

Als Primärvorgang der Wassergasbildung nimmt P. Dolch³ die Kohlenoxyd- und Wasserstoffbildung nach



an, wobei die Frage offen bleibt, ob es sich hierbei nur um eine Bruttogleichung handelt, oder ob nicht, wie bei der Oxydation und der Reduktion der Kohlensäure, erst eine Reihe von Zwischenstufen durchlaufen werden, was zu vermuten ist, und was von Lawrov⁴ in Übereinstimmung mit den Versuchen von Tzukhanov und Karjawina als wahrscheinlich angenommen wird. Nach Sihvonen⁵ kann man infolge der beobachteten reinen CO-Bildung nur eine Carbonylgruppenbildung annehmen, die man sich entweder in Keto- oder in Ketenform vorstellen kann.

Die Kohlensäurebildung geht dann nach Dolch nach Maßgabe der homogenen Wassergasreaktion



vor sich. Praktisch ist zur Erklärung und zur Berechnung der Gaszusammensetzung auch in diesem Falle die Frage, ob CO oder CO₂

¹ Fischbeck, K.: a. a. O. S. 266/267.

² Altschuler, V. S., u. Z. F. Tzukhanov: C. R. Acad. Sci. URSS Bd. 28 (1940) Nr. 8 S. 706/710.

³ Dolch, P.: Wassergas. Leipzig 1936.

⁴ Lawrov, N. W.: C. R. Acad. Sci. URSS Bd. 30 (1941) Nr. 1 S. 40/42.

⁵ Sihvonen, V.: Z. Elektrochem. Bd. 40 (1934) Heft 7b S. 456/460.

zuerst entsteht, oder ob beide gleichzeitig entstehen, und ob dann die Gleichung (509) von links nach rechts oder von rechts nach links verläuft, ohne große Bedeutung, da man beim Erreichen des Gleichgewichtes in beiden Fällen zu dem gleichen Ergebnis kommt. Da aber die Wassergasbildung bei fallenden Temperaturen vor sich geht, die Gleichung (509) dann in Richtung von links nach rechts bevorzugt abläuft, hat die Annahme von Dolch alle Wahrscheinlichkeit für sich.

Der physikalische Vorgang der Verbrennung.

Wenn wir den Vorgängen der chemischen Vergasungs- und Verbrennungsreaktionen keinen breiteren Raum einräumen, so vor allem deshalb, weil die Geschwindigkeit dieser Reaktionen im Bereich der Verbrennungstemperaturen so groß ist, daß ihre Bedeutung hinter den physikalischen Vorgängen völlig zurücktritt. Es gelingt, die meisten Vorgänge rein physikalisch hinreichend genau darzustellen oder zu deuten, ohne daß der Chemismus dieser Vorgänge herangezogen zu werden braucht, was auf das Überwiegen der physikalischen Vorgänge schließen läßt. Lediglich im Bereich tieferer Temperaturen machen sich die chemische Reaktionsgeschwindigkeit und damit auch die Stoffeigenschaften wie die Reaktionsfähigkeit des Brennstoffs geltend, so bei den Zündvorgängen und bei der Vergasung (z. B. bei schnellen Belastungswechseln des Gaserzeugers).

Verbrennung in der Schwebel.

Als Beispiel sei zunächst die Verbrennung staubförmiger Brennstoffe in der Schwebel behandelt, da hier die physikalischen Voraussetzungen am leichtesten erfaßt werden können. Dazu muß der Stoffübergang von einem Gas an das kugelförmig gedachte Schwebeteilchen bekannt sein (s. S. 263), als Relativgeschwindigkeit zwischen Brennstoff und Verbrennungsluft bzw. Gas tritt die Schwebegeschwindigkeit auf.

Zur Ermittlung der Brennzeit¹ dient folgender Ansatz: Um die Kugeloberfläche $4\pi r^2$ bis zur Tiefe dr zu verbrennen, ist die Sauerstoffmenge

$$-dG = 2,664 \cdot \gamma_k \cdot 4\pi r^2 dr \quad (510)$$

notwendig. Der Stoffaustausch ist andererseits gegeben durch die Beziehung

$$dG = \gamma_{O_2} \cdot dV = \beta \cdot 4\pi r^2 \cdot O_2 \cdot \gamma_{O_2} \cdot dz. \quad (511)$$

Darin bedeutet γ_k das spez. Gewicht des Kornes (die Rohwichte), γ_{O_2} die Wichte des Sauerstoffs, β die Stoffaustauschzahl und O_2 die Sauer-

¹ Gumz, W.: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Berlin 1939.

stoffkonzentration bzw. das Sauerstoffgefälle, wenn die Konzentration an der Oberfläche zu Null angenommen wird. Die Stoffaustauschzahl β läßt sich durch eine Heranziehung der Ähnlichkeit zwischen dem Vorgang des Stoffaustausches und dem Vorgang der Wärmeübertragung ermitteln und durch die Gleichung

$$\beta = 2,494 \cdot D \cdot \nu^{0,15} \cdot d^{-0,85} \cdot w^{0,15} \quad (512)$$

ausdrücken. D ist darin die Diffusionszahl, die nach der Beziehung

$$D = \frac{\lambda}{\gamma \cdot c_v} \quad (513)$$

aus den thermischen Eigenschaften des Gases errechnet werden kann. Da sich aber die Gaszusammensetzung im Verlauf des Verbrennungsvorganges ändert, wird hierfür der Mittelwert

$$D = D_1 + \frac{0,75}{n} (D_2 - D_1) \quad (514)$$

eingeführt. Auch die Luftüberschußzahl n übt einen, wenn auch kleinen Einfluß auf den Wert von D aus. Durch Gleichsetzung der rechten Seiten der Gleichungen (510) und (511) durch Integration in den Grenzen von r_0 bis 0 und 0 bis z und durch Auflösung nach z findet man schließlich die gewünschte Brennzeit.

Eine Schwierigkeit ist dabei die Veränderlichkeit des Sauerstoffgefälles. Der Sauerstoffgehalt nimmt mit dem Kornradius r nach der Beziehung

$$O_2 = 0,21 \left[1 - \frac{1}{n} \left(\frac{r_0^3 - r^3}{r_0^3} \right) \right] \quad (515)$$

ab, was durch Einführung des mittleren Sauerstoffgefälles berücksichtigt wird.

Das so gefundene Ergebnis umfaßt indessen vor allem noch nicht die eigentlichen Kohleeigenschaften in genügendem Maße, sondern es gilt zunächst für einen homogen angenommenen Brennstoff von der Rohwichte γ_k . Durch den Gehalt an flüchtigen Bestandteilen $v\%$ aber erleidet das Korn eine wesentliche Veränderung bei seiner Erwärmung, und zwar sowohl einen Gewichtsverlust, der die Rohwichte auf

$$\gamma'_k = \left(1 - \frac{v}{100} \right) \cdot \gamma_k \quad (516)$$

herabsetzt, als auch eine Verschlechterung der Sauerstoffkonzentration, da ja die schneller abbrennenden flüchtigen Bestandteile einen entsprechenden Anteil des vorhandenen Sauerstoffs verbrauchen und die Verbrennung des restlichen Kokes in eine Atmosphäre geringeren Sauerstoffgehaltes verschieben. Dieser Einfluß wird sich um so stärker bemerkbar machen, je kleiner der Luftüberschuß ist, und da er in entgegengesetzter Richtung wirkt wie die Wichteänderung, wird der Einfluß der

flüchtigen Bestandteile ein verschiedenartiger sein und die Brennzeit ein gewisses Maximum und Minimum aufweisen.

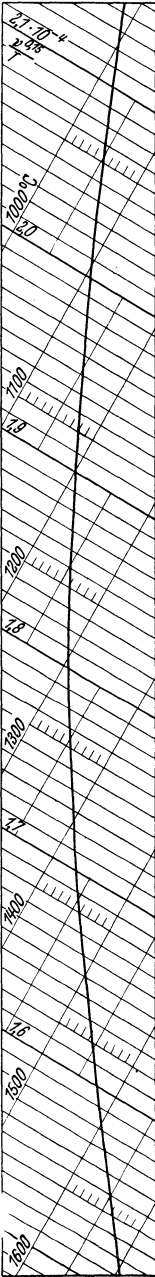


Abb. 105.
Hilfstafel $\nu^{0,15}/T$.

Eine weitere Veränderung des Brennstoffs, die sich auf die Brennzeit auswirkt, ist das Blähen gewisser Kohlenarten, das ebenfalls den Korndurchmesser und damit die Wichte des Kornes ändert und dadurch auf die Schwebegeschwindigkeit, den Stoffaustausch und die Brennzeit einwirkt. Die Zusammenfassung der geschilderten Einflüsse findet schließlich ihren rechnerischen Ausdruck in der Brennzeitformel, die für den Gültigkeitsbereich der Reynoldsschen Zahlen $Re \leq 100$ (und dieser kommt für die Kohlenstaubfeuerung ausschließlich in Frage) lautet:

$$z = 172,4 \cdot 10^6 \frac{\gamma_0 \cdot \nu^{0,15} \cdot r^{1,85}}{T \cdot (w_s^{0,15})_m} \cdot f(n) \left(1 - \frac{v}{100}\right) \frac{1}{\left(1 - \frac{x}{n}\right)} \cdot \xi^{-0,383} \cdot f_{w\xi} \quad (517)$$

Darin bedeuten:

- z die Brennzeit in sec.
- γ_0 die Rohwichte des ursprünglichen Brennstoffs in kg/m^3 .
- ν die kinematische Zähigkeit des Trärgases (Luft) in m^2/sec .
- T die absolute Temperatur $^\circ\text{K}$ des Trärgases (mittlere Temperatur im Verbrennungsraum). Der Ausdruck $\nu^{0,15}/T$ kann Abb. 105 entnommen werden.
- r den Kornhalbmesser in m.
- w_s die Schwebegeschwindigkeit in m/sec . Der Ausdruck $(w_s^{0,15})_m$ kann Abb. 106 entnommen werden.
- $f(n)$ einen Faktor, der den Einfluß der Luftüberschußzahl n angibt und der Zahlentafel 48 entnommen werden kann.
- v % flüchtige Bestandteile.
- x den Anteil in Prozent des Sauerstoffbedarfs des Brennstoffs, den die flüchtigen Bestandteile vom gesamten Sauerstoffbedarf beanspruchen.
- ξ den Blähgrad, das Verhältnis des Volumens des geblähten Kornes zum Volumen der Ausgangspole (= 1 bei nichtblähendem, < 1 bei schrumpfendem Korn).
- $f_{w\xi}$ einen Korrekturfaktor für die Einwirkung des Blähgrades und der flüchtigen Bestandteile auf die

Schwebegeschwindigkeit. Man kann ihn bei der Ablesung des Wertes $(w_s^{0,15})_m$ aus Abb. 106 gleich berücksichtigen, indem man statt γ_k den Wert $\gamma'_k = \gamma_k \left(1 - \frac{v}{100}\right) \cdot \frac{1}{\xi}$ einsetzt.

Abb. 107 und 108 zeigen einige Ergebnisse der Brennzeitrechnung. Sieht man von den Konstanten ab, die durch die Wärmeübergangszahl in die Rechnung eingehen, so ist das Ergebnis ohne die Verwendung irgendwelcher willkürlicher Beiwerte entstanden und zeigt dennoch eine recht gute Übereinstimmung mit den wenigen vorliegenden genaueren Messungen. Dies gilt besonders von der Durchmesserabhängigkeit nach den sehr sorgfältigen Versuchen von Smith und Gudmundsen¹.

Zahlentafel 48.

n	f(n)	n	f(n)
1,0	1,000	1,8	0,397
1,1	0,773	2,0	0,367
1,1	0,647	3,0	0,298
1,3	0,568	4,0	0,271
1,4	0,513	5,0	0,257
1,5	0,471	10,0	0,232
1,6	0,441	∞	0,212

Die Absolutwerte der gefundenen Brennzeit stimmen bei kleinen Korndurchmessern gut mit den Meßwerten von Hinz², Audibert³ und Rosin⁴ überein. Bei größeren Korndurchmessern zeigen allerdings die Ergebnisse von Hinz sehr beträchtliche Abweichungen, womit sie sich allerdings auch im Widerspruch zu den Versuchen von Smith und Gudmundsen¹, Rosin und Stimmel⁵ befinden.

¹ Ind. Engng. Chem. Bd. 23 (1931) Heft 3 S. 277/285.

² Hinz, F.: Über wärmetechnische Vorgänge der Kohlenstaubfeuerung. Berlin: Springer 1928.

³ Rev. Ind. minér. (1934) Heft 1 S. 1/32 (Nr. 73).

⁴ Braunkohle Bd. 24 (1925) Heft 11, S. 241/259 — Met. u. Erz 1924 Heft 12 S. 277 — Z. VDI Bd. 73 (1929) Heft 21 S. 719/725.

⁵ Stimmel, H.: Die Wirtschaftlichkeit der Braunkohlenstaubfeuerungen in Abhängigkeit von der Mahlfeinheit. Diss. Dresden 1932.

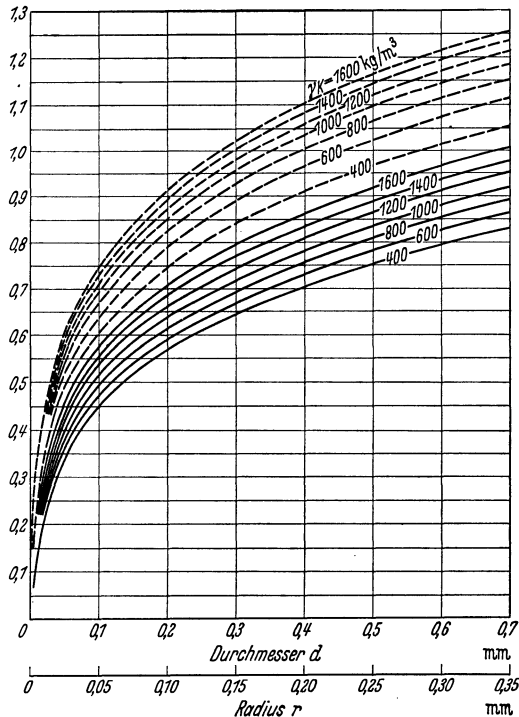


Abb. 106. $w_s^{0,15}$ (gestrichelt) und $(w_s^{0,15})_m$ (ausgezogen) gültig für den Temperaturbereich von 1000–1500° C.

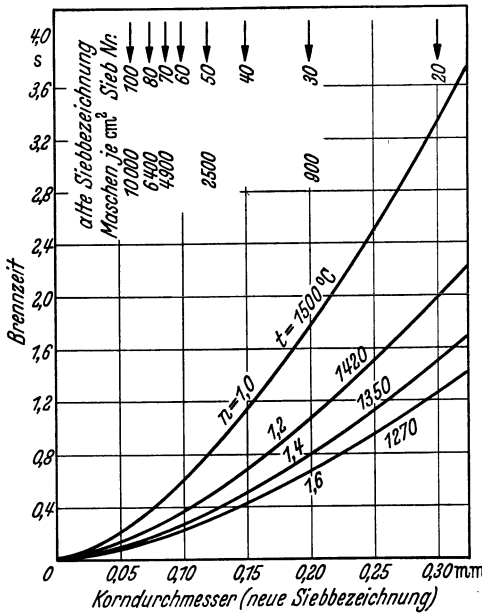


Abb. 107. Brennzeit von Braunkohlenstaub, $\gamma_k = 1200 \text{ kg/m}^3$.

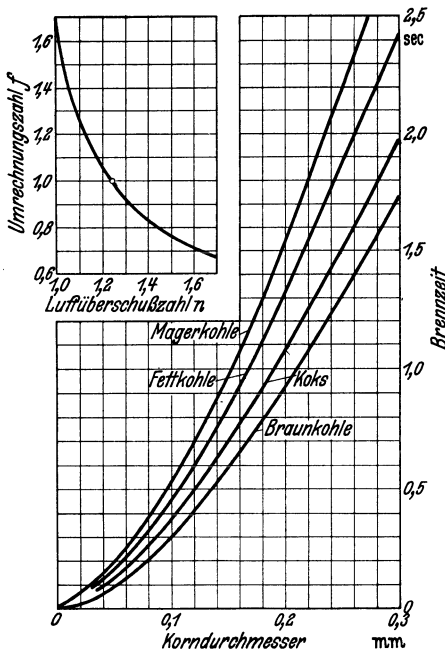


Abb. 108. Brennzeit von Hochtemperaturkoks, Magerkohle, Fettkohle und Braunkohlenstaub bei $n = 1,25$, $t = 1300^\circ$ (Nebenfigur für die Umrechnung auf andere Luftüberschusszahlen).

Die gefundene Temperaturabhängigkeit von Smith und Gudmundsen wird bestätigt, diejenige von Griffin, Adams und Smith¹ dagegen widerlegt. Der Einfluß des Luftüberschusses wird durch die Versuche von Audibert² und Wentzel³ erhärtet, und endlich werden die Verschiedenheiten der einzelnen Brennstoffarten, hervorgerufen durch verschiedene spez. Gewichte, verschiedenem Gehalt an flüchtigen Bestandteilen und verschiedene Blähgrade, wie sie von Audibert², Wentzel³ und Hold⁴ festgestellt wurden, durch die theoretischen Ergebnisse gut glaubhaft gemacht.

Bei den großen Schwierigkeiten, die derartige Untersuchungen bereiten, kann das Gesamtergebnis dieses Vergleichs als durchaus befriedigend angesehen werden.

Wie Gl. (517) ohne weiteres erkennen läßt, kann man bei Verwendung der zum Teil erheblich einfacheren empirischen oder halbempirischen Gleichungen für die Brennzeit, die bisher auf Grund

¹ Ind. Engng. Chem. Bd. 21 (1929) Heft 9 S. 808/815.

² Siehe Fußnote 3 S. 297.

³ Wentzel, W.: Der Zünd- und Verbrennungsvorgang im Kohlenstaubmotor. 26. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrates. Berlin 1931.

⁴ Hold, K.: Das Verhalten der rhein.-westfäl. Steinkohlenarten in der Staubfeuerung. Essen: G. B. Baedeker 1927.

einzelner Messungen empfohlen worden sind, kaum einen praktisch ausreichenden Erfolg erwarten. Am stärksten wirkt ohne Zweifel der Korndurchmesser und der Luftüberschuß. Daneben zeigen γ , ν und ξ , die zusammengefaßt die Brennstoffart kennzeichnen, eine nicht zu vernachlässigende Wirkung, während die Temperatur T , die sowohl direkt als auch in ν und w_s wirksam ist, entgegen einer weitverbreiteten Ansicht, nur eine untergeordnete Rolle spielt. Es ist daher ohne weiteres möglich, Kohlenstaub auch in vollständig gekühlten Brennkammern oder Verbrennungsräumen (Staubmotor) zu verbrennen.

Trotz der guten Übereinstimmung mit gemessenen Werten muß betont werden, daß zur Ermöglichung einer Lösung eine Reihe von vereinfachenden Annahmen nötig war unter Verzicht auf mathematische Strenge. Diese würde, wie Nusselt¹ und später Burke und Schumann² gezeigt haben, bei der Luftüberschußzahl $n = 1$ zu der Brennzeit ∞ führen. Da dies der Erfahrung widerspricht, hat Traustel³ das Problem erneut behandelt und die Ansätze verbessert. Traustel konnte zunächst zeigen, daß im Bereich der kleinen Korndurchmesser (in welchem auch die in Kohlenstaubfeuerungen meist verwendeten Korngrößen liegen), die Wärme- und Stoffübergangszahl durch besonders einfache Ausdrücke dargestellt werden kann, nämlich

$$Nu = St = 2. \quad (518)$$

Er bezieht ferner den chemischen Vorgang in seine Gleichung ein, während Gl. (517) eine unbeschränkte Reaktionsfähigkeit oder eine unendlich große (oder doch zumindest relativ sehr große) Reaktionsgeschwindigkeit der eigentlichen chemischen Vorgänge voraussetzt. Traustel geht bei seinen Betrachtungen von einem Stoff-Fluß-Schema aus, bei welchem der Sauerstoff der Verbrennungsluft nur bis zu einer „Brennfläche“ transportiert wird, die (meist) nicht mit der Brennstoffoberfläche zusammenfällt. Diese Brennfläche liefert ein Feuergas, welches zur Brennstoffoberfläche gelangt und dort durch eine Vergasungsreaktion ein Vergasungsprodukt liefert, das seinerseits in der Brennfläche mit dem entgegengeführten Sauerstoff zusammentrifft und dort verbrennt. Die Temperatur der Brennstoffoberfläche würde damit wesentlich niedriger liegen als die Verbrennungstemperatur, was für die Frage der Verschlackung⁴ von praktischer Bedeutung wäre. Dieses „Verbrennungsbild“ darf allerdings nur als ein Grenzfall aufgefaßt werden, dem sich die Ver-

¹ Nusselt, W.: Die Verbrennung in der Kohlenstaubfeuerung. Z. VDI Bd. 68 (1924) Heft 6 S. 124/128 [hierzu Z. VDI Bd. 70 (1926) Heft 27 S. 914].

² Burke, S. P., u. T. E. W. Schumann: Ind. Engng. Chem. Bd. 23 (1931) Heft 4 S. 406/413.

³ Traustel, S.: Verbrennung in der Schwebel. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 1/3 S. 1/6, 25/31, 49/60.

⁴ Traustel, S.: Verbrennung, Vergasung und Verschlackung. Diss. Berlin 1939.

brennung mit sehr geringen Luftüberschüssen nähert, der aber bei der Verbrennung mit Luftmangel, und sei es auch nur mit einem örtlichen Luftmangel, mit Sicherheit eintreten muß. In diesem Falle verlagert sich dann sogar die Brennfläche sehr weit von der Brennstoffoberfläche, bei der Verbrennung in der Schicht (Rostfeuerung) gehen schließlich die Verbrennungsvorgänge überhaupt in Vergasungsvorgänge über, und die Verbrennung findet oberhalb der Schicht im Feuerraum statt.

Verbrennung in der Schicht.

Die Verbrennung in ruhenden oder schwach bewegten Schichten stellt der theoretischen Behandlung weit schwierigere Probleme, vor allem deshalb, weil die geometrische Gestalt der die Schicht aufbauenden Brennstoffkörner und der Strömungswege sehr schwer zu erfassen ist, weil sie durch die Art der Schüttung, durch Backen, Sintern, Verschlacken, durch Abbrand, durch Rütteln und Strömungseinwirkung einer dauernden Änderung unterworfen ist und daher sehr schwer genau definiert werden kann. Darüber hinaus sind die Strömungs-, Wärme- und Stoffaustauschgesetze trotz einiger wertvoller Ansätze (s. S. 32 u. 259) noch zu wenig durchforscht. Hier liegt für künftige Forschungsarbeit noch ein weites Feld der Betätigung offen.

Immerhin geben die für Schwebeteilchen angestellten Überlegungen zusammen mit den Untersuchungsergebnissen an Rostfeuerungen, Gas-erzeugern und Schachtöfen und das Studium ähnlich verlaufender Modellvorgänge wie die Auflösung von Salzkörpern¹ schon wertvolle Hinweise. Auch hier sind wiederum die physikalischen Vorgänge ebenso entscheidend wie bei der Verbrennung in der Schwebelage, die chemische Reaktionsgeschwindigkeit spielt die gleiche untergeordnete Rolle. Die Verbrennung in der Schicht hat gegenüber dem gleichen Vorgang in der Schwebelage zunächst den Nachteil, daß das Verhältnis von Oberfläche zu Gewicht des zu verbrennenden einzelnen Brennstoffteilchens wesentlich ungünstiger ist, woraus sich erheblich längere Brennzeiten ergeben, auch sind durch die enge Berührung der Einzelkörner jeweils gewisse Teile der Oberfläche abgedeckt und können von der Verbrennungsluft nicht erreicht und angegriffen werden. Demgegenüber steht der Vorteil, daß der Brennstoff ruht, also beliebig lange im Feuerraum gehalten werden kann und daß mit wesentlich höheren Relativgeschwindigkeiten gearbeitet werden kann. Eine Begrenzung ist lediglich dadurch gegeben, daß in der Regel der Brennstoff ein Korngemisch darstellt, in dem stets eine gewisse Menge an Unterkorn (Grus, Staub, Abrieb), welches bei hohen Luftgeschwindigkeiten ebenfalls in den Schwebelagezustand versetzt und mit dem Gas in den Feuerraum getragen wird. Steigende Luft-

¹ Rosin, P., u. H.-G. Kayser: Zur Physik der Verbrennung fester Brennstoffe. Z. VDI Bd. 75 (1931) Heft 26 S. 849/857.

geschwindigkeit, also steigende Flächenbelastung verursacht daher eine steigende Flugkohlen- bzw. Flugkoksbildung und — bei den begrenzten Ausbrennmöglichkeiten — einen steigenden Wärmeverlust. Hier liegt eine aerodynamische Belastungsgrenze, die den Betrieb dann unmöglich machen kann, wenn die gesamte Schüttung — also auch das Sollkorn — des verfeuerten Brennstoffs instabil wird (Stabilitätsgrenze)¹.

Diese Grenze läßt sich auf verschiedene Weise hinausschieben, so durch scharfe Klassierung des Brennstoffs (im Idealfalle durch Verbrennung von „Gleichkorn“), durch mechanische Beschwerung der Schüttung² oder durch ein Festhalten des Brennstoffs durch besondere Rohrgitter, worauf sich verschiedene russische Vorschläge zur Durchführung der sog. „schnellen Verbrennung“ gründen³ (Feuerung von Pomerancev⁴ und System Wärmetechnisches Institut⁵). Ein anderes Mittel dazu ist die Anwendung von Zentrifugalkräften, die jedoch über das Stadium des Vorschlages bisher noch nicht hinausgekommen ist⁶. Endlich ist vor allem auf das Mittel der verstärkten Schicht-Vergasung hinzuweisen. Zwar treten bei der Vergasung die gleichen Erscheinungen auf, aber das Vergasungsmittel hat ein geringeres Volumen als die Verbrennungsluft, der Unterschied zwischen beiden wird unter Umgehung der Schicht dann als Zweitluft über der Brennstoffschicht eingeführt, wo er für die aerodynamische Belastungsgrenze keine Rolle spielt. Ferner kann die Konzentration des Vergasungsmittels leicht höher gehalten werden als der Sauerstoffgehalt der Verbrennungsluft. Neben dem Sauerstoff kann ja auch Wasserdampf zum Abbau des Kohlenstoffs in der Schicht herangezogen werden, und zwar bis zu jener Grenze, wo die Temperaturen für einen schnellen Stoffumsatz zu niedrig würden, die ihrerseits durch das Mittel der Vorwärmung weiter hinausgeschoben werden kann. Für die Weiterentwicklung unserer Verbrennungseinrichtungen eröffnen sich damit noch gute Aussichten, und der fast in Vergessenheit geratenen Halbgasfeuerung kann man schon heute eine gute Zukunft voraussagen⁷.

¹ Arend: Das aerodynamische Verhalten von Schüttungen nicht backender Kohle auf Wanderrosten. Bericht D 53 des Reichskohlenrats. Berlin 1933.

² Chitrin, L. N., u. S. W. Tatischschew: Schnelle Verbrennung fester Brennstoffe. *Tepl. Silov. Chostjastwo* Nr. 2 (1939) S. 29/36.

³ Gumz, W.: Die Verbrennung fester Brennstoffe. Betrachtungen zur Frage der Leistungssteigerung der Rostfeuerungen. *Feuerungstechn.* Bd. 28 (1940) Heft 2 S. 25/28.

⁴ *Sow. Kotloturbostroenie* Nr. 5/6 (1940) Heft 7 S. 223/226 — vgl. *Feuerungstechn.* Bd. 28 (1940) Heft 12 S. 278/279.

⁵ Romadin, W. P.: *Tepl. Silov. Chostjastwo* Nr. 8 (1940) S. 13/19.

⁶ Drehtrommelfeuerung von E. Heitmann. DRP. 688305.

⁷ Tatsächlich verwirklichen ja viele Feuerungen (mit Zweitluftzuführung) auch heute schon das Halbgasprinzip, ohne daß man diese Feuerungen als solche zu bezeichnen pflegt.

Höchste Relativgeschwindigkeiten werden erreicht, wenn der Brennstoff — möglichst in Form grober Stücke oder brikkettiert — festgehalten und das Verbrennungs- oder Vergasungsmittel aus einer Düse aufgespritzt wird. Grodzovsky und Tzukhanov¹ haben durch ihre Versuche gezeigt, daß durch Aufspritzen mit einer Düsenaustrittsgeschwindigkeit von fast 500 m/sec bei 64% Sauerstoff im Vergasungsmittel 1200000 kg C/m²h und bei 90% Sauerstoff 1790000 kg C/m²h, bezogen auf den Düsenquerschnitt an Kohlenstoffumsatz erzielt werden können, wobei der Sauerstoff restlos umgesetzt wird. Das überschreitet die bisher gewohnten und in technischen Einrichtungen erzielten Ergebnisse bei weitem, liegt aber durchaus im Rahmen des unter diesen extremen Bedingungen zu Erwartenden². Trotz der gewaltigen Steigerung des physikalischen Stoffaustausches hat die chemische Reaktionsgeschwindigkeit hier noch keine Grenze gezogen.

Ansätze für die theoretische und rechnerische Behandlung haben Nusselt³ und in neuerer Zeit Tzukhanova und Predvoditelev⁴ gemacht. Die letztgenannten haben zu diesem Zweck eine Reihe von Versuchen im Kohlekanal (Elektrodenkohle) durchgeführt, die ein recht anschauliches Ergebnis zeigen, und die das von Nusselt vorgeschlagene „ideale Brennstoffbett“, welches aus senkrechten Röhren aus Kohle besteht, versuchstechnisch verwirklicht. Sie arbeiteten dabei mit Kohleröhrchen von 4 bis 25 mm \varnothing und von 30 bis 200 mm Länge, die in einem elektrischen Ofen eingesetzt, auf 700—1000° C aufgeheizt und von Luft von 700 bis 800° C durchströmt wurden. Die Strömungsgeschwindigkeit wurde in weitesten Grenzen verändert. Hinter dem Kohleröhrchen gelangte das Verbrennungsgas in einen Kühler, um die Gasgleichgewichte schnellstens zu stabilisieren, und wurde in einem Orsatapparat analysiert. Auf diese Weise konnte die Menge des verbrannten und in die Gase übergegangenen Kohlenstoffs durch die Luftmengenmessung und die Gasanalyse ermittelt werden. Die Gasgeschwindigkeit ändert sich infolge der Aufweitung des Strömungskanals durch den Abbrand bei gleichbleibender Luftzufuhr natürlich und mit ihr auch

¹ Grodzovsky, M. K., u. Z. F. Choukhanoff (Tzukhanov): The primary Reactions of the Combustion of Carbon. Fuel Sci. Bd. 15 (1936) Heft 11 S. 321/328. — Vgl. auch Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 1 S. 21/22.

² Gumz, W.: Stand und Entwicklungsaussichten der Vergasung von Steinkohlen. Vortragsveranst. d. Hauptausschüsse für Forsch.wes. des Bergbau-Vereins in Essen. Essen 1940. Bes. Abb. 2 S. 161.

³ Nusselt, W.: Die Verbrennung und die Vergasung der Kohle auf dem Rost. Z. VDI Bd. 60 (1916) Heft 6 S. 102/107.

⁴ Tzukhanova, O. A.: Die Verbrennung an den Wänden eines Kohlenstoffkanals bei erzwungener Sauerstoffdiffusion. J. techn. Physics Bd. 9 (1939) Heft 4 S. 295/304 — Predvoditelev, A. S., u. O. A. Tzukhanova: J. techn. Physics (Leningrad) Bd. 10 (1940) Heft 13 S. 1113/1120.

die Reynoldssche Zahl, die Temperatur sowie Gaszusammensetzung, was bei der Auswertung der Versuchsergebnisse berücksichtigt wurde. Die Temperaturen wurden sowohl im Kanal als auch in der Kohle nahe der Kanaloberfläche gemessen. Bei diesen Versuchen zeigten sich deutliche Unterschiede zwischen einem Gebiet laminarer Strömung, einem Übergangsbereich und einem Bereich turbulenter Strömung und eines entsprechenden Stoffaustausches. Am sinnfälligsten kommt dies in Abb. 109 zum Ausdruck, in welcher der Kohlenstoffabbrand in g/min in Abhängigkeit von der zugeführten Luftmenge in l/min für einen Kanal-

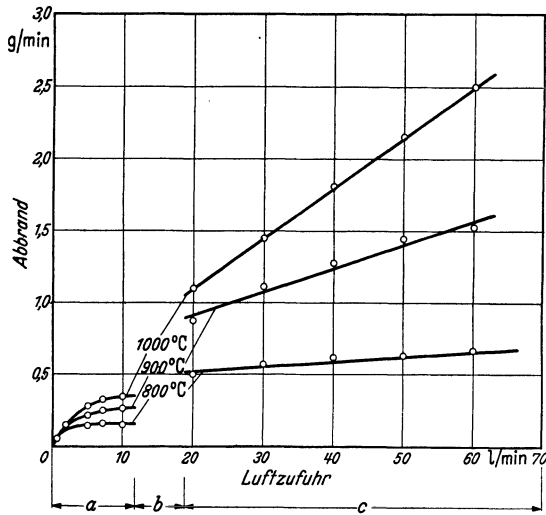


Abb. 109. Abhängigkeit des Abbrandes in g/min von der Luftzufuhr in l/min und der Temperatur. Ergebnisse eines Versuchs mit einem Röhrchen aus Elektrodenkohle von 4 mm Anfangsdurchmesser und 70 mm Länge nach A. O. Tzukhanova. *a* = laminares Gebiet, *b* = Übergangsbereich, *c* = turbulentes Gebiet.

durchmesser von 4 mm, eine Länge von 70 mm und für den Temperaturbereich von 800 bis 1000° dargestellt ist.

Diejenige Kanallänge, in welcher der zugeführte Sauerstoff verbraucht wird („Sauerstoffzone“), nimmt bei Laminarströmung mit wachsender Geschwindigkeit zu. Dagegen bleibt die Sauerstoffzone bei turbulenter Strömung unverändert, und wie Abb. 109 deutlich zeigt, steigt die verbrannte C-Menge innerhalb des Versuchsbereichs (bis $Re = 8000$) mit der zugeführten Luftmenge an, ohne daß damit etwa eine Grenzleistung erreicht wäre. Man kann also, Stabilität des Brennstoffbettes vorausgesetzt, die Leistung durch verstärkte Luftzufuhr nahezu beliebig steigern, eine Erkenntnis, die für die Entwicklung des Feuerungsbaues von weittragender Bedeutung ist.

In Abb. 109 sind die Ergebnisse der Abb. 110 in anderer Form wiedergegeben. Der Abbrand in g/min bzw. in kg/m^2h unter Zugrundelegung

eines mittleren Kanälchendurchmessers von 4,4 mm ist in Abhängigkeit von der Temperatur aufgetragen, wobei die Luftgeschwindigkeit, ausgedrückt in l/min, als Parameter gewählt ist. Diese Luftgeschwindigkeiten entsprechen einer Größenordnung von 100 bis 350 m/sec. Die Temperaturen der Abszissenachse stellen die Anfangstemperaturen dar. Bei 1000° Anfangstemperatur stieg während des Versuchs die Temperatur bis auf 1250°, so

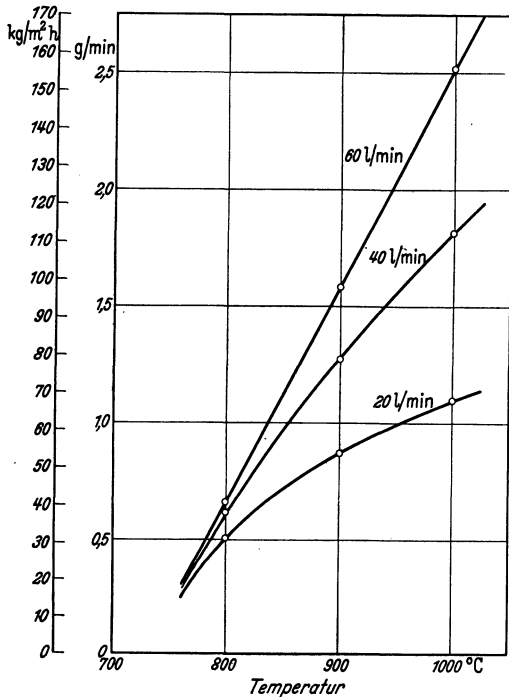


Abb. 110. Darstellung der Versuchsergebnisse nach Abb. 109 in Abhängigkeit von der Temperatur. (Der Abbrand in $\text{kg/m}^2\text{h}$ ist auf den Kanaldurchmesser von 4,4 mm als Mittel während des Versuchs bezogen.)

Reaktionsgeschwindigkeit im wesentlichen noch von der chemischen Reaktionsgeschwindigkeit bestimmt wird. Mit steigenden Temperaturen dagegen laufen die Kurven immer weiter auseinander, ein Kennzeichen dafür, daß hier die Einwirkung der chemischen Reaktionsgeschwindigkeit mehr und mehr zurücktritt und der Abbrand überwiegend von den physikalischen Einflüssen des konvektiven Stoffaustausches bestimmt wird.

Die Gaszusammensetzung ändert sich im turbulenten Gebiet in dem Sinne, daß mit wachsender Geschwindigkeit bzw. abnehmender Aufenthaltszeit des Gases im Kanal der CO-Gehalt zunimmt, derart, daß bei Höchstgeschwindigkeiten fast nur CO entsteht. Abb. 111 zeigt die Meß-

leistung in $\text{kg/m}^2\text{h}$ bezieht sich selbstverständlich auf die Oberfläche der abzubrennenden Kohle, in diesem Falle also die Innenfläche des Kohlenkanals. Sie darf daher nicht mit ähnlichlautenden Bezugsgrößen, wie etwa einer Rostflächenbelastung, verwechselt werden. Man erkennt aus Abb. 110, daß bei 800° und darunter der Einfluß einer sehr beträchtlichen Geschwindigkeitssteigerung ohne große praktische Auswirkung bleibt. Die Punkte liegen bei 30 bis 40 $\text{kg/m}^2\text{h}$, d. h. also, daß die Steigerung der physikalischen Stoffaustauschgeschwindigkeit wirkungslos bleibt, da die

ergebnisse, aus denen O. A. Tzukhanova den Schluß zieht, daß die CO-Bildung im Bereich turbulenten Stoffaustausches die Primärreaktion sei und daß die Aufenthaltszeit für die Verbrennungsreaktion zu

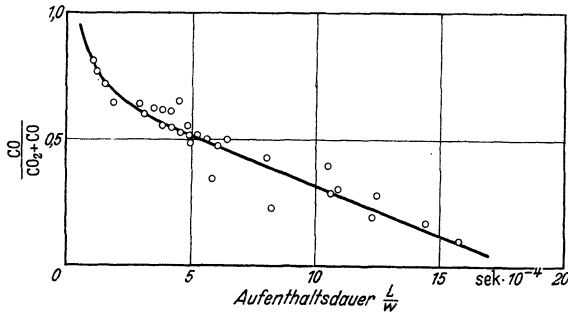


Abb. 111. Änderung der Gaszusammensetzung, dargestellt durch das Verhältnis % CO / (% CO₂ + % CO) in Abhängigkeit von der Aufenthaltsdauer, errechnet aus der Kanallänge *L* und der Luft- bzw. Gasgeschwindigkeit *w*, nach Versuchen von A. O. Tzukhanova.

CO₂ nicht ausreiche. Zu ähnlichen Schlußfolgerungen gelangt Kh. Kolodtzev¹. Versuche mit verschiedenen Kohlenstoffarten wie Holzkohle, aktivierte Kohle, Elektrodenkohle und Donez-Anthrazit, die in Schüttungen verbrannt wurden, haben erwiesen, daß man bei genügend hohen Luftgeschwindigkeiten ($w \cong 1$ m/sec, bezogen auf den leeren Querschnitt) nur die primären Reaktionsprodukte erhält. Das sind CO und CO₂, wobei das Verhältnis CO:CO₂ von der Brennstoffart bzw. ihrer Reaktionsfähigkeit abhängig ist. Dabei ändert sich die Höhe der eigentlichen Brennzonen in der Schicht nicht, und die Leistung ist direkt proportional der Luftzufuhr.

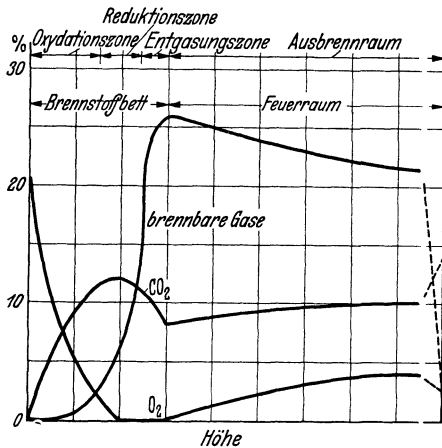


Abb. 112. Verlauf der Gaszusammensetzung in der Brennstoffschicht und im Feuerraum (Handfeuerung) nach Kreisinger und Mitarbeitern.

Jeder Rost ist also ein mehr oder weniger vollkommener Gaserzeuger, in welchem der untere Teil der Schüttung als Oxydationszone, der obere als Reduktionszone anzusprechen ist. Versuche in Versuchsöfen,

¹ Kolodtzev, Kh.: Die Verbrennung der Kohle in der Schicht. J. techn. Physics Bd. 9 (1939) Heft 4 S. 305/314.

wie sie von Gramberg¹, Leye², Kreisinger und Mitarbeitern³, Nichols⁴ u. a. durchgeführt wurden, bei welchen Gasproben aus verschiedener Höhe der Schicht

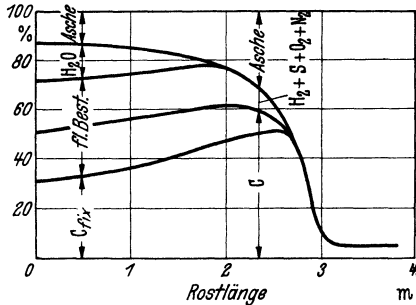


Abb. 113. Zustand der Brennstoffschicht während der Verbrennung in Abhängigkeit von der Rostlänge bei der Verfeuerung von oberbayrischer Pechkohle nach W. Meier.

entnommen und analysiert wurden, zeigen dies mit aller Deutlichkeit (s. Abb. 112). Aber auch die Zusammensetzung der Feuer-gase oberhalb des Brennstoffbettes und ihr hoher Gehalt an brennbaren Gasen (20...30%), wie aus den Versuchen Kreisingers³ und aus den an Großfeuerungen durchgeführten Messungen von Löwenstein⁵, Werkmeister^{6, 7}, W. Meier⁸ und A. R. Mayer⁹ hervorgeht,

bestätigen dies. Im Feuerraum findet man selbstverständlich auch die Entgasungsprodukte der Kohle, zumal sich der Vorgang der Entgasung wegen seiner Langsamkeit mit der Verbrennung und Vergasung stark überschneidet, wie dies Abb. 113 (nach W. Meier⁸) zeigt, aber zur Erklärung der in so großen Mengen auftretenden brennbaren Gase selbst in den mittleren und hinteren Teilen des Rostes reicht der Entgasungsvorgang nicht aus. Die Verbrennung der Gase oberhalb der Brennstoffschicht ist daher ein wesentlicher Teilvorgang bei der Verfeuerung fester

¹ Gramberg, A.: Die Verbrennung von Koks. Feuerungstechn. Bd. 6 (1917) Heft 1/3 S. 1/3, 20/25, 33/36 — Maschinenuntersuchungen und das Verhalten der Maschinen im Betriebe. 2. Aufl. S. 123/134. Berlin 1921.

² Leye, A. R.: Die Verbrennung auf dem Rost. Diss. Berlin 1933 — Die Schütthöhe einer Rostfeuerung. Brennstoff u. Wärmewirtsch. Bd. 17 (1935) Heft 2 S. 14/21.

³ Kreisinger, H., F. K. Ovitz u. C. E. Augustine: Combustion in the fuel bed. Fuel Sci. Bd. 14 (1935) Heft 9/12 S. 271/276, 296/299, 331/337, 364/370; Bd. 15 (1936) Heft 1/2 S. 16/21, 59/60.

⁴ Nichols, P.: Underfeed combustion, effect of preheat and distribution of ash in fuel beds. Fuel Sci. Bd. 14 (1935) Heft 7/12 S. 205ff — U. S. Bur. Mines Bull. S. 378.

⁵ Löwenstein, Rud.: Verbrennungsverlauf von Steinkohle an einer Wanderrostfeuerung. Wärme Bd. 57 (1934) Heft 7/8 S. 97/101, 121/125.

⁶ Werkmeister, H.: Feuergasbeschaffenheit und Windverteilung bei Wanderrostfeuerung. VDI 72. Hauptversammlung Trier 1934 Berichtsheft S. 74/79.

⁷ Schulte, Fr., u. E. Tanner: Stand und Entwicklung der Feuerungstechnik. Z. VDI. Bd. 77 (1933) Heft 21 S. 565/572.

⁸ Meier, William: Untersuchungen über die Verbrennungsvorgänge bei Verfeuerung oberbayrischer Pechkohlen in der Wanderrostfeuerung. Diss. München 1935.

⁹ Mayer, Albert R.: Die Wirkung der Zweitluft in der Wanderrostfeuerung. Braunschweig: Diss. 1938 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 7 S. 201/210.

Brennstoffe, ein Vorgang, der wie jede Gasverbrennung eine innige Mischung von Gas und Luft erfordert. Als Hilfsmittel dazu dienen die Gasführungsgewölbe, die die vorderen und die hinteren sauerstoffreichen Schichten (s. z. B. Abb. 114) mit den übrigen mischen, Einschnürungen des Feuerraums, konstruktiv meist durch große hintere Gasführungsgewölbe erreicht, und vor allem Zweitluftzuführung (oder Dampfzu-

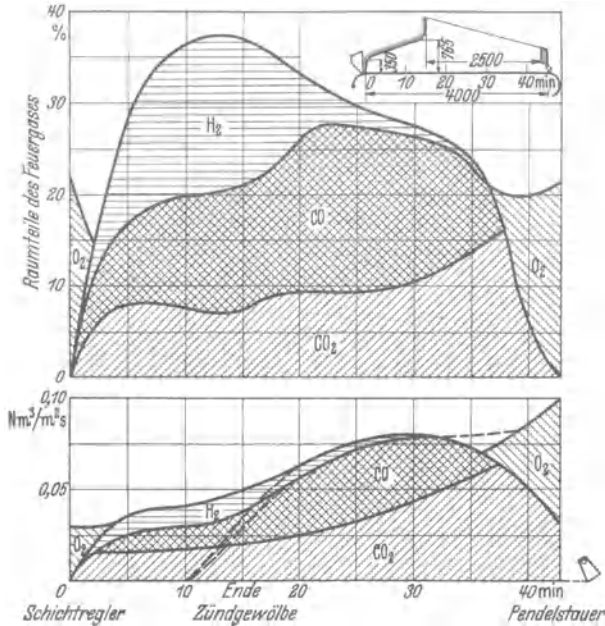


Abb. 114. Verbrennungsverlauf bei einem Wanderrost mit natürlichem Zug nach Werkmeister. Eßnußkohle 4 in 130 mm Schichthöhe, rd. $120 \text{ kg/m}^2\text{h}$ Rostleistung, 3,7 mm WS Zug im Feuer am Kesselende 10% CO_2 . Oben: Gasanalysenverlauf (Raumteile). Unten: Gasmengenverteilung (Nm^3/m^2s) 250 mm über der Rostbahn.

führung) in einer Weise, die vollkommene Durchmischung des ganzen Gasraumes gewährleistet (vgl. S. 342/350).

Innerhalb der Schicht selbst ist die Oxydationszone, also die Zone bis zum Verschwinden des Sauerstoffs und bis zur Erreichung des höchsten Kohlensäuregehaltes (s. Abb. 112), mit den Betriebsbedingungen wenig veränderlich. Übereinstimmend stellen alle Untersucher fest, daß die Höhe dieser Schicht oder die Lage der „neutralen Zone“, wie Gramberg die Zone des höchsten CO_2 -Gehaltes und des niedrigsten O_2 -Gehaltes bezeichnet, von der Belastung, also von der Luftgeschwindigkeit, unabhängig ist¹⁰. Dies ist so zu erklären, daß steigende Luftzufuhr die Berührungszeit in gleicher Größenordnung verringert, wie sie die Gesamtreaktionszeit der Oxydation steigert. Aber auch eine weitgehende

¹⁰ Vgl. auch S. 303 (Tzukhanova).

Veränderung der Sauerstoffkonzentration bringt keine Änderung der Höhe dieser Zone mit sich¹, ebenso wirkt sich die Korngröße nur geringfügig aus². Ungeklärt bleibt dagegen noch, daß Kreisinger³ bei gleichem Brennstoff und gleicher Belastung, aber verschiedener Höhe der Brennstoffschicht (150 und 300 mm) eine Vergrößerung der Oxydationszone von rd. 75 . . . 110 mm im ersten auf 110 . . . 190 mm im zweiten Fall (bei Koks, ähnlich bei Kohle) festgestellt hat⁴. Einen beträchtlichen Einfluß übt dagegen die Reaktionsfähigkeit des Brennstoffs aus², was zunächst widerspruchsvoll erscheinen mag, aber zum Teil wohl darauf zurückzuführen ist, daß die kalt eintretende Verbrennungsluft zunächst ja das Gebiet niedriger Temperaturen durchlaufen muß, also ein Gebiet, wo die chemische Reaktionsgeschwindigkeit ihren Einfluß stark geltend macht, wie auch die Versuche von Nichols⁵ zeigen, daß schon mäßige Luftvorwärmung die Oxydationszone kürzt, die neutrale Zone senkt.

Der Zündvorgang.

Zur Einleitung der Verbrennung müssen die bei niedrigen Temperaturen nur sehr langsam verlaufenden Oxydationsreaktionen über jene Schwelle gehoben werden, die wir als Zündtemperatur zu bezeichnen pflegen, damit die durch die Oxydation entstehende Wärme nicht nur die Wärmeverluste des zu zündenden Brennstoffs an seine Umgebung deckt, sondern auch noch einen Überschuß beläßt, der zur weiteren Erwärmung und damit zur schnellen Steigerung der Reaktionsgeschwindigkeit ausreicht. Wie bei der Verbrennung sind die Oxydationsreaktionen in ihrem Ablauf chemisch und physikalisch bedingt, nun aber überwiegen die chemischen Reaktionswiderstände bei weitem, die physikalischen sind zunächst etwa Null, da sich Sauerstoff in unmittelbarer Nähe des Brennstoffs, ja unter Umständen schon an seiner Oberfläche adsorbiert befindet. Abb. 115 gibt in der schraffierten Kurve den etwaigen Verlauf der Vorgänge wieder⁶. Trotzdem aber dürfen wir die Zündung keineswegs nur als chemischen Vorgang auffassen, denn in dem Temperaturbereich unterhalb der Zündtemperatur kommen die Reaktionen durch den Wärmeverlust immer wieder zum Stillstand, nie zur Beschleunigung. Es muß

¹ Karzhavina, N. A.: Verbrennung von Kohlenstoff. Dynamik der Gasbildung in der Kohlenschicht. Z. techn. Phys. (russ.) Bd. 8 (1938) Heft 8 S. 725/736. Im Bereich von 7 bis 42% O₂ blieb die Sauerstoffzone unverändert.

² Leye, A. R.: Siehe Fußnote 2 S. 306.

³ Kreisinger, H., F. K. Ovitz u. C. E. Augustine: Siehe Fußnote 3 S. 306.

⁴ Möglicherweise spielt dabei die Aschenanreicherung in den untersten Schichten eine Rolle, die ein Heraufbrennen zur Folge hat.

⁵ Nichols, P.: Siehe Fußnote 4 S. 306.

⁶ Vgl. Fußnote 1 S. 311.

daher notwendigerweise Fremdwärme zugeführt werden, um diesen Anlaufwiderstand zu überwinden, und diese Wärmezufuhr ist ihrerseits nun wieder ein rein physikalischer Vorgang, der beträchtliche Zeit in Anspruch nimmt, die den Hauptanteil der „Zündzeit“ ausmacht. Als Energiequellen für diese Zündwärme kommen in Frage, wenn wir von der Zündung gasförmiger und flüssiger Brennstoffe durch elektrischen Funken, durch Kompressionswärme oder durch heiße Brennraumteile (Glühkopf) bei der motorischen Verbrennung absehen,

1. die Zustrahlung von oben durch Zündgewölbe, Mauerwerk oder leuchtende Flammen (Oberzündung),

2. die Zuführung von Wärme mit der Verbrennungsluft durch Luftvorwärmung (Unterzündung),

3. die Wärmeübertragung durch Leitung und Strahlung aus benachbarten glühenden Brennstoffschichten (Rückzündung),

4. die Wärmeübertragung durch Leitung und Strahlung aus sporadisch gebildeten oder eingestreuten glühenden Brennstoffteilchen (Zündnester).

Nach der Untersuchung von Rosin, Kayser und Fehling¹ über die Dynamik der Zündung ist Oberzündung allein sehr empfindlich gegen höhere Luftgeschwindigkeiten, da die durch Strahlung übertragene Wärme durch Konvektion von dem Luftstrom wieder zerstreut wird. Die Unterzündung arbeitet um so wirksamer, je höher die Temperatur und je höher die Luftgeschwindigkeit ist, einmal weil ja eine geringe Luftmenge auch nur eine begrenzte Fremdwärmemenge mitbringen kann, zweitens weil mit steigender Geschwindigkeit der Wärmeaustausch verbessert wird. Zwischen Ober- und Unterzündung entsteht daher eine

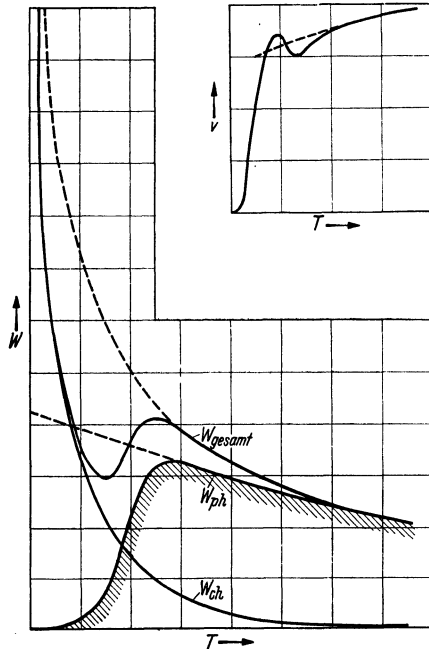


Abb. 115. Darstellung des chemischen (W_{ch}) und des physikalischen Widerstandes (W_{ph}) in Abhängigkeit von der Temperatur. Summierung beider Widerstände bei der Verbrennung und Zündung (schraffierte Kurve). — Rechts oben: Darstellung der Reaktionsgeschwindigkeit (Kehrwerte der Widerstände) in Abhängigkeit von der Temperatur.

¹ Rosin, Kayser u. Fehling: Die Zündung fester Brennstoffe auf dem Rost. Untersuchungen über das Zündverhalten. Bericht D 51 des Reichskohlenrats. Berlin 1935 — 72. VDI-Hauptvers. Trier 1934 S. 71/73.

Zündlücke, die um so größer ist, je höher der Zündpunkt des betreffenden Brennstoffs liegt und je niedriger die Lufttemperatur ist. Durch eine vereinigte Ober- und Unterzündung wird die Zündlücke glatt geschlossen, wie die Abb. 116 bis 118 nach Versuchen

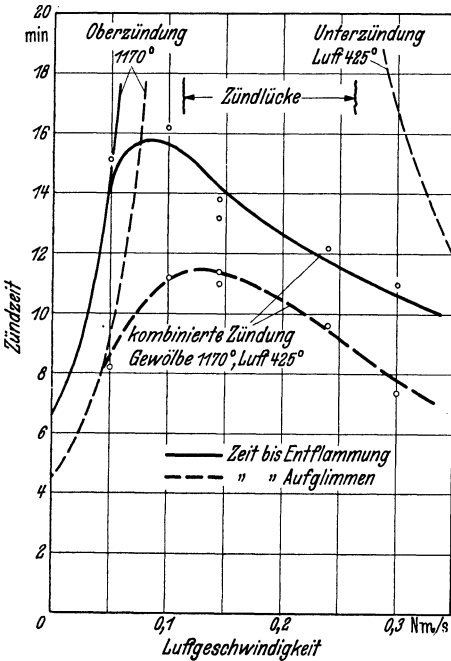


Abb. 116.

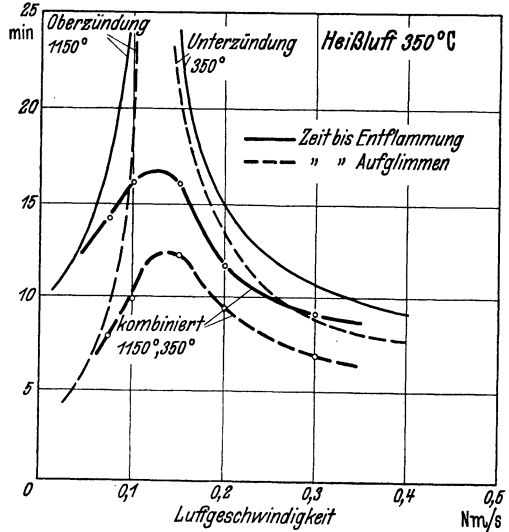


Abb. 117.

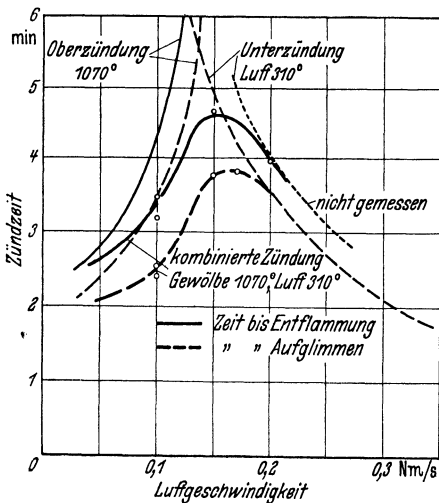


Abb. 118.

Abb. 116 bis 118. Vereinigte Ober- und Unterzündung bei Magerkohle (Abb. 116), Gasflammkohle (Abb. 117) und Trockenbraunkohle (Abb. 118) nach Rosin, Kayser und Fehling.

von Rosin, Kayser und Fehling mit dem für das Studium des Zündverhaltens entwickelten Zündprüfer zeigen.

Die Bedeutung der Unterzündung wie auch der Luftvorwärmung wird klar, wenn man sich vergegenwärtigt, daß z. B. bei Steinkohle die Wärmemenge zur Aufwärmung der Kohle auf Zündtemperatur (450°) nach Marcard¹ 123 kcal, die Aufwärmung der zugehörigen Verbrennungsluftmenge (bei $n = 1,4$) aber 1540 kcal erfordert. Das

¹ Marcard, W.: Zündung und Verbrennung heizwertarmer Brennstoffe. Wärme Bd. 54 (1931) Heft 12 S. 208/213 — Rostfeuerungen. Berlin 1934.

Verhältnis verschiebt sich noch weiter, wenn man berücksichtigt, daß ja nicht der ganze Brennstoff auf 450° erwärmt werden muß, sondern nur seine Oberfläche. Die Aufwärmung geht um so schneller vor sich, je kleiner der Korndurchmesser, je höher die Lufttemperatur und je größer die Relativgeschwindigkeit zwischen Luft und Brennstoff ist. Sie wird gehemmt durch hohen Feuchtigkeits- und Aschengehalt des Brennstoffs und durch etwaige Wärmeabgabe an die (kältere) Umgebung. Das für die Verbrennung weniger erwünschte Unterkorn in einer Schüttung ist also für die Zündung und Zündnesterbildung sehr vorteilhaft.

Zur rechnerischen Ermittlung der Zündzeit von Kohlenstaub¹, die in erster Annäherung der Aufheizzeit bis zur Erreichung der Zündtemperatur an der Oberfläche gleichgesetzt werden kann, benutzt man die von Gröber² angegebene Lösung für die Aufwärmung (bzw. Abkühlung) fester Körper. Abb. 119 zeigt einige Ergebnisse solcher Berechnungen und läßt den Einfluß des Korndurchmessers, der Lufttemperatur, der Kohlenart (gegeben durch die Zündtemperatur), des Wassergehaltes und die Wirkung einer Wärmezustrahlung erkennen.

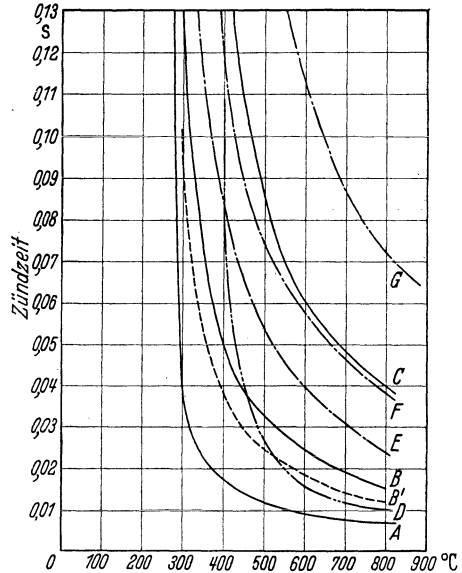


Abb. 119. Zündzeiten verschiedener Brennstoffe (Einflüsse der Brennstoffart, der Zündtemperatur, der Feuchtigkeit, der Wärmezufuhr und des Korndurchmessers). A, B, C Kohle ($t_z = 280^{\circ}$), A 0,05 mm, B 0,1 mm, C 0,2 mm Durchmesser, D Koks mit 0,1 mm Durchmesser ($t_z = 400^{\circ}$), E, F, G Kohle mit 0,1 mm Durchmesser und 10, 20 und 50 % Wassergehalt. B' Kohle, B einschließlich Bestrahlung.

Der Verbrennungsvorgang in der Feuerung.

Bei den bisherigen Betrachtungen haben wir die Fragen des Verbrennungsvorganges in allgemeiner Form behandelt, es soll daher noch kurz auf die Unterschiede bei den einzelnen Feuerungsbauarten und auf einige Sonderfragen eingegangen werden. In jeder Feuerung muß der

¹ Gumz, W.: Die Zündung von Kohlenstaub. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 11 S. 249/255 — Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. S. 69/82. Berlin 1939.

² Gröber, H.: Einführung in die Lehre von der Wärmeübertragung. S. 35 ff. Berlin 1926. — Vgl. auch H. Bachmann: Tafeln über Abkühlungsvorgänge einfacher Körper. Berlin 1938.

eingebraachte frische Brennstoff¹ die Vorgänge der Trocknung, der Aufheizung unter gleichzeitiger Entgasung und nach erfolgter Zündung die Vergasung und Verbrennung durchlaufen, wobei sich diese Vorgänge sowohl zeitlich als auch räumlich überlagern können. Jeder dieser Vorgänge hat für sich betrachtet einen zum Teil beträchtlichen Zeitaufwand nötig, und je nach der Natur des Brennstoffes tritt der eine oder der andere besonders sichtbar in Erscheinung. So wirkt z. B. bei der Verfeuerung einer nassen Rohbraunkohle ein großer Teil des Rostes nur als Trockner, während bei der Verfeuerung eines aschereichen Abfallbrennstoffes die Aufwärmung so viel Zeit in Anspruch nimmt, daß die Zündung merklich verschleppt wird. Will man daher die spez. Leistung der Feuerung möglichst hoch treiben, so liegt es nahe, sie von diesen Vorgängen möglichst zu entlasten und sie auf ihre eigentliche Aufgabe, die Verbrennung, zu beschränken. So kommt man zu Feuerungen mit Vortrocknung, mit Vorschwelung und mit Vorvergasung, wobei die vorbereitenden Stufen entweder organisch mit der Feuerung selbst zusammengebaut oder aber völlig von ihr getrennt werden können.

Die Vortrocknung ist der wichtigste Teilvorgang bei den Feuerungen für feuchte Brennstoffe, wie Rohbraunkohle, Torf, Holz und pflanzliche Abfälle, die nach Wegfall ihres Wasserballastes besonders reaktive Brennstoffe darstellen. Die Anwendung strahlender Wärme reicht im allgemeinen nicht aus, der Brennstoff muß daher durch Wenden und Wälzen stark bewegt oder noch besser von heißen Gasen durchzogen werden (Rauchgasrückführung). Bei Staub kommt in erster Linie eine Flugttrocknung in Frage, wie sie bei der Mühlenfeuerung und der Naßkohlenfeuerung verwirklicht worden ist. Heißluftbetrieb ist dabei sehr vorteilhaft, wobei für die Trocknungszone besonders hohe Temperaturen erforderlich, aber auch zulässig sind, die gegebenenfalls auch durch Verbindung des Heißluftbetriebes mit einer Rauchgasrückführung erzielt werden. Völlige Trennung von Trockner und Feuerung erfordert höheren Wärmearaufwand, sie ist z. B. gegeben bei der Verfeuerung von Briketts oder bei der bei Kohlenstaubfeuerung üblichen Vortrocknung in besonderen Trockneranlagen (s. S. 107) vor oder während der Mahlung.

Die Vorschwelung² bezweckt weniger eine Entlastung der Feuerung als vielmehr in erster Linie eine Gewinnung von Teer und anderen Kohlenwertstoffen. Sie kann in unmittelbarer Verbindung mit dem Kessel in den Weg der Kohle vom Bunker zum Rost eingeschaltet sein, wobei Rauchgase als Wärmeträger für die Spülgasschwelung dienen,

¹ Der Feuerungstechniker gebraucht hierfür mitunter die Bezeichnung „grüne Kohle“ in Gedankenassoziation an den Begriff des grünen Holzes.

² Thau, Adolf: Schwelverfahren in Verbindung mit Kesselfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 3 S. 65/72.

oder sie kann in einer völligen Trennung von Schwelanlage und Feuerung bestehen, wobei beliebige Schwelverfahren anwendbar sind. Die Verfeuerung des anfallenden Schwelkokes ist heute ein gelöstes Problem, da der sehr reaktionsfähige Schwelkoks sowohl auf Rosten¹ als auch in der Staubfeuerung² wirtschaftlich verfeuert werden kann. Für den Rostbrennstoff ist hohe Festigkeit, besonders Abriebfestigkeit erwünscht, da der Schwelkoks sonst zur Bildung größerer Flugverluste neigt, bei der Staubfeuerung dagegen soll die Festigkeit möglichst niedrig sein, da Mahlaufwand und Mühlenverschleiß höher werden als bei der Rohkohle (insbesondere bei Rohbraunkohle). Daß von diesem volkswirtschaftlich so einleuchtenden Vorteil bisher so wenig Gebrauch gemacht worden ist, liegt daran, daß die Vorschaltung einer Schwelstufe einen Brennstoff voraussetzt, der schwelwürdig ist (d. h. eine ausreichende Menge verwertbaren Teer liefert), der bei der Schwelung keine technischen Schwierigkeiten macht (bei einer Spülgasschwelung also z. B. nicht backt oder durch Alterung nichtbackend gemacht werden kann), und daß die Schwelung einen verkaufsfähigen Teer liefert, der den Güteanforderungen entspricht. Diese Forderungen erfüllen aber nur wenige Brennstoffe, weshalb nicht einfach jede Feuerung mit einem Vorschweler ausgerüstet werden kann, wenn wir einmal ganz absehen wollen von den zusätzlichen Schwierigkeiten der Betriebsführung und der Organisation der Teerverwertung.

Die Vorvergasung hat sich in der Feuerungstechnik besonders im Ofenbau schon lange überall dort einen festen Platz erobert, wo es auf eine gute Regelbarkeit, auf hohe Temperaturen, Anwendung hoher Vorwärmung und gewisse konstruktive Freiheit in der Verwendung des Beheizungssystems ankommt. Sie kann vom engen Zusammenbau mit der eigentlichen Feuerung (Halbgasfeuerung, Holzfeuerung) über den eingebauten Einzelgenerator bis zum Zentralgaserzeuger zur Lieferung des Heizgases für eine ganze Ofenbatterie eine überaus große Vielfalt in der technischen Lösung zeigen, wie man sie bei Gaswerksöfen, Koksöfen, in Martinöfen und anderen Öfen der Eisen- und Metallhütten- und Verarbeitungsindustrie vorfindet. Einen Sonderfall einer Vorvergasung in der Schwebe verwirklicht die Schwebegasfeuerung Bauart Szikla-Rozinek³.

¹ Reichardt, R.: Verfeuerung von Braunkohlen-Schwelkoks unter Dampfkesseln im Vergleich mit anderen Brennstoffen. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 5 S. 145/149.

² Stimmel, Hans: Die Schwelkoksverwertung in Kraftwerken. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 2 S. 28/34.

³ Szikla, Géza, u. Arthur Rozinek: Die Entwicklung des Schwebegasers Bauart Szikla-Rozinek. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 4 S. 97/102,

Planrost- und Wurffeuerung.

Die einfachste Form der Handfeuerung, bei der sowohl die Brennstoffaufgabe als auch die Schürung und die Schlackenabfuhr von Hand vorgenommen wird, ist der Planrost. Die Handfeuerung ist begrenzt auf Feuerungsleistungen bis zu $5 \cdot 10^6$ kcal/h, bedingt durch die Leistungsfähigkeit des Heizers und diejenige Rostlänge, die noch eine einwandfreie Bedienung von Hand zuläßt, also etwa 2,2 bis 2,4 m¹. Durch das Aufwerfen des frischen Brennstoffs auf die glühende Kohlschicht wird eine schnelle Trocknung und Entgasung und eine sichere Zündung gewährleistet. Die damit verbundene stoßweise Gasbildung hat zur Folge, daß zu Beginn jeder Beschickungsperiode Rauchneigung besteht, verstärkt durch den Umstand, daß durch das längere Offenstehen der Feuertür viel Kaltluft einströmt und der Feuerraum auskühlt. Das CO₂-Diagramm der Handfeuerungen nimmt infolgedessen die bekannte

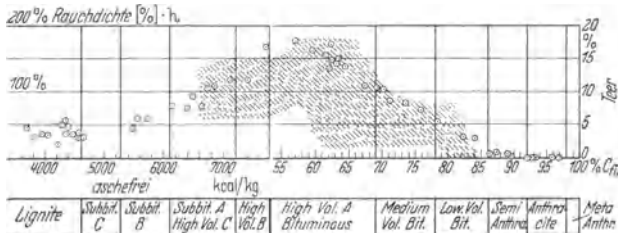


Abb. 120. Rauchneigung verschiedener Kohlenarten nach Rose und Lasseter.

Sägeblattform an, und der Durchschnittsluftüberschuß wird recht hoch ($n = 1,6$ bis $2,0$ und darüber). Die Rauchneigung ist allerdings nicht nur von den Verbrennungsbedingungen abhängig, sondern auch von der Art des Brennstoffs. Für amerikanische Kohlen haben Rose und Lasseter² durch Auswertung von 500 Versuchen an Heizungskesseln ein Diagramm aufgestellt (Abb. 120), das die Rauchdichte (Ringelmann-Skala mal Dauer) in Abhängigkeit von der Kohlenart zeigt, gekennzeichnet durch die Verbrennungswärme des aschenfreien Brennstoffs bzw. den Gehalt an fixem Kohlenstoff. Die untere Skala gibt die amerikanische Nomenklatur der Brennstoffart wieder. Die Streuung ist, wie zu erwarten, ziemlich groß (gestrichelter Bereich). Als geeigneter Maßstab erwies sich der Teergehalt, in der Fischer-Aluminiumretorte bei 500° bestimmt, der in Abb. 120 als Kreise eingetragen ist. Die stärkste Rauchneigung besitzt eine bituminöse Kohle mit 31 bis 46% flüchtigen Bestandteilen, die unserer Gasflammkohle entspricht.

¹ Marcard, W.: Rostfeuerungen. Berlin 1934. — Untersuchungen an kleinen mechanischen Feuerungen. 72. VDI-Hauptversammlg. Trier 1934. S. 66/70.

² Rose, H. J., u. F. P. Lasseter: Heat, Pip. Air Cond. Bd. 11 (1939) Heft 2 S. 119/122.

Durch den kälteren Feuerraum sind auch Verluste durch unverbrannte Gase nicht ganz zu vermeiden. Gegen diese Verlustquellen hat man sich dadurch zu schützen gesucht, daß beim Öffnen der Feuertür der Zug — durch eine entsprechende Kopplung der Feuertür mit dem Rauchschieber — weitgehend gedrosselt wird und daß nach dem Schließen der Tür zunächst eine größere, allmählich abnehmende Zweitluftmenge eingeführt wird¹.

Um den Gasen einen langen Weg und eine gute Zündmöglichkeit zu geben, wird der frische Brennstoff mitunter unter Zurückschieben des glühenden Brennstoffbettes vorn aufgegeben („Kopfffeuer“), jedoch bedingt dies, gegenüber dem gleichmäßigen Aufstreuen („Streuf Feuer“), eine Verlangsamung der Durchzündung und damit eine Leistungsbegrenzung. Den Ausbrand der Gase sucht man bei Planrosten in Flammrohrkesseln, wo in Gasströmungsrichtung ein langer Rauchgasweg zur Verfügung steht, durch gute Durchwirbelung zu verbessern. Dazu dient die durch die Feuerbrücke, den hinteren Rostabschluß, erzielte Querschnittseinschnürung, auch wird mitunter durch die Feuerbrücke noch vorgewärmte Zweitluft zugegeben. Weitere Schamotteinbauten in Form von Drallsteinen, Spiralsteinen oder schrägen Drallflächen haben den Zweck, das Absetzen von Flugasche, die die Wärmeübertragung im Flammrohr beeinträchtigen würde, zu verhüten.

Als Vorteil ist zu verzeichnen, daß die Planroste sehr einfach sind, und daß sie wegen der Möglichkeit des Handeingriffs an den Brennstoff die geringsten Anforderungen stellen sowohl hinsichtlich der Körnung als auch der sonstigen Eigenschaften, wie Backneigung, Schlackenverhalten usw., Planroste sind daher sehr stark verbreitet, in einigen Fällen werden sie auch mit sehr hohen spezifischen Leistungen betrieben, so z. B. bei den Lokomotivfeuerungen, wo Belastungen bis zu 520 kg/m²h oder 4 · 10⁶ kcal/m²h max. dauernd erzielt werden.

Die Nachteile des handbeschickten Planrostes werden wesentlich gemildert, wenn die Brennstoffaufgabe nicht periodisch, sondern gleichmäßig, also häufig und in entsprechend kleinen Mengen erfolgt, und wenn die Feuertür dabei geschlossen bleiben kann, also bei mechanischer Beschickung. Dies wird erreicht durch den mechanischen Wurfbeschicker mit einstellbarer Wurfweite², der ein sehr gleichmäßiges Brennstoffbett gewährleistet. Das Öffnen der Feuertür beschränkt sich dann auf die Zeiten, wo eine Schürung des Brennstoffbettes oder eine Entschlackung notwendig wird.

Der Verbrennungsvorgang in der Planrostfeuerung gleicht etwa dem in den S. 306 beschriebenen Versuchseinrichtungen. Abb. 112 S. 305 zeigt den Verlauf der Gaszusammensetzung in der Schicht und im Gasraum. Die Luftzufuhr ist ziemlich gleichmäßig, und die Beanspruchung

¹ Über Zweitluftzuführung s. S. 342/350,

² Marcard, W.; a. a. O.

der Roststäbe¹ ist daher ebenfalls recht gleichmäßig und niedrig, da leicht für eine genügende Schlackenschutzschicht auf dem Rost gesorgt werden kann.

Halbmechanische Kleinferuerungen.

Abgesehen von den erwähnten Planrostfeuerungen mit Wurfbeschickung kann die Brennstoffaufgabe mechanisch auch durch das Einschieben von frischem Brennstoff mit Stößeln oder Schnecken erfolgen. Je nach Art der Kohlenzufuhr und des Abbrandvorganges unterscheidet man

1. Vorschub- und Überschubfeuerungen,
2. Unterschubfeuerungen.

Bei Vorschubfeuerungen gleicht das Verbrennungsverfahren etwa einer Planrostfeuerung mit Kopffeuer. Da sich also der Brennstoff über den Planrost bewegt, sind räumlich hintereinanderliegend zu unterscheiden: die Zündzone, die Hauptverbrennungszone und die Ausbrand- oder Nachverbrennungszone. Die Luftzufuhr muß den Vorgängen in diesen Zonen angepaßt sein; in der Zündzone soll keine oder nur am Ende wenig Luft zugegeben werden, die Hauptverbrennungszone muß sehr reichliche Luftmengen erhalten, und in der Nachverbrennungszone muß die Luftzufuhr wieder abnehmen. Außerdem ist es zweckmäßig, in dieser letzten Zone, in der die Brennstoffschicht nur noch dünn und vielfach unregelmäßig ist, einen hohen Rostwiderstand vorzusehen, um Ungleichmäßigkeiten (Durchbläser) zu vermeiden. Da der Luftbedarf hier nur noch gering ist, sind an Stelle von Roststäben Düsenplatten vorzuziehen. Als Ausführungsbeispiel sei auf den Doby-Planstoker hingewiesen, wo dieses Prinzip der Luftverteilung praktisch durchgeführt ist. Da die Kohle beim Vorschub nicht nur nach hinten geschoben wird, sondern auch nach der Seite ausweicht, ist auch zu beiden Seiten eine Düsenplatte angeordnet.

Bei der Überschubfeuerung, die zur Unterstützung der Brennstoffbewegung häufig mit einer gewissen Neigung ausgeführt wird, schiebt sich der frische Brennstoff vor und über das Glutbett. Damit ist eine gute Zündung gewährleistet, aber die Erwärmung des frischen Brennstoffs erfolgt ziemlich rasch mit dem Nachteil, daß gut backende Kohle große Kokskuchen bildet, die die weitere gleichmäßige Luftzuführung stören, den Ausbrand beeinträchtigen und die Kühlung des Rostes verschlechtern. Die Überschub- und Vorschubfeuerung besitzt daher ihr Hauptanwendungsgebiet bei den feuchten und aschenreichen Brennstoffen.

Bei der Unterschubfeuerung wird der Brennstoff ohne Luftzufuhr von unten in den Feuerraum geschoben, wobei er langsam erwärmt und

¹ Vgl. S. 331.

entgast wird. Der dadurch gebildete bröckelige und sehr reaktionsfähige Koks wird nach Zuführung der Verbrennungsluft von der Seite her verbrannt. Die flüchtigen Bestandteile müssen bei richtiger Feuerführung und nicht zu großem Retortendurchmesser die Zonen der höchsten Temperatur durchdringen, wobei sie völlig verbrannt werden, so daß auch sehr gasreiche Brennstoffe rauchfrei verbrannt werden können. Um diesen Idealvorgang, wie er schematisch in Abb. 121a dargestellt ist, zu erreichen, muß die Zufuhr der Kohle von unten und die Zufuhr von Wärme von oben her möglichst gleichmäßig sein, soll die Vorschub- bzw. Steigegewindigkeit der Kohle nur etwa 0,6 bis 0,8 m/h betragen, damit die Abschmelzung langsam genug vor sich geht, und das Brennstoffbett oberhalb des Lufteintrittsquerschnittes muß möglichst locker und gasdurchlässig sein¹. Daß diese idealen Verhältnisse aber auch bei kleinen Unterschubfeuerungen, wo sie eher zu verwirklichen sind als in Großfeuerungen, nicht vorhanden sind, zeigen die Untersuchungen von Barnes². Auch bei gleichmäßiger Belastung der Feuerung erwies sich die Verbrennung keineswegs als stabil, der Abbrand an verschiedenen Stellen der Retorte viel-

mehr verschieden groß, demgemäß schwankten auch die Temperaturen und die Gaszusammensetzung. Der Abbrand war unsymmetrisch. Die Ursache hierfür liegt vor allem in der ungleichen Luftverteilung, die ihrerseits wieder auf Ungleichmäßigkeiten des Brennstoffbettes, hervorgerufen durch eine Kornzerkleinerung in der Förderschnecke, auf Verschlackungserscheinungen (die gemessenen Höchsttemperaturen lagen bei backender Kohle bei 1320°, bei Koks bei 1650°C) und auf Schwankungen in der Lage der Zündebene, zurückzuführen sind. Bei schwer zündenden Brennstoffen (Koks) kam es vor, daß die Zündebene, die normalerweise 25 bis 50 mm unter dem oberen Retortenrand lag, in der Mitte bis zur Oberfläche durchbrach und dort einen „schwarzen Kern“ bildete (Abb. 121 b). Zur Erzielung einer richtigen Brennstoffbewegung hat man die Form der meist konischen, am oberen Rand aufgewölbten Retorte und die Art

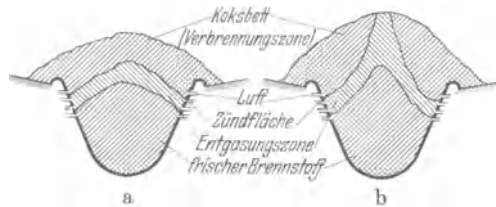


Abb. 121 a u. b. a) Normaler Abbrandvorgang in der Retorte einer Unterschubfeuerung. b) Gestörter Abbrandvorgang in der Retorte einer Unterschubfeuerung (schwerzündender Brennstoff).

derzeitigen Verbrennungsvorgang in der Feuerung. Der Abbrand war unsymmetrisch. Die Ursache hierfür liegt vor allem in der ungleichen Luftverteilung, die ihrerseits wieder auf Ungleichmäßigkeiten des Brennstoffbettes, hervorgerufen durch eine Kornzerkleinerung in der Förderschnecke, auf Verschlackungserscheinungen (die gemessenen Höchsttemperaturen lagen bei backender Kohle bei 1320°, bei Koks bei 1650°C) und auf Schwankungen in der Lage der Zündebene, zurückzuführen sind. Bei schwer zündenden Brennstoffen (Koks) kam es vor, daß die Zündebene, die normalerweise 25 bis 50 mm unter dem oberen Retortenrand lag, in der Mitte bis zur Oberfläche durchbrach und dort einen „schwarzen Kern“ bildete (Abb. 121 b). Zur Erzielung einer richtigen Brennstoffbewegung hat man die Form der meist konischen, am oberen Rand aufgewölbten Retorte und die Art

¹ Prantner, K.: Verwendungsmöglichkeiten der Unterschubfeuerung und ihre Grenzen. Wärme Bd. 60 (1937) Heft 43 S. 699/703.

² Barnes, C. A.: Fundamentals of combustion in small underfeed stokers. Fuel Sci. Bd. 18 (1939) Heft 5/11 S. 164/160, 180/184, 204/212, 247/249, 260/265, 302/304, 320/324.

der Lufteintrittsöffnungen (Löcher, Schlitz, ringförmige Öffnungen, Düsen) und ihre Abmessungen (nach amerikanischen Angaben¹ bei Anthrazit 7,18 cm²/kg Kohle) eingehend untersucht. Bei Schneckenpeisern kommt es auf den Wellen- und Schneckendurchmesser, das Verhältnis von Durchmesser zu Steigung (0,5...1,23) und das Spiel zwischen Schnecke und Gehäuse an. Die stärkste unerwünschte Brennstoffzerkleinerung tritt ein, wenn das Spiel zwischen Null und dem geförderten Korndurchmesser liegt; die geringste Zerkleinerung¹ ergab sich bei Anthrazit bei einer Drehzahl von 4,5 U/min. Die Schlackenabfuhr erfolgt bei den Kleinf Feuerungen meist von Hand.

Der Wanderrost.

Unter den vollmechanischen Feuerungen spielt der Wanderrost seiner Verbreitung und seiner universellen Anwendbarkeit nach die größte Rolle. Er wird vom Kleinwanderrost — meist in baulicher Vereinfachung — bis zu Großfeuerungen in Abmessungen von 7,2 m Breite einer Rostbahn und 7,5 m Länge, also mit Rostflächen von 54 m², als doppelläufiger Rost in Breiten von 10 bis 12 m und mit Rostflächen von 75 bis 90 m² ausgeführt. Als untere Grenze wird im allgemeinen 3,5 bis 4 m² angesehen. Die obere Grenze ist dadurch gegeben, daß mehr als doppelläufige Roste wegen der Anordnung der Getriebe nicht anwendbar sind, daß die Möglichkeit einer Beobachtung der ganzen Rostoberfläche und des gelegentlichen Handeingriffs mit der Schürstange dann aufhört. Außerdem verschiebt sich die Wirtschaftlichkeit von Rost- zu Staubfeuerung im Bereich der größten Kesselleistungen mehr und mehr zugunsten der Staubfeuerung, die bei geringstem Bedienungsaufwand für die Feuerung selbst den Vorteil größerer Breitenleistung und eines geringeren Grundflächenbedarfs besitzt und auch eine gleichmäßigere Wärmeentbindung gestattet, was für Hochleistungs-Strahlungskessel besonders kesselseitig als Vorteil zu werten ist. Die Rostfeuerung besitzt dagegen grundsätzlich den Vorteil, daß ihre Rückstände in stückiger Form anfallen, also leicht transportfähig und verwertbar, und, daß der Flugstaubanfall gering und meist so grob ist, daß mechanische Rauchgasentstauber von mäßigem Abscheidungsgrad ausreichen, um Staubbelastigungen zu vermeiden. In bezug auf den Brennstoff ist der Wanderrost neuerer Bauart für ein sehr weites Brennstoffprogramm anwendbar, bei feinkörnigen, mageren Brennstoffen tritt zwar u. U. schon ein erheblicher Flugstaubanfall auf, so daß die spez. Rostbelastung (s. Zahlentafel 49) niedriger gehalten und der abgeschiedene Flugstaub durch eine Flugkoksrückführeinrichtung wieder aufgegeben werden muß. Bei minderwertigen Brennstoffen macht die Zündung wachsende Schwie-

¹ Mulcey, Paul A., u. Ralph A. Sherman: Heat. Pip. Air Cond. Bd. 11 (1939) Heft 5 S. 313/318.

rigkeiten, so daß man einen Heizwert von 4200 kcal/kg als Grenzwert ansehen kann¹. Darunter liegt der Anwendungsbereich der Schürroste.

Die Entwicklung des Wanderrostes zur modernen Hochleistungsfeuerung ist, abgesehen von den rein mechanischen Verbesserungen der Rostkonstruktion¹⁻⁷, die für die Betriebssicherheit und Lebensdauer allerdings von entscheidender Bedeutung sind, gekennzeichnet durch

1. den Übergang zur Unterwindfeuerung,
2. die Verbesserung der Luftverteilung durch Zoneneinteilung und Zonenregelung,
3. durch Verbesserungen der Regelfähigkeit durch Vielstufenantriebe bzw. stufenlose Geschwindigkeitsregelung,
4. durch Anpassung des Feuerraums an die Anforderungen, die der Verbrennungsvorgang stellt,
5. durch Hilfseinrichtungen zur Verbesserung des Ausbrandes im Feuerraum (Zweitluftzuführung) und im Brennstoffbett (Schüreinrichtungen).

Zündung und Verbrennung. Beim Wanderrost wird der Brennstoff, auf dem Rostband ruhend, durch den Feuerraum getragen; kennzeichnend für den Verbrennungsvorgang ist daher die zeitliche und räumliche Aufeinanderfolge der Vorgänge der Erwärmung, Trocknung und Zündung, der Verbrennung, die besonders bei großer Schichtstärke teilweise über eine Vergasung läuft, der Ausbrand und schließlich das Abwerfen der Rückstände. Infolge der Art der Zündwärmefuhr verläuft die Durchzündung jedoch quer durch die Brennstoffschicht (entsprechend der geometrischen Addition des von oben nach unten verlaufenden Zündfortschritts und der waagerechten Rostbewegung), wie die Isothermen des Brennstoffbettes nach Abb. 57/58 S. 194 erkennen lassen, und zwar um so steiler, je größer der Anteil der Unterzündung (Unterstützung durch Luftvorwärmung) und je größer der durch Art und Korngröße des Brennstoffbettes bedingte Zündfortschritt ist. Ein zu hoher Anteil an Oberzündung oder zu langsame Zündung hat den Nachteil einer ver-

¹ Presser, H.: Grundsätzliche Fragen bei der Planung von Dampfkesselfeuerungen. Techn. Mitt. (Essen) Bd. 34 (1941) Heft 9/10 S. 115/124.

² Marcard, W.: Rostfeuerungen. Berlin 1934.

³ Presser, H.: Die neuere Entwicklung der Wanderrostfeuerung. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 4 S. 131/136.

⁴ Schulte, Fr., u. E. Tanner: Konstruktive Neuerungen im Feuerungsbau. Z. VDI Bd. 77 (1933) Heft 30 S. 823/827.

⁵ Schulte, Fr.: Stand des deutschen Feuerungsbaues. Z. VDI Bd. 80 (1936) Heft 41 S. 1237/1242.

⁶ Presser, H.: Neuere Entwicklung von Wanderrost und Mühlenfeuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 9 S. 239/242.

⁷ Beck, K.: Betriebseignung von Wanderrosten. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 12 S. 301/306.

schleppten, sehr flach auslaufenden Durchzündung, so daß die verbleibende Rostlänge nicht ausreicht, das Koks Bett genügend auszubrennen. Durch diese Schräglage der Durchzündungsebene ergibt sich eine gewisse Überschiebung der einzelnen Vorgänge, wie sie auch aus Abb. 113 S. 306 hervorgeht, also nicht etwa eine scharfe räumliche Trennung. Die Durchzündung soll etwa auf der Hälfte der nutzbaren Rostlänge beendet sein, denn wenn es auch möglich ist, durch Staupendel den Ausbrand am Rostende zu korrigieren, so ist eine allzu große Wärmeentwicklung an dieser Stelle wegen der stärkeren Beanspruchung der Konstruktionsteile doch unerwünscht.

Leistung und Wirkungsgrad werden von der Breite und Länge des Rostes, von der Art und Körnung des Brennstoffs, der Höhe und Formgebung des Feuerraumes und von dem verfügbaren Druck und Zug bestimmt. Durch Anwendung des Unterwindes und seine Regelbarkeit durch Zoneneinteilung ist der größte Fortschritt im Rostfeuerungsbaue der letzten 25 Jahre zu erblicken. Die Leistungsangaben in Zahlentafel 49 nach Beck¹ stellen gut erreichbare Mittelwerte dar, die gelegentlich auch beträchtlich überschritten werden können². Belastungs-

Zahlentafel 49.

Rostbelastung in 10^6 kcal/m²h und Rostlänge bei Zonenwanderrosten.
(Dauerbetriebswerte.)

Brennstoff	Rostwärmeleistung 10^6 kcal/m ² h		Rostlänge ³ m
	bei Nußkohle	bei Feinkohle	
Magerkohle	1,2...1,3	0,7...0,9	5,0...6,0
EBkohle	1,2...1,3	0,8...1,0	5,2...6,2
Fettkohle	1,3...1,35	1,1...1,2	5,5...6,6
Gaskohle u. Gasflammkohle . .	1,3...1,45	1,1...1,2	5,8...7,0
Braunkohlenschwelkoks	1,0	0,9	5,6...6,8
Mittelprodukt von Magerkohle .	0,85...0,9	—	5,0...5,8
Mittelprodukt von Gaskohle . .	1,0...1,1	—	5,2...6,4

steigerungen unter Wirkungsgradsenkung (hauptsächlich verursacht durch steigende Verluste durch Flugkoks und Unverbranntes in den Rückständen) sind bei jeder Feuerung möglich, ausreichender Druck und Zug vorausgesetzt, so daß sich unter Abwägung der Kapitalkosten, der Betriebskosten (hauptsächlich der Brennstoffkosten) und der Jahresbetriebsstunden ein Bestwert ermitteln läßt, wie man aus Abb. 122 erkennen kann⁴. Dieses Bild hat keine Allgemeingültigkeit, es muß vielmehr nach dem Stande des Feuerungsbaues, nach dem zur Verfügung

¹ Siehe Fußnote 7 S. 319.

² Siehe Fußnote 6 S. 319 u. H. Presser: Versuche an Hochleistungs-Wanderrosten. Glückauf Bd. 65 (1929) Heft 29 S. 981/991.

³ Bei Feinkohle wird die Rostlänge im Mittel etwa 0,2 m kürzer gewählt.

⁴ Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 3/4 S. 21/23.

stehenden Brennstoff jeweils durch Vergleichsversuche neu aufgestellt werden, zumal ja auch einige allgemein rechnerisch nicht erfaßbare Einflüsse, wie die Verschlackungsgrenze, die Feuerraumbelastbarkeit vom Standpunkt der Heizflächenverschmutzung usw., zu berücksichtigen sind. Es zeigt jedoch schon den außerordentlich hohen Einfluß der jährlichen Benutzungsdauer, die für die Auslegung der Feuerungsanlage eine ebenso hohe Bedeutung besitzt wie für die Kesselheizflächen.

Derartige Überlegungen dürfen allerdings nicht nur von den Verhältnissen im Augenblick der Planung ausgehen, da sie ja für die Gesamtlebensdauer der Anlage Gültigkeit haben sollen. Sie verlangen daher von dem planenden Ingenieur ein Gefühl für die mögliche Entwicklung. Die den Bestwert bestimmenden Kostenfaktoren unterliegen ja auch einer dauernden, zum Teil sogar rasch wechselnden Verschiebung, zur Nedden¹ spricht daher treffend von einer „Kostendynamik“. Neben den rein wirtschaftlichen Einflüssen spielen schließlich auch noch Arbeits-einsatzfragen und schließlich die „Verfügbarkeit“ an Brennstoffen eine Rolle (Größe und Grenzen der Kohlenvorräte, Verschiebungen in der Größe der Versorgungsgebiete und in der Zahl der Bedarfsträger).

Der Konstrukteur wird daher in allen Fällen gut daran tun, neben der Berücksichtigung der augenblicklichen und der voraussichtlichen zukünftigen wirtschaftlichen Voraussetzungen auf spätere Änderungs-, Anpassungs- und Erweiterungsmöglichkeiten zu achten. Als selbstverständlich darf es gelten, daß wirtschaftliche Augenblicksvorteile — z. B. Senkung der Anlagekosten durch eine Schwächung der Konstruktion oder auch nur einzelner Anlagenelemente wie Lager, Wellen, Roststäbe usw. — die Betriebssicherheit oder die Lebensdauer nicht nachteilig beeinflussen dürfen, was sich in unangenehmster Weise auf den wirtschaftlichen Gesamterfolg auswirken würde.

¹ zur Nedden, Franz: Der Wert der Wärmeersparnis, erläutert an der elektrowirtschaftlichen Gesamtstatistik Deutschlands und der Vereinigten Staaten von Amerika 1912—1934. München und Berlin 1936.

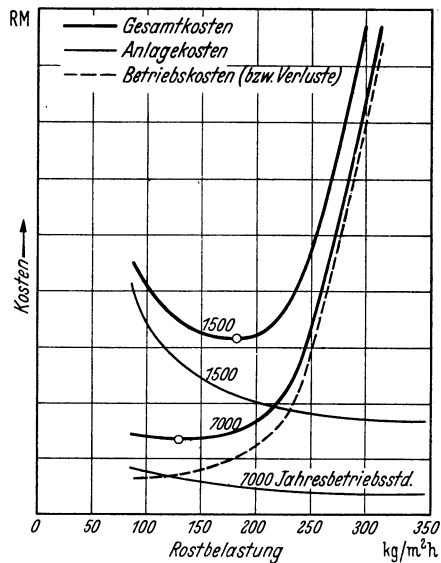


Abb. 122. Ermittlung der günstigsten Rostbelastung.

Die eingefahrene Kohlenmenge ergibt sich aus der Schichthöhe, der Rostvorschubgeschwindigkeit und dem Schüttgewicht des Brennstoffs. Die Leistung kann also sowohl durch die Schichthöhe als auch durch den Vorschub geregelt werden, abgesehen davon, daß die jeweils auf dem Rost liegende, im Abbrand befindliche Brennstoffmasse einen großen Energiespeicher darstellt, der durch Änderung der Zug- und Druckverhältnisse sehr schnelle Leistungsänderungen durchzuführen gestattet. Darauf ist die Elastizität einer Rostfeuerung in erster Linie zurückzuführen, sie hängt also davon ab, in welcher Zeit die Regelorgane der Feuerung und des Kessels betätigt und zur Auswirkung gebracht werden können¹. Die Gas- und Luftanlaufzeit ist sehr kurz (höchstens wenige Sekunden), die Kohlenanlaufzeit dagegen bei Rostfeuerungen sehr lang. Hier hilft dann zunächst der Speicher des Brennstoffbettes (abgesehen von der Speicherwirkung der Eisen- und Mauerwerksmassen des Kessels), jedoch muß der Kohlennachschub dann den stärkeren Abbrand decken, falls die höhere Leistung für längere Zeit anhält. Während dieser Zeit kann der rückwärtige Teil des Rostes u. U. leer brennen und der CO₂-Gehalt durch stärkere Lufteströmung verschlechtert werden, was aber durch Verstellung der Zonenregelung unterbunden werden kann. Bei älteren Rosten ohne diese Einrichtung wurde daher ein beträchtlicher Wirkungsgradabfall bei schwankender Belastung festgestellt², bei moderneren Wanderrosten dagegen nicht oder nur unwesentlich³.

Die Schichthöhe muß der Brennstoffkorngröße und seiner Reaktionsfähigkeit angepaßt sein. Die Gasströmung in der Schicht gleicht sich nach neueren Messungen auf einem Weg von 3- bis 4mal der Korngröße aus, die zulässige Rostgliedbreite wird mit 4mal Spaltweite angegeben⁴. Aus der Höhe der Oxydationszone (s. S. 307) ergibt sich daher eine zweckmäßige Schichthöhe von 100 bis 120 mm bei den üblichen Rostbrennstoffen. Durch Vergleichsversuche hat R. Schulze⁵ festgestellt, daß die Schichthöhe einen nur sehr geringen Einfluß auf den

¹ Schulte, Fr., u. H. Presser: Elastizität von Steinkohlenfeuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 12 (1931) Heft 10 S. 281/289. — Gleichartige Untersuchungen an Braunkohlenfeuerungen s. P. Rosin, E. Rammmler u. J. H. Kauffmann: Versuche an Braunkohlen-Rostfeuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 4 S. 123/130. — Rosin, P., E. Rammmler u. H. Stimmel: Elastizität von Braunkohlenstaub-Kesseln. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 12 S. 387/392.

² Josse, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 2 (1921) Heft 11 S. 147/150.

³ Koeniger: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 9 (1928) Heft 9 S. 274/277.

⁴ Bennett, J. G., u. R. L. Brown: Gas flow in fuel beds. J. Inst. Fuel Bd. 13 (1940) Heft 73 S. 232/246. — Ref. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 9 S. 213/214.

⁵ Schulze, R.: Versuche über die Wahl der günstigsten Schichthöhe bei der Verfeuerung von Kohlen verschiedener Körnung. Wärme Bd. 64 (1941) Heft 44/45 S. 405/412.

Wirkungsgrad ausübt. Sie muß der Korngröße angepaßt sein, und zwar gelten für eine nichtbackende Eßkohle folgende Grenzwerte:

Feinkohle 6/0 mm	Schichthöhe 7 ... 12 cm
Nuß IV 20/10 „	„ 10 ... 15 „
„ II 50/30 „	„ 15 ... 22 „

Eine zu dünne Schicht und eine entsprechend sehr hohe Rostvorschubgeschwindigkeit (z. B. 6 cm bei Eßnuß- und Feinkohle) ergab den Nachteil einer größeren Empfindlichkeit gegenüber den häufiger notwendigen Regeleinriffen — die Feuerung besaß auch keine genügend feinstufige Regelung — und einer Verzögerung des Zündbeginns. Diese Verzögerung der Aufheizung kann jedoch bei Brennstoffen mit stärkerer Backneigung in gewissem Maße erwünscht sein¹.

Als weitere Gesichtspunkte sind zu beachten, daß niedrige Schichthöhe leicht zu einer Bloßlegung des rückwärtigen Wanderrostteiles führen kann, so daß besonders bei niedrigem Aschengehalt die Schlackendecke nicht ausreicht, den Rost vor einer starken Bestrahlung zu schützen und das Eindringen zu große Falschlufmengen in den Feuerraum zu verhindern. Hohe Schicht dagegen setzt den Schichtwiderstand unnötig herauf, sie kann u. U. auch die oberste Schicht des Brennstoffbettes zu lange einer zu intensiven Bestrahlung aussetzen und dadurch zu einer Koksplattenbildung führen (besonders bei zu niedrigem Zündgewölbe), andererseits auch die Durchzündung verlängern also den Ausbrand verschlechtern. Allgemein gültige Regeln für die Abgleichung von Schichthöhe und Rostvorschub lassen sich daher nicht angeben, vielmehr wird man die Leistungsregelung vorzugsweise mit dem Rostvorschub besorgen, der zu diesem Zweck möglichst vielstufig sein oder stufenlos geregelt werden soll, während die Schichthöhe nach dem brenntechnischen Verhalten des zu verfeuernden Brennstoffs eingestellt wird.

Die Gleichmäßigkeit der Schicht über die ganze Rostbreite und ihr gleichmäßiger Abbrand wird dadurch erreicht, daß man Schwankungen der Korngröße und des Schüttgewichts, hervorgerufen durch Entmischungserscheinungen im Bunker und bei der Aufgabe auf den Rost durch Pendelschurren², Kegelrutschen³ oder durch einen entsprechend geformten Schichtregler ausgleicht. In diesem Zusammenhang sei auch auf die Wichtigkeit des seitlichen Rostabschlusses hingewiesen.

Der Strömungswiderstand einer Feuerung setzt sich zusammen aus dem Rostwiderstand, der vor allem von der Größe der freien Rostfläche und der Roststabgestaltung abhängig ist, und dem Schichtwiderstand (vgl. S. 90). Der Schichtwiderstand ist aber nicht nur durch die

¹ Gumz, W.: Einfluß der Rostgeschwindigkeit auf die Vorgänge in der Feuerung. Feuerungstechn. Bd. 18 (1930) Heft 17/18 S. 171/173.

² Lenhart, K.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 9 S. 201/203.

³ Praetorius, E.: Wärme Bd. 56 (1933) Heft 38 S. 617/620.

Schüttungskenngrößen zu erfassen, er verändert sich vielmehr im Laufe des Verbrennungsvorganges, er steigt z. B. beim Auftreten von Backerscheinungen, und er nimmt ab nach Maßgabe des Abbrandes¹.

Körnung. Der Einfluß der Korngröße ist bei nicht backenden und bei backenden Kohlen verschieden. Bei nicht oder höchstens schwach backenden Eßkohlen mit 14...16% flüchtigen Bestandteilen haben

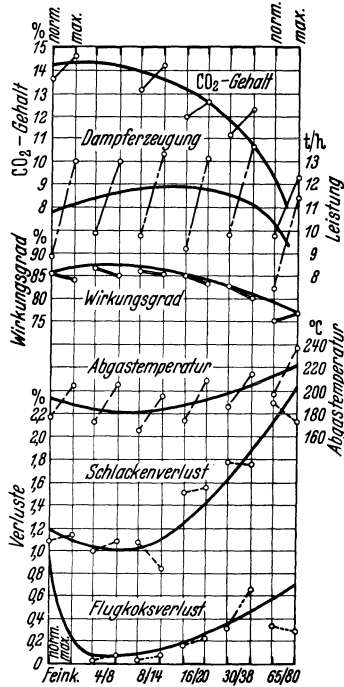


Abb. 123. Darstellung der Versuchsergebnisse von Schulze und Janissen.

Schulze und Janissen² auf einem Zonenunterwindwanderrost mit 5 Zonen von 10,71 m² Rostfläche bei 12% freier Rostfläche mit eng klassierten Kornbereichen durchgeführt, die einen Einblick in den Einfluß von Körnung und Siebsprung vermitteln. Der Versuchskessel, ein 250 m²-Teilkammerkessel mit Seitenwandkühlung, war für eine Normleistung von 10 t/h ausgelegt. Untersucht wurde Feinkohle von 0/6 mm und die Körnungen 4/8, 8/14, 16/20, 30/38, 65/80, die Mischung 65/80 und 11/23, ferner handelsübliche Nuß IV und die Mischung Nuß I und IV. Die wichtigsten Ergebnisse sind in der Abb. 123 wiedergegeben, wobei jeweils die günstigste Schichthöhe und Vorschubgeschwindigkeit des Rostes (5 Geschwindigkeitsstufen waren vorhanden) und nach Bedarf Zweitluftzugabe in wechselnden Mengen eingestellt, das Brennstoffbett im übrigen aber nicht geschürt wurde, mit Ausnahme bei der größten Körnung 65/80. Die Zündung

setzte um so später ein, je größer der Brennstoff war (s. Zahlentafel 50). Bei der Körnung 65/80 war sie ganz unregelmäßig und der Betrieb war ohne Schüren und Planierung des Feuerbettes von Hand unmöglich.

In Ergänzung sind am Schluß der Zahlentafel 50 die Versuche von Dresner, Kayser, Rammler und Wesemann³ angeführt, die die

¹ Werkmeister, H.: Feuergasbeschaffenheit und Windverteilung bei Wanderrostfeuerungen. 72. VDI-Hauptversammlung. Trier 1934. S. 74/79.

² Schulze, Reinhard, u. Hubert Jannissen: Einfluß der Korngröße und des Siebsprungs von Kohlenarten auf Wirkungsgrad und Leistung der Verbrennung. Wärme Bd. 63 (1940) Heft 7/10 S. 61/64, 73/75, 79/85, 88/92.

³ Dresner, Kayser, Rammler u. Wesemann: Untersuchungen zum Feinkohlenproblem. II. Vergleichende Feuerungsversuche mit verschieden klassierter Feinkohle. Bericht des Reichskohlenrates D 57, Berlin 1934.

Aufteilung der Feinkohle in einzelne Korngruppen berücksichtigen. Hier zeigt sich ein günstiges Bild für das sogenannte Grobkorn von 3/6 und 6/10 mm, dagegen ein sehr ungünstiges Bild für das übrigbleibende Feinkorn von 0/3 mm, das sich praktisch nicht für die Verfeuerung auf Rosten eignet. Zu den absoluten Werten ist außerdem zu sagen, daß diese Versuche auf einem gewöhnlichen Wanderrost ohne Zoneneinteilung und ohne Unterwind durchgeführt wurden.

Zahlentafel 50.

Körnung mm	Zündbeginn cm Rostweg	Ende der Durchzündung % der Rostlänge	CO ₂ -Gehalt %	Bemerkung
0/6	15	40	13,4	} Zündung } reißt ab
4/8	15	40	14,3	
8/14	20	58	13,2	
16/20	25	42	11,9	
30/38	45	50	11,2	
65/80	—	—	6,8	
65/80 + 11/23	25	40	11,0	
0/3	—	—	5,6	s. Fußnote 3 S. 324
3/6	—	38,2	12,4	
6/10	—	60	10	

Der CO₂-Gehalt bei Normallast, der in Zahlentafel 50 ebenfalls angegeben ist, fällt mit größerem Korn, zuletzt ungewöhnlich stark, da das Kohlenbett schließlich zu locker wird, und große Falschlufmengen eindringen. Bei der Feinkohle 0/3 ist der Abfall des CO₂-Gehaltes auf die größere Unregelmäßigkeit des Brennstoffbettes zurückzuführen. Mit fallendem CO₂-Gehalt ist eine Senkung der mittleren Feuerraumtemperatur, eine Steigerung der Abgastemperatur und ein entsprechender Anstieg der Abwärmeverluste verbunden. Die Verluste durch Flugkoks stiegen sowohl bei Feinkohle als auch bei den gröberen Sorten. Die Verluste durch Unverbranntes in den Rückständen steigen ebenfalls an, liegen aber absolut genommen durchweg recht niedrig. Bei den von Dresner, Kayser, Rammler und Wesemann untersuchten Feinkohlen liegen die Verluste durch Unverbranntes einschließlich Rostdurchfall und Flugkoksverlust bei dem Grobstaub mit 4 bis 5% und beim Feinstaub mit 17 bis 18% ganz bedeutend höher, steigen also bei den kleinsten Körnungen erheblich an.

Der Bestwert des Wirkungsgrades liegt bei den Körnungen 4/18. Er verläuft aber in weitem Bereich flach und erweist sich als nicht nennenswert abhängig von dem Siebsprung, wie man es auf Grund der früheren Versuche mit Feinkohle vermutet hatte. Bei gröberen Sorten ist sogar ein weiter Korngrößenbereich wesentlich günstiger als die Kornreinheit in engen Grenzen, wie der Vergleich der Versuche mit der Körnung 65/80

gegenüber der Mischung 65/80 + 11/23 im Verhältnis 1:1 zeigt. Ein ähnliches Bild gewinnt man beim Vergleich der Versuche mit Feinkohle 0/3 mit unklassierter Feinkohle 0/10. Obwohl hierbei der Siebsprung ungünstiger wird, ist das Feuerungsergebnis wesentlich besser.

Die Leistung steigt mit wachsender Korngröße zunächst an, doch wurden Versuche über die Höhe der erzielbaren Grenzleistung nicht angestellt, vielmehr nach Möglichkeit die Normalleistung von 10 t/h und die Maximalleistung von 13 t/h erstrebt. Größere Kornreinheit vergrößert die Leistung ebenfalls nicht. Je größer das Korn ist, um so mehr ist die Mindestleistung der Feuerung begrenzt, z. B. konnte bei der Körnung 30/38 die Leistung nicht unter 90 kg/m²h gefahren werden, ohne daß Zündschwierigkeiten auftraten.

Vom wirtschaftlichen Standpunkt gesehen, bedingen die höheren Preise der größeren Körnungen neben dem verschlechterten Wirkungsgrad eine beträchtliche Erhöhung des Dampfpreises für die industriellen Dampfkesselfeuerungen. Es kommen daher hauptsächlich die Sorten Nuß IV und V in Frage, dagegen ist auf große Kornreinheit oder enge Klassierung kein Gewicht zu legen. Die Zumischung größerer Sorten wirkt sich nicht nachteilig aus, während der Verfeuerung grober Sorten allein für den Wanderrost nicht empfehlenswert ist. Diese Ergebnisse decken sich mit englischen Versuchen¹, in denen eine Korngröße von 1/2'' (12,7 mm) mit 7 bis 10% Aschengehalt als günstigster Wanderrostbrennstoff bezeichnet wird². In USA. wird bei Anthrazit die Korngröße 9,5/4,8 mm (buckwheat Nr. 2) und 4,8/2,4 mm (buckwheat Nr. 3) bevorzugt, für bituminöse Kohle 19 mm als obere Grenze empfohlen².

Bei backenden Brennstoffen spielt die ursprüngliche Korngröße eine wesentlich geringere Rolle, da ja je nach Backfähigkeit und nach der Schnelligkeit der Erhitzung ein Zusammenfließen der Kohlekörner zu Trauben oder größeren Gebilden erfolgt. Leichtes Backen ist sehr erwünscht, da es vor allem das Feinkorn am Wegfliegen verhindert, während die ganze Kohlenmasse noch ausreichend luftdurchlässig bleibt. Backfähige Kohle läßt daher auch eine höhere Rostbelastung zu, ohne daß unwirtschaftlich hohe Flugkoksverluste auftreten. Sehr starkes Backen dagegen ist nachteilig, weil sich durch das Zusammenfließen der Kohle große Platten, Fladen oder Kuchen bilden, das Brennstoffbett also ungleich und schwer belüftbar wird, und die zu groben Kokskuchen zu langsam ausbrennen. Schlimmstenfalls, wie dies bei zu schneller Erhitzung eintreten kann, bilden sich so große Kokskuchen, daß im Brennstoffbett nur wenige Strömungskanäle offen bleiben, in denen dann eine besonders lebhaftere Verbrennung stattfindet, so daß eine Ver-

¹ Iron Coal Trad. Rev. Bd. 134 (1937) Heft 3603 S. 529. — Ref. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 10 S. 301.

² Wood, W.: Combustion N. Y. Bd. 12 (1940) Heft 3 S. 39/41.

schlackung dieser Kokskuchen eintritt. Noch unverbrannter Koks und sogar mangelhaft ausgegaste Kohle kann auf diese Weise eingeschlossen und am weiteren Ausbrand verhindert werden. Nach dem Aussehen dieser Stücke wird diese Erscheinung als „Blumenkohl“- oder als „Koksstengel“-Bildung bezeichnet, es tritt besonders bei hoher Luftvorwärmung, bei zu niedrigen und zu heißen Feuerräumen und vor allem leicht bei backender Feinkohle auf¹. Solche Kokskuchen können den Rost derartig abdecken, daß seine gleichmäßige Kühlung durch die Verbrennungsluft verhindert wird und damit ein erhöhter Rostverschleiß auftritt. Dagegen kann man sich schützen, indem man die Erhitzung der Kohle möglichst verlangsamt, damit der Träger des Backvermögens, das Ölbitumen, abgeschwult wird (vgl. S. 75/76), z. B. durch Schließung oder starke Drosselung der Luftzufuhr in den ersten Zonen oder umgekehrt durch eine Alterungswirkung. Zum Aufbrechen des Kohlenbettes wird gelegentlich die Anfeuchtung des Brennstoffs empfohlen, wobei dem ausgetriebenen Wasserdampf eine gewisse Sprengwirkung zugeschrieben wird, jedoch dürfte die Trocknung ja meist vor dem Erreichen der Erweichungszone beendet sein, die Wirkung also eher auf der Verzögerung der Aufwärmung beruhen, was der Forderung nach langsamer Erwärmung entgegenkommt. Diese Wirkung verlangt dann aber auch eine sehr gleichmäßige und innige Befeuchtung am besten in einer Mischschnecke oder eine geraume Zeit (1 bis 2 Tage) vor der Verwendung.

In besonders schwierigen Fällen muß man zu einer besonderen Schüreinrichtung greifen — soweit eine Schürung von Hand nicht ausreicht oder wegen der Häufigkeit des Schürens und der Größe der Anlage nicht mehr in Frage kommt — wozu wassergekühlte Stau- und Schürrohre, Schürwalzen oder die wassergekühlte Schürsäge nach Pfeleiderer u. ä. verwendet werden². Grundsätzlich wanderrostschwierige Brennstoffe, insbesondere wenn starkes Backen, schlechte Zündung und hoher Aschen- und Wassergehalt zusammentreffen, werden zweckmäßig auf Schürrosten (s. S. 337) verfeuert.

Luftbedarf und Zoneneinteilung. Die Verbrennung von Kohle vollzieht sich zeitlich keineswegs gleichmäßig, dementsprechend ist auch der Luftbedarf keineswegs gleichbleibend, und einen großen Fortschritt auf dem Wege zur Leistungssteigerung brachte daher die beherrschbare Luftsteuerung durch die Zoneneinteilung. Ein Blick auf die Versuchsergebnisse von Deinlein³ (Abb. 124, untere Kurve) zeigt das überaus

¹ Gumz, W.: Die Luftvorwärmung bei Rostfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 17 (1929) Heft 3 u. 4 S. 25/28, 38/43. — Über die Zulässigkeit höherer Luftvorwärmung bei Rostfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 5/6 S. 52/54 u. 58/59.

² Schulte, Fr.: s. Fußnote 5 S. 319, und Presser, H.: Fußnote 6 S. 319.

³ Deinlein, W.: Temperatur- und Luftmessungen an einem Wanderrost. Z. bayer. Revis.-Ver. Bd. 32 (1928) Heft 4 u. 5 S. 37/40, 57/58.

ungünstige Verhalten der älteren, zonenlosen Wanderroste, die Luft sucht sich den Weg des geringsten Widerstandes, fehlt dadurch im vorderen Teil des Rostes, wo sie vor allem gebraucht wird, und ist im Überschuß dort vorhanden, wo nur noch geringe Mengen notwendig

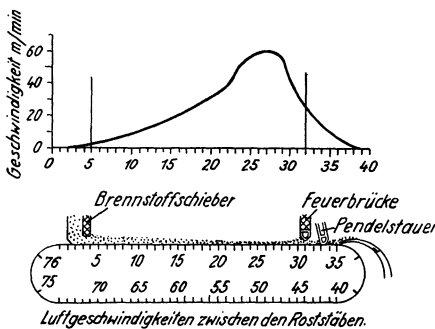
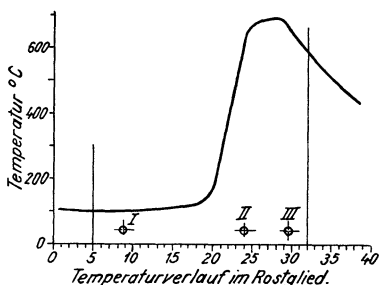
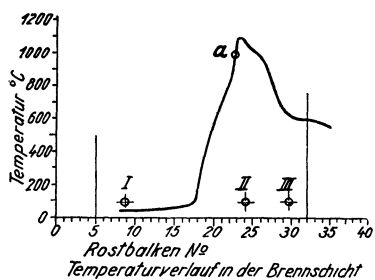


Abb. 124. Temperatur- und Luftmengenmessung an einem Wandrost (ohne Zonen) nach Deitlein.

wären. Durch die Zoneneinteilung läßt sich diese Verteilung weitgehend den wirklichen Bedürfnissen anpassen. Bis zum Zündpunkt verbraucht die Kohle keinen Sauerstoff, von den immerhin geringen adsorbierten Mengen abgesehen. Ist der Zündpunkt überschritten, so steigt der Luftbedarf rasch an bis zu einem Maximum, welches um so höher liegt, je gasreicher die Kohle ist, und das schmalere oder breitere ist, je nachdem ob die Kohle schneller (Feinkorn) oder langsamer entgast (Grobkorn). Der Luftbedarf für die Verbrennung der flüchtigen Bestandteile kann so groß sein, daß es unzweckmäßig ist, ihn unter Überwindung des großen Schichtwiderstandes von unten zuzuführen, er wird dann als Zweitluft oberhalb der Schicht zugegeben, wo seine Druck- bzw. Geschwindigkeitsenergie für eine gute Gas-Luft-Mischung ausgenutzt werden kann (s. S. 342). Der weitere Verlauf des Koksabbrandes wird dann bestimmt durch das physikalische Verhalten des Brennstoffes in der Wärme, er wird also bei allen Brennstoffarten verschieden sein¹. Nicht backende und

nicht zerspringende Kohle (etwa EBkohle) wird nach Maßgabe des Abbrandes und der Verringerung der wirksamen Oberflächen einen

¹ Werkmeister, H.: Versuche über den Verbrennungsverlauf bei Steinkohlen mittlerer Korngrößen. Veröff. des Ver. zur Überwachung der Kraftwirtschaft der Ruhrzechen, Essen (1933/34) Heft 2, Feuerungstechn. Ber. Heft 8. Berlin 1932. — Arch. Wärmewirtsch. Bd. 12 (1931) Heft 8 S. 225/232. — Glückauf Bd. 67 (1931) Heft 37 S. 1171/1175.

langsam abnehmenden Luftbedarf haben. Neigt das Korn zum Zerfall (Anthrazit), so werden sich größere Oberflächen bilden, der Abbrand wird beschleunigt, der Luftbedarf auf kürzere Zeit zusammengedrängt. Backende Kohle (zunehmende Korngrößen) verbreitert das Maximum des Luftbedarfs, da sich der Abbrand des Kornes mit der Kornagglomeration überlagert. Durch Schüren wird dieser Einfluß teilweise aufgehoben, werden neue Oberflächen und der Luft neue Möglichkeiten zum Angriff geschaffen. Gasreiche Kohlen, die nicht oder nur schwach backen, haben vorne ein starkes Luftbedarfsmaximum, welches dann ähnlich wie bei anderen nicht backenden Kohlen abklingt. Diese Formen der Luftbedarfskurven können durch die Art der Luftzugabe in weitem Maße verzerrt werden, wenigstens was die Verbrennung des festen Kohlenstoffs betrifft, sie geben jedoch einen Anhalt über die zweckmäßigste Luftsteuerung. Die Wirksamkeit der Zonenregelung hängt aber in hohem Maße davon ab, ob die Zonen untereinander genügend dicht sind und die Einstellung nennenswerter Druckunterschiede zulassen, ferner von der Zahl der Zonen. Gewöhnlich werden 5 bis 7 Zonen vorgesehen, dabei wäre besonders im Vorderteil des Rostes eine größere Zahl kleinerer Zonen erwünscht, besonders wenn wechselnde Brennstoffe verfeuert werden sollen. Die Möglichkeit, Vielzonen-Wanderroste zu bauen, hängt von der Lösung der Zonenabdichtung ab. Am weitesten geht in dieser Beziehung der Wanderzonenrost¹. Wichtig ist ferner, daß die Zonensättel möglichst schmal sind, damit nur wenig Rostfläche unwirksam gemacht wird.

Feuerraumgestaltung. Im Feuerraum sollen die gasförmigen Brennstoffanteile, die Entgasungs- und Vergasungsprodukte des Rostes restlos, alle mitgerissenen Schwebeteilchen so weit als möglich verbrannt werden. Zu diesem Zweck ist es notwendig, dem Feuerraum die dazu notwendige Luft zuzuführen und Gas und Luft innig zu mischen. Die Luftzuführung geschieht in der Regel dadurch, daß ein entsprechender Luftüberschuß durch den Rost gedrückt wird; bei gasreichen Brennstoffen kann diese Luft auch oberhalb des Rostes als Zweitluft eingeblasen werden. Der Feuerraum muß solche Abmessungen erhalten, daß er einerseits dieser Aufgabe gerecht wird, andererseits aber auch das Gas und seine Schwebeteilchen so weit auskühlt, daß nur ein völlig ausgebranntes und bis unter den Schlackenerweichungspunkt der Flugasche abgekühltes Gas in die Kesselheizfläche eintritt, um leistungshemmende, betriebstörende Ansätze zu vermeiden. Eine weitere Aufgabe des Feuerraums liegt in der Zuführung der notwendigen Zündwärme (Oberzündung) im ersten Rostabschnitt.

¹ Marcard, W., u. H. Presser: Der Wanderzonenrost. Z. VDI Bd. 78 (1934) Heft 26 S. 801/805.

Die Feuerräume der älteren Wanderrostfeuerungen (Abb. 125a) besaßen ein meist ziemlich langes, oft auch sehr niedriges Zündgewölbe, welches ein Drittel bis zur Hälfte der Rostfläche überdeckte. Dadurch wurden die Gase aus der vorderen Rosthälfte nach hinten gedrängt, wo sich ein sehr hoher Luftüberschuß vorfand (s. Abb. 124), so daß das Gewölbe hauptsächlich als Gasführungs- und Mischgewölbe wirkte. Das Gewölbe war jedoch — besonders an seiner Stirnfläche — durch Erosionen und durch die starke Bestrahlung durch Brennstoffbett und Flamme stark gefährdet, so daß diese Feuerungen nur mäßige Belastungen zuließen und hohe Reparaturkosten verursachten. Die gleiche Mischwirkung wird erreicht, wenn ein entsprechendes hinteres Gasführungsgewölbe (Abb. 125b) vorgesehen wird, sie wird verstärkt, wenn sowohl ein vorderes als auch ein hinteres Gewölbe vorhanden ist und der Feuerraum in der Mitte stark eingeschnürt wird (Abb. 125c); die Einschnürung wirkt als solche ebenfalls schon stark mischend. Als weiterer Vorteil des hinteren Gewölbes wird geltend gemacht, daß das Vorschleudern von glühenden Brennstoffteilchen, die im vorderen Teil des Rostes niederfallen,

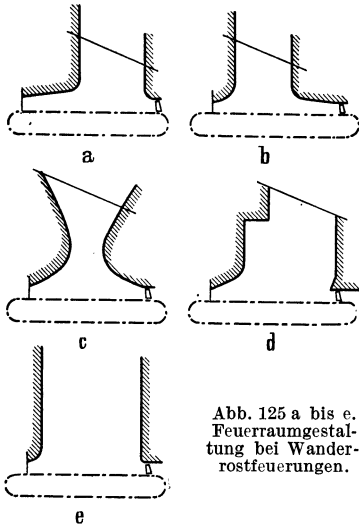


Abb. 125 a bis e.
Feuerraumgestaltung bei Wanderrostfeuerungen.

die Zündung durch Zündnesterbildung begünstigen, weshalb es in Amerika für Feuerungen für schwer zündende Brennstoffe (Anthrazitfeuerungen) gern verwendet wird.

Nachdem man erkannt hatte, daß die Flamme die Zustrahlung der Zündwärme viel besser besorgt als das sog. Zündgewölbe, begann man das Vorgewölbe mehr und mehr gegen den Feuerraum zu öffnen und es zu kürzen (Abb. 125d) und gelangte schließlich zu dem zündgewölbelosen Feuerraum (Abb. 125e). Sein Vorteil liegt in der baulichen Einfachheit, in der Möglichkeit, die glatten Wände mit Kühlrohren zu belegen, die Unterhaltungskosten dadurch ganz wesentlich zu verringern und bedeutende Leistungssteigerungen zuzulassen. Damit entfiel jedoch die bisherige Mischwirkung, die Gase stiegen in Strahlen unter geringer Mischwirkung nach oben, verbrannten mit langer Flamme und, während man früher mit Feuerraumhöhen von 4 m gut auskam, stiegen die notwendigen Höhen auf 8, 10 und mehr Meter. Bei den hohen Kosten des umbauten Feuerraumes und der Strahlungsheizflächen sind daher Maßnahmen zur Verringerung des Feuer-

raumbedarfs am Platze, was durch die Mischwirkung der Zweitluftzuführung gelingt (s. S. 342 und Abb. 130 S. 347).

Der Rostbelag.

Die Roststäbe haben die Aufgabe, den Brennstoff zu tragen und gleichzeitig die Zuführung der Verbrennungsluft zu ermöglichen¹. Ihre mechanische Beanspruchung ist nicht sonderlich groß, um so größer aber die Wärmebeanspruchung. Von größter Wichtigkeit ist daher die Kenntnis des Temperaturverlaufs in den Roststäben und die Beherrschung der auftretenden Höchsttemperaturen. Beim Planrost mit Hand- oder Wurfbeschickung kann auf dem Rost meist eine entsprechende Schlackenschicht gehalten oder neugebildet werden, so daß die Wärmebeanspruchung in mäßigen Grenzen bleibt. Beim Wanderrost wird der Rostbelag im rücklaufenden Trum immer wieder abgekühlt, so daß sich die Roststäbe immer nur eine begrenzte Zeit im Bereich der höchsten Temperaturen aufhalten. Am ungünstigsten liegen die Verhältnisse bei Vorschub- und Schürrosten, wobei Teile des Rostbelages (Schürplatten) in das glühende Brennstoffbett hineinstoßen und sich dauernd im Wirkungsbereich sehr hoher Temperaturen befinden. Kernproblem der Roststabkonstruktion ist daher seine richtige Kühlung. Der Temperaturverlauf im Roststab eines Wanderrostes geht nach Messungen von Deinlein², Presser³, Tanner⁴, Löwenstein⁵ aus Abb. 124 (mittlere Kurve, für einen Rost älterer Bauart) und Abb. 126 hervor. Übereinstimmend zeigt sich das Bild, daß der Roststab zunächst keine merkliche Temperaturerhöhung erfährt bis die Durchzündung das ganze Brennstoffbett erfaßt, also auch die unmittelbar auf dem Rost aufliegenden Schichten erreicht hat. In diesem Augenblick setzt meist schlagartig ein überaus heftiger Wärmestoß ein, und die Temperatur steigt steil an bis zu einem Höchstwert, der 600 bis über 800° C erreichen kann. Nach Maßgabe der abnehmenden Wärmeentwicklung und der zunehmenden Kühlwirkung der Luft — die Wärmeabfuhr bedarf eines beträchtlichen Zeitaufwandes, da ja der Transport durch Wärmeleitung nur langsam vor sich geht — klingt nun die Temperatur langsam wieder ab. Versprühen von Wasser zur Verstärkung der Rostkühlung kann die Beanspruchung wohl etwas mildern, Abhilfe schafft aber bei unzulässig hohen Temperaturen und daher frühzeitigem Rostverschleiß nur eine

¹ Über konstruktive Einzelheiten vgl. W. Marcard: Rostfeuerungen. Berlin 1934. — Loschge, A.: Die Dampfkessel. Berlin 1937. — Ruhrkohlen-Handbuch. 3. Aufl. Berlin 1937.

² Siehe Fußnote 3 S. 327.

³ Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) 4 S. 131/136.

⁴ Tanner, E.: Diss. Darmstadt 1933.

⁵ Wärme Bd. 57 (1934) Heft 7/8 S. 97 101, 121/125.

Beseitigung der primären Ursachen, z. B. durch Schüren, durch Vermeidung einer Koks-kuchenbildung (s. S. 327) u. dgl.

Die Kühlung des Rostbelages durch die Verbrennungsluft setzt voraus, daß die Luft mit möglichst großer Geschwindigkeit in der Zone

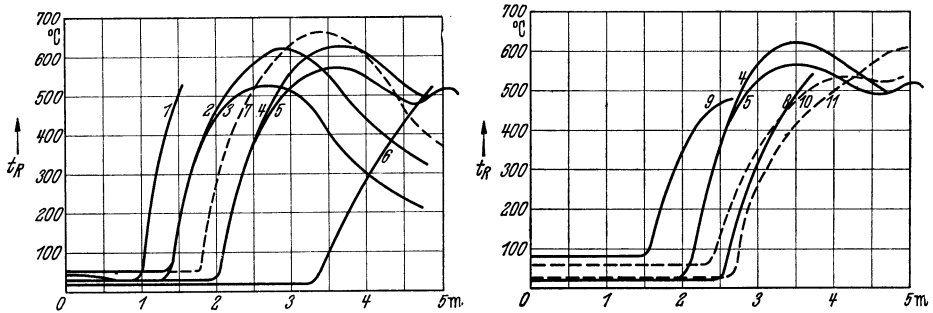


Abb. 126. Temperaturverlauf im Roststab eines Wanderrostes. (Nach E. Tanner.)

Versuch	Schichthöhe [mm]	Vorschub [m/min]	Zug (Kesselende) [mm]	Durchzünd- geschwindigkeit [mm/min]
1	100	0,061	8	6,4
2	100	0,093	7	7,3
3	100	0,093	10	7,3
4	100	0,144	7	7,6
5	100	0,144	9	7,6
6	100	0,229	7	7,0
7	120	0,093	7	6,6
8	120	0,144	7	7,2
9	80	0,144	7	7,7
10	80	0,229	15	8,0
11	80	0,229	7	7,1

der Höchsttemperatur durch den Rost streicht. Auch die Kühlwirkung von Warmluft von 150 bis 250° C ist hier, wo Rosttemperaturen von 500 bis 800° C auftreten, noch ausgezeichnet, zumal das verringerte Temperaturgefälle durch das größere Volumen und die höhere Geschwindigkeit ausgeglichen wird¹. Für die Begrenzung der Lufttemperaturen bei Rostfeuerungen ist also nicht so sehr die Roststabskühlung als vielmehr das Verhalten des Brennstoffs in der Wärme (Backeigenschaften, Einfluß der Erhitzungsgeschwindigkeit) maßgebend. Das Arbeiten mit hoher Brennstoffschicht ist wegen der dadurch notwendigen hohen spezifischen Luftbelastung des Rostes vorteilhaft, auch dieser Gesichtspunkt führt zu einem Mindestgrenzwert der Schichthöhe. Der Einfluß der spez. Luftbelastung wirkt sich jedoch verschiedenartig aus bei backenden und bei nichtbackenden Brennstoffen (siehe Abb. 127). Auf erweichende und flüssige Schlacke wirkt die entgegenströmende Luft durch die plötzliche Abkühlung granulierend, was für die Vermeidung eines Haftens der Schlacke an der Rostoberfläche und eines Ver-

¹ Gumz, W.: Über die Zulässigkeit höherer Luftvorwärmung bei Rostfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 5/6 S. 52/54, 58/59.

klebens der freien Querschnitte wichtig ist¹. Zur Erhaltung einer ausreichenden Kühlluftmenge ist daher auch die als Zweitluft in den Feuerraum einzublasende Luftmenge begrenzt, damit die verbleibende Erstluftmenge zur Kühlung ausreicht. Bei Zonenrosten wird man die Einstellung in diesem Falle natürlich möglichst so vornehmen, daß die Zweitluft aus den sonst den vorderen und hinteren Zonen zugeführten Luftmengen gedeckt wird, während die den Hauptwärmestoß aufnehmenden Zonen ihre ungeschmälerete Kühlluftmenge erhalten.

Die Kühlwirkung der Luft auf den Roststab hat Bock² theoretisch untersucht und gefunden, daß möglichst kleine Rostspalten (hoher

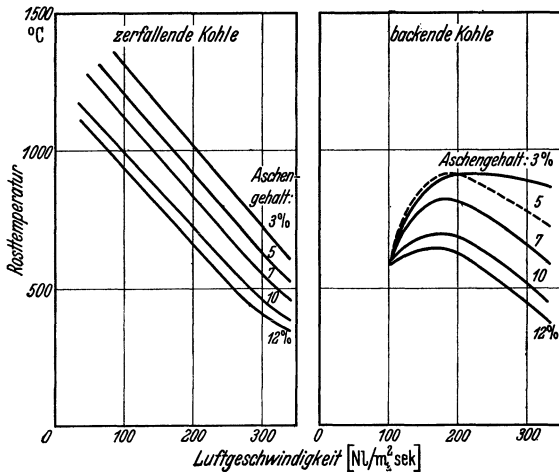


Abb. 127. Einfluß des Aschengehaltes und der Luftgeschwindigkeit auf die Roststabtemperatur nach Dunningham und Grumell.

α -Wert) und ein möglichst hoher Wasserwert anzustreben wären. Das „Kühlverhältnis“, das Verhältnis der halben Stabbreite, am Kopf gemessen, zur Höhe soll in der Größenordnung von 12 bis über 30 liegen, d. h. schmale, schlanke Stäbe und geringe Spaltbreiten sind am günstigsten. Gegenüber diesen theoretischen Forderungen, die eine bestimmte Kopftemperatur als gegeben voraussetzen, ist noch hervorzuheben, daß diese Temperatur maßgeblich von der Größe des Wärmestoßes, also der sekundlich dem Roststab aufgedrückten Wärmemenge abhängt. Diese Temperatur wird angesichts der geringen Wärmeleitungsgeschwindigkeit um so ungünstiger sein, je geringer das Speichervermögen, also die Masse des Roststabes, und je kleiner der wärmeableitende Querschnitt ist. Sehr schlanke Roststäbe würden also besonders gefährdet sein, während ein

¹ Tanner, E.: Zweckmäßige Roststabgestaltung. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 15 (1934) Heft 11 S. 289/292.

² Bock, J.: Die günstigste Roststabform. Forschung Bd. 6 (1935) Heft 1 S. 23/32.

bestimmtes Eisengewicht Voraussetzung für die Haltbarkeit des Rostbelages ist¹. Die Spaltweite kann nicht unbegrenzt verkleinert werden, dagegen spricht die Tatsache, daß mit einem gewissen Wachsen des Gußeisens gerechnet werden muß, so daß sehr leicht ein Zusetzen oder eine so starke Verengung eintreten würde, daß infolge des erhöhten Widerstandes die strömende Luftmenge erheblich gemindert, die Kühlung also verschlechtert, die Abbrandverhältnisse und schließlich auch die Rostleistung beeinträchtigt würden.

Bei ruhenden Rosten (Planroste) oder solchen Bauarten, bei denen Teile des Rostes in Ruhe sind (Vorschubroste, Graafen-Stoker², einige Unterschubroste³ und einige Schürroste⁴), besteht noch die Möglichkeit der Wasserkühlung. Sie verlangt allerdings, wenn sie betriebssicher arbeiten soll, Verwendung so großer Kühlwassermengen und so geringe Aufwärmung, daß Steinablagerungen unbedingt vermieden werden, oder besser noch eine Kühlung durch aufbereitetes Speisewasser oder überhaupt Anschluß an den Kesselkreislauf (Durchlauf oder Umlauf).

Sind alle Mittel, den Roststab ausreichend zu kühlen, erschöpft, so verbleibt noch als letztes, den Wärmestoß von der Feuerseite her zu mildern. Einen gewissen natürlichen Schutz stellt der Aschengehalt des Brennstoffs bzw. die sich bildende Schlackendecke dar. Brennstoffe mit 8...10% Aschengehalt sind daher begehrte Wanderrostbrennstoffe, solche mit Aschengehalten unter 4% bereiten erhebliche Schwierigkeiten, und nahezu aschefreie, wie z. B. Petrolkoks, lassen sich gar nicht auf Rosten verfeuern. Die Messungen über den Ascheneinfluß auf die Rosttemperatur von Tanner⁵ sind in Zahlentafel 51 wiedergegeben; sie decken sich grundsätzlich mit den Ergebnissen der Laboratoriumsmessungen von Dunningham und Grumell⁶ (Abb. 127). Reicht dieser natürliche Schutz der Schlacke nicht aus, so kann man durch Anwendung eines geteilten Bunkers eine Schlackenschicht, die zur Erzielung einer guten Abdeckung und Luftverteilung kleinkörnig sein

¹ Molinder, E.: Zusammenhang zwischen Gewicht und Temperatur des Wanderrostes. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 9 S. 308. — Tanner, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 15 (1934) Heft 11 S. 289/292.

² Groepler: Der Kühlstoker. Brennst. u. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1938) Heft 7 S. 128/131.

³ Bennett, J. S.: Water-cooled underfeed stokers. Mech. Engng. Bd. 60 (1938) Heft 1 S. 33/36.

⁴ Schaumann: Die Schürroste und die Entwicklung ihrer maßgebenden Konstruktionsgedanken. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 5 S. 82.

⁵ Tanner, E.: Der Temperaturverlauf im Brennstoffbett und im Rost bei der Verbrennung von Steinkohle. Diss. Darmstadt 1933.

⁶ Dunningham u. E. S. Grumell: J. Inst. Fuel Bd. 12 (1938) Heft 62 S. 87/95 — Fuel Sci. Bd. 17 (1938) Heft 11 S. 327/334. — Mayer, A. R.: Verbrennungsvorgänge auf dem Wanderrost. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 3 S. 73/75.

Zahlentafel 51. Einfluß des Aschengehaltes auf die Rosthöchsttemperatur (nach Tanner).

Aschengehalt %	Aschen- schmelzpunkt °C	Fl. Best. %	Luftmenge Nl/m ² s	Rosthöchst- temperatur °C
2,28	1285	17,21	238	935
5,95	1340	16,51	233	840
10,91	1270	15,61	322	640

soll, unter die Kohlschicht einfahren, was von Maughan, Spalding und Thornton¹ empfohlen wird. Gegenüber 700° C Höchsttemperatur ohne Schutzschicht ergaben sich Temperaturen von 550° C bei grober, 410° C bei mittlerer und etwa 200° C, also ein vollkommener Schutz, bei feiner Körnung. Das Zweischichtenverfahren (gegebenenfalls auch noch Mehrschichtenverfahren) ist dann am Platze, wenn ein rotschwieriger und ein gutartiger Brennstoff zusammen verfeuert werden sollen, wobei man den gutartigen Brennstoff als untere Schicht einführt, den schwierigeren darüberlegt — man bezeichnet daher das Verfahren auch als „Sandwich-Verfahren“ —, oder — aus anderen Gründen — wenn ein flugfähiger Brennstoff (nichtbackende Feinkohle, Hobelspäne, Lohe) durch Überdecken mit einem gröberen oder leicht backenden Brennstoff auf dem Rost gehalten werden soll.

Ein anderes Mittel liegt in der Anwendung von Rostbahnen aus feuerfestem Material (z. B. Magnesitstampfmasse)², was allerdings voraussetzt, daß ein Anbacken erweichender Schlacke an dem feuerfesten Baustoff vermieden werden kann.

Rostverschleiß³ und Lebensdauer sind abhängig von den Betriebsbedingungen, den auftretenden Höchsttemperaturen — damit also auch von dem Grad der Anpassung der Konstruktion an die Betriebsverhältnisse — und vom Rostbaustoff. Das Gußeisen⁴ soll möglichst dicht sein, eine feine Graphitverteilung und eine möglichst harte Oberfläche aufweisen. Zusätze, insbesondere Chrom, erhöhen die Wärmebeständigkeit ganz bedeutend, doch sind hochlegierte Roststäbe recht teuer und darum unwirtschaftlich, außer in solchen Fällen, wo Teile unvermeidlich fortgesetzt hohen Temperaturen ausgesetzt werden müssen. Die Verschleißwirkung ist meist kein chemischer Schlackenangriff, sondern nur die Folge der Wärmeeinwirkung auf das Gefüge, welches sich dadurch

¹ Maughan, J. D., H. B. Spalding u. B. M. Thornton: Engineering Bd. 137 (1934) Heft 3567, 3569 u. 3570 S. 587/589, 656/658, 669/670 — Auszug: Z. VDI Bd. 78 (1934) Heft 45 S. 1331/1332.

² Lange, Jan: Skoda News Bd. 1 (1939) Heft 1 S. 25/29.

³ Mayer, A. R., u. R. Hartmann: Der Rostverschleiß. Wärme Bd. 61 (1938) Heft 2 S. 46/49.

⁴ Meyersberg, G.: Gußeisen als Werkstoff und sein Verhalten in der Wärme. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 1 S. 17/20.

ändert, so tritt vor allem eine Eisenkarbidzerlegung in Eisen und graphitischen Kohlenstoff ein nach



Übergang von Zementit zu Ferrit und Graphit unter Volumzunahme. Die dadurch bewirkte feine Rißbildung ermöglicht dem Luftsauerstoff, das Gußeisen mehr und mehr zu entkohlen^{1, 2}. Bei Temperaturen von 600 bis 700° kann auch eine Schwefelaufnahme unter Bildung von Schwefeleisen erfolgen¹.

Unterschubfeuerungen.

Die für Unterschub-Kleinfeuerungen (S. 316) aufgestellten Grundsätze gelten auch für Großfeuerungen, jedoch ist die eindeutige Brennstoffbewegung von unten nach oben hier um so schwerer zu verwirklichen, je länger die Retorten werden. Wenn man auch durch die Anwendung mehrerer Kohlenstößel, durch Bewegung des Muldenbodens oder durch Hubveränderungen eine weitgehende Beeinflussung des Brennstoffbettes erreicht hat, so läßt sich doch nicht ganz vermeiden, daß in langen Mulden im vorderen Teil ein zu starkes Hochschieben der Kohle eintritt, während im hinteren Teil die Bewegung mehr in ein waagerechtes Vorschieben übergeht. Im Vorderteil wird daher das Verbrennungsprinzip der Unterschubfeuerung durchbrochen³. Abgesehen von der großen Vorschubgeschwindigkeit der Kohle von 4 m/h (gegenüber 0,6 bis 0,8 m/h bei Kleinfeuerungen) gelangt die Kohle wie beim Prinzip der Überschubfeuerung vor die Luftdüsen, ehe sie genügend entgast ist, mit dem Erfolg, daß die einsetzende starke Erhitzung bei backfähigen Brennstoffen zu einer starken Kokskuchenbildung führt, die trotz der Möglichkeit eines Aufbrechens des Kohlenbettes durch die Bewegungen des Rostes zu Störungen des Ausbrandes, zur Bildung großer Schlacken Kuchen, zur Beeinträchtigung der Luftzuführung und zu einer Verschlechterung der Rostkühlung führen kann. Im Zusammenhang damit steht die Ausbildung einer langen Flamme und ein entsprechend großer Feuerraumbedarf. So ist es zu erklären, daß diese Feuerungen, die sich bei mittelgroßen Kesselanlagen und bei Muldenlängen bis zu 2 m gut bewährt haben, bei Muldenlängen von 2,50 m bereits große Schwierigkeiten zeigten, die sich bei 3 m Länge noch steigerten³. Die strenge Durchführung des Unterschubfeuerungsprinzipes, d. h. die langsame Entgasung vor der Verbrennung, begrenzt aber die Leistung der „reinen“ Unterschubfeuerung, da sich unter den Betriebsbedingungen der Feuerung die Entgasungsgeschwindigkeit der Kohle nicht ohne weiteres steigern läßt.

¹ Stumper, R.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 8 (1927) Heft 11 S. 335/336.

² Fuchs, Paul: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1932) Heft 1 S. 7/9.

³ Prantner, K.: Wärme Bd. 60 (1937) Heft 43 S. 699/703.

Für die Unterschub-Großfeuerung (Stoker) eignen sich besonders solche schwach backenden, gasreichen Kohlen, die keinen festen Koks geben. Unterhalb 14 bis 15% flüchtigen Bestandteilen bietet sich kein praktischer Vorteil mehr, der die verhältnismäßig hohen Anschaffungskosten einer Mehrretortenfeuerung wirtschaftlich rechtfertigt, dazu kommt, daß nach Marcard¹ bei den nichtbackenden, mageren Brennstoffen und den bei Unterschubfeuerungen üblichen großen Schichthöhen von 500 bis 600 mm und darüber und den entsprechend sehr hohen Schichtwiderständen eine verstärkte Gefahr des Löcherbrennens besteht, die nicht durch eine Vergrößerung des Rostwiderstandes in gleicher Größenordnung ausgeglichen werden kann. Der Aschengehalt soll zum Schutz des Rostes keinesfalls unter 4% liegen — das trifft für die meisten Rostfeuerungen zu — und 10 bis 11% nicht überschreiten. Feuchte Brennstoffe scheiden aus, da ja die Aufenthaltsdauer in der Mulde und die Wärmezufuhr von oben nicht einmal zur Entgasung völlig ausreicht, also erst recht nicht zu einer Brennstofftrocknung. Was die Korngröße betrifft, so sind bei nichtbackenden Kohlen Stück- und Nußkohlen vorzuziehen, bei backenden Kohlen dagegen spielt die Korngrößenfrage eine untergeordnete Rolle, was auch bei anderen Rostfeuerungen gilt, da ja das Feinkorn durch Verbacken festgehalten, im übrigen die ursprüngliche Korngröße des kalten Brennstoffs schon nach der Zündung ihre Bedeutung verloren hat. Bei kleinen Belastungen, wo es eher möglich ist, die Entgasung, wie es grundsätzlich zu fordern ist, völlig in der Mulde vor sich gehen zu lassen, und bei reaktionsfreudigen, jüngeren Brennstoffen besteht leicht die Gefahr eines zu weiten Herunterbrennens, was zu Rostbeschädigungen führen kann. Auch bei abgestellter Feuerung kann ein Durchglühen bis zu den Mulden eintreten, wogegen man sich bei längeren, planmäßigen Stillständen durch das Unterfahren von Koksgrus und Schlacke schützen kann. Die starke Wärmebeanspruchung der Roste sucht man neuerdings auch durch Wasserkühlung mit oder ohne Anschluß an den Wasserkreislauf des Kessels zu mildern². Diese Einschränkungen und die scharfen Anforderungen an den Brennstoff engen den Anwendungsbereich dieses Feuerungsprinzipes stark ein.

Schürroste.

Die Mehrzahl der Bauarten mechanischer Roste übernimmt nur die Zufuhr des frischen Brennstoffs und die Abfuhr der Verbrennungsrückstände, überläßt aber das Brennstoffbett während der Verbrennung völlig sich selbst, so vor allem der Wanderrost. Durch den Einbau von Stau- und Schürrohren wird versucht, besonders bei stark backenden Brennstoffen eine gewisse Schürwirkung zu erzielen. Eine schon wesent-

¹ Marcard, W.: Rostfeuerungen, S. 125. Berlin 1934.

² Bennet, J. S.: Mech. Engng. Bd. 60 (1938) Heft 1 S. 33/36.

lich stärkere Verlagerung innerhalb des Brennstoffbettes tritt bei den Unterschub- und vor allem bei den Vorschubfeuerungen ein, bei denen der Brennstoff durch Stößel, Schürplatten und dergleichen über den Rost geschoben wird. Der Nachteil des höheren damit verbundenen Rostverschleißes wurde bereits hervorgehoben. Soweit die Schürung zugleich als Brennstofftransport und zu einem gelegentlichen Eingriff beim Auftreten von Ungleichmäßigkeiten im Brennstoffbett dienen soll, muß die Schürbewegung sehr anpassungsfähig und in weiten Grenzen verstellbar sein. Eine gute Lösung dieser Aufgabe liegt im Steinmüller-L-Rost¹ vor, ein Planrost mit darüber bewegtem Räumler, dessen Bewegungsspiel, Hub und Geschwindigkeit beliebig eingestellt werden kann, und dessen Schür- und Vorschubelement, ein quer über dem Rost liegender Dreikantstab im Ruhezustand keiner Wärmebeanspruchung ausgesetzt ist. Der L-Rost hat sich auch als Schiffskesselfeuerung² einführen können.

Für aschenreiche minderwertige Abfallbrennstoffe werden Schürroste³ mit sehr starker Brennstoffbewegung benötigt. Die große Schwierigkeit liegt in der Zündung dieser Brennstoffe einerseits, in dem restlosen Ausbrand der vielfach stark verwachsenen Kornanteile andererseits. Durch das Schüren und Wälzen des Brennstoffs findet eine dauernde Umlagerung statt, werden immer neue Partien dem Zutritt der Wärme und des Luftsauerstoffs freigegeben und wird auf diese Weise eine immerhin befriedigende Verwertung dieser Abfallbrennstoffe ermöglicht. Hohe Brennstoffschicht und hohe spezifische Luftbelastung sind zweckmäßig — auch unter Inkaufnahme eines höheren Unterwindkraftbedarfs —, damit die Roste ausreichende Kühlung erhalten. Die hohe Luftgeschwindigkeit, verbunden mit der dauernden Bewegung des Brennstoffbettes, hat ein stärkeres Mitreißen von glühenden Festteilchen zur Folge. Dieser Funkenregen, besonders wenn er durch ein hinteres Gasführungsgewölbe nach vorne geleitet wird, hat den Vorteil einer guten Unterstützung der Zündung, da die niederfallenden Teilchen durch das dauernde Überschütten Zündkerne im Innern des Brennstoffbettes bilden. Auch das Zurückschieben glühenden Brennstoffs, wie es beim Martin-Rückschubrost angestrebt wird, unterstützt Zündung und Ausbrand, wenn auch die

¹ Presser, H.: Neuere selbstschürende Planroste. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 10 S. 275/279. — Schulze, R.: Versuchsergebnisse an einer neuartigen Planrostfeuerung mit Schürwirkung. Wärme Bd. 60 (1937) Heft 36 S. 573/577. — Werkmeister, H.: Der Steinmüller-Planrost. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 6 S. 172/178.

² Schulte, W., u. O. Jebens: Werft Reed. Hafen Bd. 21 (1940) Heft 22 S. 298/302. — Schulte, W.: Brennst. u. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1938) Heft 11 S. 193/198. — Schneider: Brennst. u. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1938) Heft 12 S. 215/233.

³ Schimpf, M.: Versuche mit Schürrosten zur Verfeuerung von minderwertigen Brennstoffen. Glückauf Bd. 66 (1930) Heft 26 S. 857/868.

Bewegung hier nicht in einem Wandern der unteren Schichten gegen die Hauptbewegungsrichtung besteht, wie vielfach auf Schemabildern dargestellt worden ist, sondern in einer fortgesetzten Bildung von Tälern, die durch Überschütten wieder zufallen, so daß eine Art Wälzbewegung zustande kommt.

Eine Sichtung des Brennstoffbettes findet bei schnellen Rostbewegungen statt, wie bei dem vor einigen Jahren vorgeschlagenen Schwingrost (Wuchtfeuerung der Vereinigten Kesselwerke A.-G.)¹, der nach dem Vorbild der Wuchtförderer arbeitet, oder bei dem neuerdings entwickelten Dürr-Ruprecht-Schwerkraftrost². Bei dieser Rostbauart wird der schräg liegende Rost durch einen Nocken hochgezogen und rollt durch sein Gewicht wieder in die Endlage zurück, wobei er gegen einen Prellbock stößt. Der Brennstoff rutscht dabei ruckweise vor, etwaige Löcher ebenen sich ein, das Grobkorn wird nach oben gefördert und die Schlacke hinten abgeworfen.

Braunkohlen-Rostfeuerungen.

Im Gegensatz zu den bisher behandelten Steinkohlen-Rostfeuerungen ist bei den Braunkohlen-Rostfeuerungen die Trocknerleistung des Rostes das Wesentlichste, während der Ausbrand des sehr reaktionsfähigen Kokes kein Problem darstellt. Auf einer Braunkohlen-Rostfeuerung drängt sich daher die eigentliche Verbrennungszone auf einen sehr kleinen Raum zusammen. Die Unterschiede der einzelnen Bauarten³ liegen daher besonders in der Art der Durchführung der Trocknung und der anschließenden Entgasung. Die Wärmezufuhr zur Trocknungszone erfolgt durch Strahlung des Mauerwerks, durch Gasrückführung oberhalb des Brennstoffbettes unter gleichzeitiger Schaffung großer Berührungsflächen nach Art eines Rieseltrockners (Beispiel: Keilmann-Völcker-Feuerung u. a.), durch Flammenstrahlung in einem völlig einbaufreien Feuerraum (Beispiel: Mechanischer Treppenrost verschiedener Feuerungsfirmen), durch Bestrahlung ohne Luftzutritt bei gleichzeitiger Umpflüfung durch Ketten (Beispiel: Völcker-Kettenrost⁴) und durch Schaffung von Unterfeuer. Eine gewisse Vortrocknung durch ein Nachrutschen des frischen Brennstoffes über dem Gewölbe des eigentlichen Brennraumes erfolgt beim Muldenrost (Beispiel: Fränkel-Viebahn-Muldenrost). Durch Stau- und Mischeinbauten in der Mitte des Muldenrostes hat man

¹ Schulte, Fr., u. E. Tanner: Z. VDI Bd. 77 (1933), Heft 30 S. 823/824.

² Presser, H.: Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 11 S. 249/259.

³ Über Bauarten und Konstruktionseinzelheiten vgl. Lenhart, E.: Dampfkesselfeuerungen für Braunkohle. Berlin 1928. — Berner: Entwicklungstendenzen der Braunkohlenrostfeuerungen. Wärme Bd. 52 (1929) Heft 30 S. 586/593.

Adomeit: Stand der Rostfeuerungen für Rohbraunkohle. Braunkohle Bd. 31 (1932) Heft 28 S. 521/536.

⁴ Stöber, Braunkohle Bd. 39 (1940) Heft 36 S. 387/390.

auch bei dieser Bauart die Trocknungs- und Verbrennungsleistung zu steigern versucht (Seitschrägrost)¹. Vorteilhaft ist auch die Gasrückfeuerung unter den Rost und die Anwendung hoher Luftvorwärmung.

Die einfache feststehende Treppenrostfeuerung ist in ihrer Anwendungsmöglichkeit sehr beschränkt, wenn sie auch die Grundform der meisten Bauarten darstellt. Wegen ihrer geringen Leistung ist man bei Großfeuerungen zu vollmechanischen Feuerungen übergegangen, bei denen eine Kontrolle und Bedienung mit der Schürstange von unten her, wie bei den alten Schrägrosten üblich, nicht mehr notwendig ist. Damit entfallen auch die Gefahren durch Herausschlagen der Flammen, was bei der im Trockenzustand leicht entzündlichen Braunkohle leicht eintreten kann. Ein weiterer leistungshemmender Nachteil der nichtmechanischen Treppenrostfeuerung ist die Notwendigkeit, die Rostneigung so dem Rutschwinkel der Kohle anzupassen, daß bei gegebenen Zugverhältnissen ein dem Abbrand entsprechendes Nachrutschen des Brennstoffs stattfindet. Änderungen der Brennstoffbeschaffenheit — und die Brennstoffkörnung der Rohbraunkohle schwankt je nach Gewinnungsart mitunter beträchtlich² — können daher leicht zu Überschüttungen oder Verwehungen führen, die das Feuer ersticken und die Leistung empfindlich beeinflussen. Die Mechanisierung war daher eine wichtige Voraussetzung für die Leistungssteigerung, die in den letzten Jahrzehnten ganz bedeutend gewesen ist. Es ist gelungen, die Breitenleistungen von 2,5 bis 3,5 t/mh in einzelnen Fällen systematisch bis auf 9 t/mh zu steigern³. Ein nicht gerade einfaches Mittel zur Steigerung der Breitenleistung ist die Anordnung von 2 Schrägrostfeuerungen hintereinander, die getrennte Kohlenzufuhr besitzen (Doppelroste).

Für die Verfeuerung von Braunkohlenbriketts dienen Wanderroste, wegen des geringen Widerstandes der sehr lockeren Brennstoffschicht bedarf es jedoch der Möglichkeit einer Messung und Kontrolle sehr kleiner Druckunterschiede und einer Feineinstellung der Zonen⁴. Braunkohlenschwelkoks verlangt, besonders wenn er feinkörnig ist, wegen der hohen Durchfallverluste und des sehr flachen Böschungswinkels eine besondere Ausbildung des Rostbelages. Sonderkonstruktionen von durchfallfreien Rostbelägen sind beispielsweise der Pilzrost von Geissen (KVG.-Schirmventilrost)⁵, der treppenrostartige Wanderroststab der Vereinigten Kesselwerke A.-G.⁶ und andere Konstruktionen⁷ (Weck, KSG.). Die Flugkoksverluste sind bei diesem Brennstoff beson-

¹ Berner, O.: Z. VDI Bd. 79 (1935) Heft 40 S. 1201/1202. — Otte, W.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 3 S. 65/67.

² Lenhart, E.: a. a. O. S. 42/43.

³ Adomeit a. a. O.

⁴ Wiemer, P.: Wärme Bd. 63 (1940) Heft 30 S. 253/255.

⁵ Hoppe, A.: Braunkohle Bd. 28 (1929) Heft 9 S. 170/173.

⁶ Foos, F. W.: Braunkohle Bd. 28 (1929) Heft 9 S. 161/164.

⁷ Rammler, E.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 12 S. 331/335.

ders hoch, Flugkoksrückführung und die Unterstützung des Flugkoksausbrandes durch Zweitluftzuführung hat sich als vorteilhaft erwiesen^{1, 2}.

Feuerungen für andere feuchte Brennstoffe.

Ähnliche Gesichtspunkte wie bei der Verfeuerung von Rohbraunkohle gelten auch für andere wasserreiche Brennstoffe wie Torf, Holz und Holzabfälle, Lohe und pflanzliche Abfallbrennstoffe, wie sie hauptsächlich in den Tropen anfallen und wegen des dortigen Kohlenmangels weitgehend zur Verfeuerung herangezogen werden müssen (Bagasse, Sisal, Kokosshalen, Kakaoshalen, Reishülsen, Abfälle der Palmölindustrie u. a. m.). Torf wird in stückiger Form auf Planrosten³, Wanderrosten oder Treppenrosten verfeuert. Wegen seines großen Volumens muß durch Tieferlegen der Roste — gegenüber einem Steinkohlenplanrost — der notwendige Raum zur Unterbringung einer höheren Brennstoffschicht geschaffen werden. Makariev⁴ verwendet für größere industrielle Feuerungen einen Schachttrockner, in dem auch eine Vorentgasung stattfindet, dessen Boden durch den anschließenden, oft etwas geneigt angelegten Wanderrost gebildet wird. Höhere Leistungen erzielt man durch Verbrennung in der Schwebelagerung, was sich besonders für Frästorf durchgesetzt hat. Die Feuerungen werden mit einer vorgeschalteten Flugtrocknung⁵ oder auch ohne Vortrocknung durch Heißgasumwälzung (Bauart Scherschnev⁶) ausgeführt, neuerdings auch mit flüssigem Schlackenabzug⁷.

Die ältere Form der industriellen Holzfeuerung ist die Halbgasfeuerung. Von oben beschickt liegt der Brennstoff auf dem Planrost eines vorgebauten Ofens, in dem die Vorvergassung vor sich gehen soll, das Gas wird in der anschließenden eigentlichen Feuerung verbrannt. Den Nachteil der geringen Leistung und des großen Grundflächenbedarfs suchte man in neuerer Zeit durch Anwendung von ziemlich steil angeordneten Treppenrostfeuerungen mit anschließendem Planrost als

¹ Reichardt, R.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 5 S. 145/149.

² Engel, J.: Brennstoff u. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1937) Heft 11 S. 177/181.

³ Warmte Technik Bd. 11 (1940) Heft 7/8 S. 66/67, 71/75. — A. W. H. Helleman: Brennst. u. Wärmewirtsch. Bd. 23 (1941) Heft 9/10 S. 142/145, 158/161.

⁴ Nerges, O.: Torffeuerungen für große Leistungen. Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 6 S. 65/67 — Arch. Wärmewirtsch. Bd. 6 (1925) Heft 7 S. 185/186. — Rüter, H.: Das Torfkraftwerk Hakengraben. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 3 S. 87/91.

⁵ Arbatsky, J. W.: Erfahrungen mit der Gewinnung und Verfeuerung von Frästorf. Bd. 81 (1937) Heft 42 S. 1223/1227.

⁶ Knorre, G. F.: Wirbelfeuerung für Frästorf. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 13 (1932) Heft 9 S. 245/247.

⁷ Ivanov, A. F., u. N. P. Sirjaev: Teplo Silovoje Chostjastwo Nr. 4/5 (1939) S. 50/62.

Ausbrennrost und durch Heißluftbetrieb auszugleichen¹. Hierbei hat sich im Laufe der Entwicklung die Ausbildung eines wassergekühlten Rostsystems als notwendig und als erfolgreich erwiesen². Neuzeitliche Ausführungsformen sind für Leistungen von 1,9 bis 2,9 $\text{rm}^3/\text{m}^2 \text{h}$ bei 40 bis 30% Wassergehalt geeignet und auch für den Zusammenbau mit Kohlenstaubfeuerungen verwendet worden². Feinkörniges, flugfähiges Material wie Holzabfälle (Späne), Lohe u. ä. werden, wo sie als Zusatzbrennstoffe in Frage kommen, zweckmäßig im Zweischichtenverfahren verfeuert. Als reine Lohefeuerungen sind Mulden- und Treppenroste³ vorgeschlagen worden, die Leistungen von $1 \dots 1,3 \cdot 10^6 \text{ kcal}/\text{m}^2 \text{h}$ erreichen. Pomerancev will diese Leistung mit seinem Einspannrost⁴ (s. S. 301) auf $4 \dots 10 \cdot 10^6 \text{ kcal}/\text{m}^2 \text{h}$ steigern.

Bei den pflanzlichen Abfallbrennstoffen liegen die Hauptschwierigkeiten darin, daß es sich um wasserreiche und meist sehr aschenarme Brennstoff handelt, so daß die Frage der Rostkühlung besonders sorgfältig behandelt und die Konstruktion möglichst schwer ausgeführt werden muß⁵. Die Asche ist vielfach reich an Alkalien und greift das feuerfeste Mauerwerk an⁶. Dem hohen Gehalt an flüchtigen Bestandteilen entsprechend ist für eine gute Durchwirbelung des Feuerraums, sei es durch Wirbelluftdüsen oder durch Feuerraumeinschnürung (Ward-Feuerung⁷), Sorge zu tragen.

Zweitluftzuführung.

Die Verbrennung in einer Rostfeuerung setzt sich, wie wir gesehen haben, aus zwei Vorgängen ganz verschiedener Art zusammen, nämlich der Entgasung, Vergasung und Verbrennung in der Schicht, einer heterogenen Reaktion, die sich verhältnismäßig langsam vollzieht — aber auch langsam vollziehen kann, da ja die Aufenthaltszeit des Brennstoffs in der Feuerung fast beliebig verlängert werden kann —, und einer homogenen Reaktion, der Gasverbrennung im Feuerraum. Im Bereich der Zünd- und Entgasungszone⁸ werden große Gasmengen frei gemacht, die

¹ Lindhagen, M. T.: IVA (Stockholm) Medd. Nr. 25.

² Malm, L.: Feuerungen für Holzabfall. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 7 S. 119/126.

³ Pawlowitsch, P.: Feuerungstechn. Bd. 14 (1926) Heft 14/15 S. 165/169 u. 180/182.

⁴ Pomerancev, W. W.: Sow. Kotloturbostroenie Nr. 5/6 (1940) Heft 7 S. 223 bis 226. — Vgl. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 12 S. 278/279.

⁵ Zinzen, A.: Kesselfeuerungen für pflanzliche Brennstoffe in den Tropen. Z. VDI Bd. 84 (1940) Heft 12 S. 205/207.

⁶ Bokhorst, E. W.: Dampfkesselfeuerungen zum Verheizen von Palmölbetriebsabfällen. Ingenieur (Haag) Bd. 44 (1939) Heft 33 S. W 105/W 110.

⁷ Kerr, E. W.: Bagasse furnaces. Amer. Soc. mech. Eng. Bd. 61 (1939) Heft 8 S. 685/691.

⁸ Als Beispiel ist in erster Linie an den Wanderrost gedacht, die Überlegungen gelten jedoch im wesentlichen für alle Feuerungsarten.

Verbrennungsluft fehlt zunächst, und zwar in um so stärkerem Maße, je gasreicher der Brennstoff ist. Bei sehr feuchten Brennstoffen kommen die großen Wasserdampfmenngen hinzu, die die Zündung des Gases erschweren — wenn sie auch die Verbrennung nach erreichter Zündung fördern. Anschließend in der Hauptverbrennungszone wird die Verbrennungsluft in der Schicht aufgezehrt, der oberste Teil der Schicht wirkt, wie die Reduktionszone eines Gaserzeugers, bereits gasbildend, so daß auch bei gasarmen Brennstoffen Gas entsteht, dessen Verbrennung sich im Feuerraum vollziehen muß. Erst im letzten Teil der Feuerung ist dann ein Überschuß an Luft vorhanden, der dort aber nicht benötigt wird. Daraus folgt die ungleiche Gasverteilung und das Auftreten beträchtlicher Anteile an brennbaren Gasen, wie sie durch die Messungen von Werkmeister¹, Löwenstein², W. Meier³, A. R. Mayer⁴ u. a. nachgewiesen wurde. Neben den brennbaren Gasen treten auch feste brennbare Schwebeteilchen auf, sei es in der Form des Rußes, wie er bei der Verbrennung der Kohlenwasserstoffe auftritt, sei es in der Form aufgewirbelten Feinkorns, wie dies bei mageren und nichtbackenden Brennstoffen der Fall ist. Neben der ungleichmäßigen Verteilung der Gaszusammensetzung tritt auch eine entsprechende Verteilung der Gastemperaturen auf. Diese Ungleichmäßigkeiten pflanzen sich, vom Feuerraum ausgehend, trotz der Mischwirkung der Heizflächen, die eine Art von Mischgitter bilden, ja selbst trotz einiger Gasumkehrstellen in den Kessel, Überhitzer und Vorwärmer hinein fort und können oft noch am Kesselende nachgewiesen werden. Die ungleiche Leistungsverteilung ist für die örtliche Heizflächenbeanspruchung sehr nachteilig, was besonders für den Überhitzer zutrifft. Verstärkt werden solche Einflüsse noch durch das Auftreten von Nachverbrennungen und durch Verschmutzungserscheinungen an den Heizflächen, die ihrerseits zum Teil ihre Ursache gleichfalls in den Unregelmäßigkeiten der Temperaturverteilung haben.

Aufgabe des Feuerraumes muß es daher sein, Gas und Schwebeteilchen zu verbrennen und ein möglichst gleichmäßiges Gemisch ausgebrannter Gase herzustellen. Die homogene Reaktion der Gasverbrennung geht — wenn sie von allen physikalischen Hemmungen befreit ist — mit einer so großen Geschwindigkeit vor sich, daß man nach Rummel⁵ sagen kann: gemischt = verbrannt, d. h. auch die Gasverbrennung ist vor allem ein physikalisches, ein strömungstechnisches Problem, der Feuerraum eine Mischvorrichtung⁶. Auf verschiedene Mittel, diese Mischung zu erzwingen, wurde bereits hingewiesen (S. 196),

¹ Vgl. Fußnote 6 S. 306.

² Vgl. Fußnote 5 S. 306.

³ Vgl. Fußnote 8 S. 306.

⁴ Vgl. Fußnote 2 S. 346.

⁵ Vgl. Fußnote 1 S. 392.

⁶ Fritsch, W. H.: Wärme Bd. 60 (1937) Heft 46 u. 47 S. 749/757, 768/773.

sie sind jedoch bei weitem nicht so wirksam und so verlässlich wie die Zweitluft- oder Oberluftzuführung.

Der Vorschlag, Oberluft zuzuführen, ist bereits sehr alt¹, der geringe Erfolg dieser Maßnahme war jedoch darin begründet, daß man früher die Technik der Zweitluftzuführung sehr unvollkommen handhabte. So darf festgestellt werden, daß die Mehrzahl der Anlagen — und das mag auch noch auf viele heute noch bestehende Anlagen zutreffen — mit viel zu geringen Einblasedrücken arbeiteten, so daß die erwartete Mischwirkung ausblieb, die Unregelmäßigkeiten der Gasverteilung eher noch erhöht und der Luftüberschuß weiter vergrößert wurde. Die Ent-

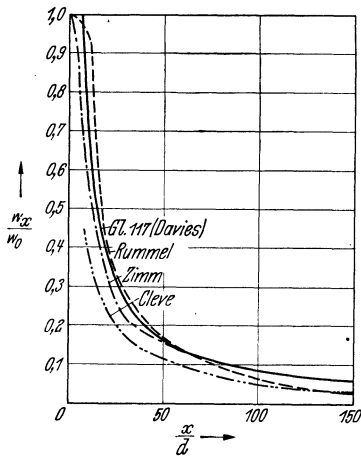


Abb. 128. $\frac{w_x}{w_0} = f\left(\frac{x}{d}\right)$.

wicklung der Wanderrostfeuerung zum einfachen gewölblosen Feuerraum, der in dieser Form ja zunächst einen sehr schlechten Mischapparat darstellt und der daher große Feuerraumhöhen erfordert, gab Veranlassung, daß man sich in den letzten Jahren diesen Fragen theoretisch, versuchstechnisch und praktisch erneut zuwandte und sie immerhin so weit klären konnte, daß heute alle Voraussetzungen für eine richtige und dann auch erfolgreiche Verwendung von Zweitluft gegeben sind. Der Erfolg ist abhängig

1. von dem Druck bzw. der Einblasegeschwindigkeit,
2. von der Anordnung der Zweitluftdüsen, ihrem Durchmesser und ihrer Aufteilung,
3. von der richtigen Bemessung der Zweitluftmenge.

Welche Vorgänge spielen sich beim Einblasen eines Zweitluftstrahles in den Feuerraum ab? Das Verhalten eines Freistrahles ist theoretisch und versuchstechnisch geklärt (s. S. 40/41). Der einblasene Strahl saugt sich aus seiner Umgebung Gas an, erhöht dadurch sein Volumen, er verbreitert sich also, und verliert seine Geschwindigkeit sehr schnell, da seine Energie, abgesehen von der Reibung, zur Beschleunigung der eingesaugten Gasmasse aufgebraucht wird (s. Abb. 13 S. 41). Die Geschwindigkeit in Strahlmitte (Zentralgeschwindigkeit) nimmt dann einen Verlauf, wie ihn etwa Gleichung (117) S. 41 angibt. Abb. 128 zeigt diese Werte und die für diesen Zweck einigermaßen ausreichende Übereinstimmung der Messungen von Zimm²

¹ Koeßler, P.: Theoretisches über Zweitluftzufuhr bei Rostfeuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1938) Heft 6 S. 153/156.

² Zimm, W.: Über die Strömungsvorgänge im freien Luftstrahl. Forschungsheft 234. Berlin 1921.

und Rummel¹, während Cleve² kleinere Geschwindigkeiten gemessen hat. Bei der Übertragung solcher Versuchsergebnisse auf die Verhältnisse in der Feuerung ist jedoch zu beachten, daß der kalte Zweitluftstrahl in ein heißes gasförmiges Medium eindringt. Die kinematische Zähigkeit 20grädiger Luft ($\nu = 15 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$) zu 1000grädigem Rauchgas ($\nu = 165 \cdot 10^{-6}$) verhält sich jedoch wie 1:11; zudem nimmt der Luftstrahl durch Mischung im Verlauf seines Weges selbst immer höhere Temperaturen an, so daß der Strömungsvorgang davon erheblich beeinflußt werden kann. Versuche mit kalter Luft können daher nur einen Anhalt liefern, der aber immerhin für eine zweckdienliche Ausführung der Zweitluftzuführungseinrichtungen schon ausreicht.

Der in den Feuerraum eindringende Zweitluftstrahl findet allerdings keinen unendlichen Raum mit einem ruhenden Medium vor, sondern das Gas ist ja durch Auftrieb und Zugwirkung in einer lebhaften Aufwärtsbewegung, die je nach Belastung in der Größenordnung von 4 bis 6 m/s und z. T. auch weit darüber liegt. Infolge der Ungleichmäßigkeit der Wärmeentbindung, der Luftzufuhr und der Temperatur treten auch große Geschwindigkeitsunterschiede auf. Das Verhalten zweier gegeneinander gerichteter Gasströme ist durch die Versuche und Darstellungen von Rummel (s. S. 393/397) besonders anschaulich gemacht worden; es geht daraus hervor, daß die gewünschte Mischwirkung nur erzielt werden kann, wenn die Energie beider Strahlen etwa gleich groß ist. Ein zu schwacher Strahl vermag nicht auflösend in den anderen einzudringen, er wird ihn bestenfalls etwas abdrängen, die Mischung aber bleibt unzulänglich. Will man daher über eine gewisse Länge und Breite einer Feuerung eine ausreichende Mischwirkung erzielen, so muß die Strahlgeschwindigkeit an dieser Stelle noch in der Größenordnung der Gasauftriebsgeschwindigkeit liegen. Daraus ergibt sich die notwendige Austrittsgeschwindigkeit des Zweitluftstrahles.

Gleichung (111) S. 39 gestattet, die Austrittsgeschwindigkeit aus der Düse bei gegebenen Anfangszuständen der Luft zu berechnen. Das Ergebnis ist für Luft in Abb. 129 (linke Bildhälfte) dargestellt. Es zeigt die Abhängigkeit der Austrittsgeschwindigkeit vom angewendeten Überdruck und enthüllt auch zugleich die bereits angeführten Gründe für das Versagen der früher verwendeten Oberluftzuführung ohne oder mit sehr geringem Überdruck. Diese ganz einfachen Überlegungen³ sind auch

¹ Rummel, K.: Der Einfluß des Mischvorganges auf die Verbrennung von Gas und Luft in Feuerungen. Tl. III. Arch. Eisenhüttenwes. Bd. 11 (1937/38) Heft 4 S. 163/181, bes. Abb. 104.

² Cleve, K.: Die Wirkungsweise von Wirbelluftdüsen. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 11 S. 317/322.

³ Gumz, W.: Zweitluftzuführung bei Rostfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 23 (1935) Heft 11 S. 123/124.

durch praktische Versuche bestätigt worden^{1, 2}; zur Erzielung der gewünschten Wirkung sind bei kalter Luft Überdrücke von 300 bis 400 mm W.-S. erforderlich. Besonders anschaulich ist das Meßergebnis von A. R. Mayer². Ein Druck von 177 mm W.-S. reichte zur Erzielung einer Tiefenwirkung von rund 4 m noch nicht völlig aus, bei 400 mm W.-S. dagegen ist die Mischung vollkommen, wobei schon die untere Hälfte des vorhandenen Feuerraums ausreicht (Abb. 130).

Die Vorwärmung der Zweitluft übt, wie Abb. 129 erkennen läßt, eine sehr günstige Wirkung auf die Austrittsgeschwindigkeit aus. Ein Druck

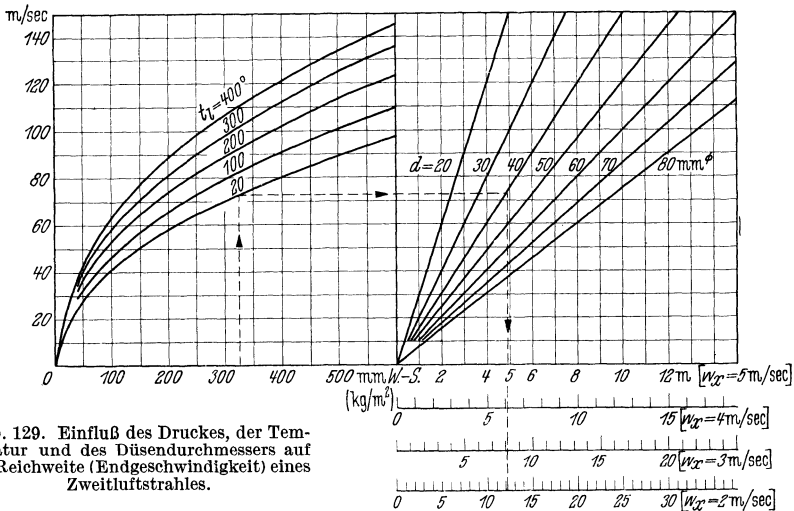


Abb. 129. Einfluß des Druckes, der Temperatur und des Düsendurchmessers auf die Reichweite (Endgeschwindigkeit) eines Zweitluftstrahles.

von 350 mm W.-S. bei 20grädiger Luft ergibt die gleiche Austrittsgeschwindigkeit wie ein Druck von 200 mm W.-S. bei 200grädiger Luft oder ein Druck von nur 140 mm W.-S. bei 400grädiger Luft, so daß der Kraftaufwand im Ventilator (bei Förderung kalter Luft und nachträglicher Vorwärmung) bedeutend verringert wird. Aber selbst beim Hochdrücken von 200grädiger Luft auf 200 mm W.-S. Überdruck ist immer noch ein rund 7% geringerer Arbeitsaufwand (gleicher Ventilatorwirkungsgrad vorausgesetzt) ausreichend, verglichen mit Kaltluft und 350 mm W.-S. Ein weiterer Vorteil der Anwendung höherer Lufttempe-

¹ Schultes, W.: Wanderrostfeuerung mit Wirbelluftzuführung. Arch. Wärme-wirtschaft. Bd. 16 (1935) Heft 5 S. 117/118.

² Mayer, A. R.: Die Wirkung der Zweitluft in der Wanderrostfeuerung. Z. bayer. Revis.-Ver. Bd. 42 (1938) Heft 4, 9/14 S. 31/33, 98/102, 107/110, 120/122, 125/129, 137/140 u. 143/146. Diss. Braunschweig 1938 — Die Vorgänge im Feuerraum eines Kessels mit Wanderrostfeuerung und ihre Änderung durch Zweitluftzufuhr. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 5 S. 148/150 — Untersuchungen über Zweitluftzufuhr in Wanderrostfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 7 S. 201/210.

raturen liegt in der schnellen Zündung der Gase bei ihrer Mischung und in der Tatsache, daß für die Verbrennung im Feuerraum die für den Rost geltenden Beschränkungen wegfallen. Trotz dieser augenfälligen

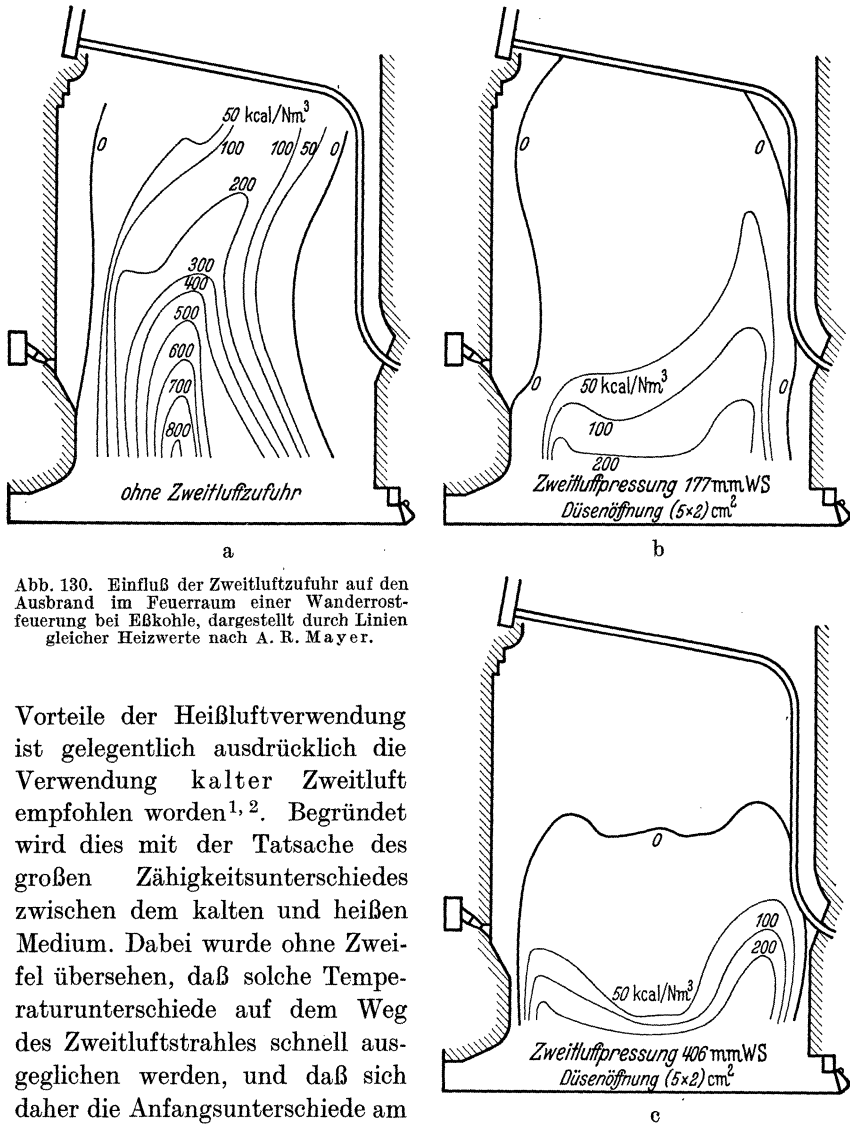


Abb. 130. Einfluß der Zweitluftzufuhr auf den Ausbrand im Feuerraum einer Wanderrostfeuerung bei EBkohle, dargestellt durch Linien gleicher Heizwerte nach A. R. Mayer.

Vorteile der Heißluftverwendung ist gelegentlich ausdrücklich die Verwendung kalter Zweitluft empfohlen worden^{1, 2}. Begründet wird dies mit der Tatsache des großen Zähigkeitsunterschiedes zwischen dem kalten und heißen Medium. Dabei wurde ohne Zweifel übersehen, daß solche Temperaturunterschiede auf dem Weg des Zweitluftstrahles schnell ausgeglichen werden, und daß sich daher die Anfangsunterschiede am

¹ Fehling, R.: Die Technik der Zuführung von Verbrennungsluft. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 11 (1930) Heft 4 S. 119/123. — Koeßler, P.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1938) Heft 6 S. 153/156.

² Koeßler, P.: Zweckmäßige Zweitluftzufuhr bei Feuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 19 (1938) Heft 7 S. 169/173.

Ort der eigentlichen Mischung kaum noch auswirken können. Bei Vergleichsversuchen ist ferner auf völlige Gleichheit der Drücke vor den Düsen zu achten; der Vorteil einer sehr mäßigen Vorwärmung (150°), wie sie A. R. Mayer anwandte, kann z. B. verlorengehen, wenn infolge des Druckabfalles in der Heißluftleitung mit einem verminderten Anfangsdruck gefahren wird. Es ist dann nur eine Frage der Bemessung der Heißluftleitungen, den Nutzen der höheren Temperatur voll in Erscheinung treten zu lassen. Nach Koeßler¹ wurde von Smirnov und Mitarbeitern² ein solcher Einfluß auch versuchsmäßig festgestellt.

Die Reichweite des aus der Düse austretenden Strahles ist nun um so größer, je höher der Anfangsdruck bzw. die Anfangsgeschwindigkeit und je größer der Düsendurchmesser ist. Dieser Einfluß ist auf der rechten Seite der Abb. 129 dargestellt. Das Schaubild gestattet also, wenn Druck und Temperatur der Luft und der Düsendurchmesser gegeben sind, auf den rechten Abszissenmaßstäben abzulesen, nach wieviel m Weg (bei nicht abgelenkter Strömung) die Zentralgeschwindigkeit auf 5, 4, 3 bzw. 2 m/s abgesunken ist. Dies gibt einen Anhalt für die Tiefenwirkung des Strahles und damit für die Bemessung der Düsen und des Druckes. Die Düsenform spielt nach Cleve und Müller³ keine Rolle, auch die Frage Flachdüse oder Runddüse ist nicht entscheidend; die Runddüse ist vorzuziehen, wo es auf große Reichweiten ankommt, da der runde Strahl die geringste Oberfläche bietet.

Die Düsendurchmesser wird man etwa zwischen 30 bis 60 mm wählen, dabei kommt es sehr auf die Feuerraumbreite, die gewünschte Reichweite und die Düsenanordnung an. Sofern man mit der Reichweite auskommt, ist die Anordnung einer größeren Anzahl kleinerer Düsen vorteilhaft, besonders wenn man noch die Düsen einzeln (oder in Gruppen) abschaltbar macht, wie dies Mortensen⁴ vorgeschlagen hat. Um den ganzen Querschnitt des Feuerraums in gleicher Weise zu erfassen und zu durchwirbeln, empfiehlt Cleve⁵ Düsen von größerer und geringerer Reichweite (also von größerem und kleinerem Durchmesser) abwechselnd anzuordnen. Bei Lokomotivkesseln verwendet Farmakowsky⁶, nachdem sich die von hinten oberhalb des Feuerschirms eingeführten Dampfstrahl-Luftdüsen

¹ Koeßler, P.: Zit. S. 347.

² Smirnov, A. P., V. A. Uspenskij u. S. V. Tatiščev: *Teplo i Sila* Bd. 13 (1937) Heft 9 S. 10/15.

³ Cleve, K., u. R. Müller: Über die Wirkungsweise von Rußbläsern. *Arch. Wärmewirtsch.* Bd. 21 (1940) Heft 1 S. 17/19.

⁴ Mortensen: Zweitluftzuführung zum Einhalten des wirtschaftlichen CO_2 -Gehalts der Rauchgase. *Wärme* Bd. 60 (1937) Heft 49 S. 799/801.

⁵ Cleve, K.: Die Wirkungsweise von Wirbelluftdüsen. *Feuerungstechn.* Bd. 25 (1937) Heft 11 S. 317/322, bes. Abb. 13.

⁶ Farmakowsky, W.: Braunkohlenverfeuerung auf normalem Lokomotivrost in Jugoslawien. *Lokomotive* Bd. 37 (1940) Heft 4 S. 47/54.

von Erdelji nicht bewährt hatten, weil die Düsen zu schnell abbrannten, besondere Düsenköpfe, die eine Vorwärmung der Luft gestatten (Glühköpfe), und schickt bei geöffneter Feuertür, also abgestellter Luftzufuhr, Kühldampf durch die Düsen. Die Einführung erfolgt durch hohle Stehbolzen, das bedingt eine weitgehende Aufteilung in Strahlen von kleinem Durchmesser, was aber bei der geringen Reichweite, die im Lokomotivkessel notwendig ist (= halbe Feuerbuchsbreite), durchaus angängig und empfehlenswert ist.

Grundsätzlich muß sich die Anordnung der Düsen nach den Erfordernissen der Feuerraumkonstruktion und des Brennstoffes richten. Am bequemsten und wirkungsvollsten und daher auch am meisten verbreitet ist die Zuführung von der Stirnwand, etwa oberhalb des Zündgewölbes (soweit ein solches vorhanden ist). Sie hat den Vorteil, daß, soweit die Verbrennung der flüchtigen Bestandteile vorne noch nicht beendet wird, eine Abdrängung der heizwertreichen Schichten nach hinten in den Bereich höherer Luftüberschüsse erfolgt. Die gleichzeitige Einblasung von Luft von hinten würde die Wirkung noch verstärken, setzt aber voraus, daß die Düsen der Rückwand eine gute Reichweite besitzen, da sie ja anderenfalls den Luftüberschuß der hinteren Rostzonen nur noch vergrößern würden. Zusätzliches Einblasen von der Seite wäre bei sehr breiten Feuerungen zu erwägen. Bei Anwendung zahlreicher Düsen ist auch eine Einblasung in zwei oder mehreren Ebenen ganz vorteilhaft, dagegen konnte Rummel¹ nachweisen, daß versetztes Gegeneinanderblasen nicht zu der Bildung eines großen kreisenden Wirbels führt, wie man vielleicht erwarten könnte.

Zur weitgehenden Ausnutzung des Feuerraums wäre die Einblasung möglichst dicht über dem Feuerbett notwendig, soweit dies — besonders bei Anordnung der Düsen in der Stirnwand — aus konstruktiven Gründen nicht möglich ist, richtet man den Strahl etwas schräg nach unten. Bei drucklosem Einziehen von Oberluft, wobei ja nach allem Vorstehenden nur eine sehr beschränkte Mischwirkung zu erwarten ist, wendet Bader² eine Zuführung durch den hohlen Schichtregler an dessen unterem Ende an, womit die Luft sehr dicht über dem Brennstoffbett eintritt und eine Abkühlung des Zündgewölbes vermieden wird.

Die Zweitluftmenge muß so bemessen werden, daß die Erstluftmenge ausreichend groß bleibt und ihre Kühlwirkung auf den Rostbelag nicht einbüßt, daß ferner der Luftüberschuß nicht ansteigt und daß trotzdem der ganze Feuerraumquerschnitt von der Verwirbelung erfaßt wird. Da es ja weniger auf eine Zuführung der Luft zur Verbrennung der flüchtigen Bestandteile ankommt, als vielmehr auf eine Durchmischung des ganzen Feuerrauminhaltes, der ja im Durchschnitt noch einen ausreichenden Luftüberschuß besitzt, so wird man die Zweitluftmenge hauptsächlich

¹ Siehe Fußnote 1 S. 392, bes. Abb. 113/117.

² DRP. 618172.

nach den Bedürfnissen dieser Mischwirkung und weniger nach dem Gasgehalt der Kohle bemessen. Schon mit 5% der Gesamtluftmenge¹ wurden bei einer Fettkohle sehr günstige Ergebnisse erzielt, man kann daher im allgemeinen mit etwa 8...12% auskommen und soll diese Werte möglichst nicht allzu weit überschreiten. Zahl und Anordnung der Düsen und Luftdruck müssen dann den räumlichen Gegebenheiten des Feuer-raums angepaßt werden.

Da abnehmender Druck die Reichweite stark beeinträchtigt, erfolgt die Regelung in Abhängigkeit von der Kesselbelastung zweckmäßig durch die Abschaltung einzelner Düsen oder Düsendruppen. Ob sich dabei eine automatische Regelung oder die Einrichtung regelbarer Düsen (z. B. Querschnittsveränderung durch einschiebbare Kegel, Flachdüsen mit verstellbarer Schlitzbreite oder dergleichen) wirtschaftlich rechtfertigen läßt, wird von der Größe der Anlage abhängen.

Außer bei Rostfeuerungen ist die Zweitluft- oder Drittluftzuführung auch bei Düsenfeuerungen (Kohlenstaub-, Öl- und Gasfeuerungen) von Vorteil, worauf bei den einzelnen Feuerungsarten noch zurückzukommen sein wird. Als Mittel zur Durchwirbelung ist auch Dampf vorgeschlagen und mit Erfolg angewandt worden, im allgemeinen dürfte aber Dampf für diesen Zweck zu teuer und darum unwirtschaftlich sein. Auch Rauchgase ließen sich verwenden, es fällt dabei die Möglichkeit einer CO₂-Verschlechterung weg, auch wenn man größere Mengen einführen würde. Bisher hat man von dieser Möglichkeit nur in Verbindung mit Flugkoksrückführungsanlagen^{2, 3} Gebrauch gemacht, die man zweckmäßig so einrichten wird, daß sie nicht nur als pneumatische Fördereinrichtungen, sondern zugleich als Misch- und Wirbeleinrichtungen wirken.

Die Kohlenstaubfeuerung.

Die Kohlenstaubfeuerung hat nach dem Weltkrieg eine geradezu stürmische Entwicklung durchlaufen. Teils waren es neue wirtschaftliche und technische Voraussetzungen (Großkesselbau, Zwang zur Mechanisierung, Steigerung der Wirtschaftlichkeit, eine hohe Preisspanne zwischen den Rostbrennstoffen und den rostschwierigen Feinkohlen), teils spielte das ausländische, besonders das amerikanische Vorbild eine Rolle, und endlich war der Rostfeuerungsbau den neuen Aufgaben nicht sofort voll gewachsen. Diese Entwicklung gab jedoch auch den Rostkonstruktionen einen ungeheueren Ansporn, dem wir die Entstehung

¹ Schultes: a. a. O., vgl. Fußnote 1 S. 346.

² Becker, B.: Fördermittel für die Flugkoksrückführung. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 11 S. 340/341.

³ Noß, P.: Einfluß der Flugkoksrückführung auf Feuerführung und Staubentwicklung bei Wanderrosten. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 9 S. 233 bis 236.

neuer leistungsfähiger Bauarten und den heute erreichten hohen Stand der Feuerungstechnik verdanken. Die Verbreitung der Kohlenstaubfeuerung verlangsamte sich daher zunehmend, zumal sich, bei allen Vorzügen, mit dem steigenden Energiebedarf der Wirtschaft eine vorher wenig beachtete Frage, die Flugstaubfrage, stark in den Vordergrund schob. Die Entwicklung brach jedoch keineswegs ganz ab, Vereinfachungen der Staubfeuerung und besonders der Staubaufbereitung, wie sie unter anderem das große Verdienst Bernhard Krämers sind, der durch seine Mühlenfeuerung vor allem das Gebiet der Rohbraunkohlenverfeuerung erschloß, verschafften der Staubfeuerung wieder neuen Auftrieb. Auch heute ist die technische Entwicklung keineswegs abgeschlossen, und der Wettstreit zwischen Staub- und Rostfeuerung wirkt weiter anregend auf beide Bauarten ein. Es ist verständlich, daß um die Kohlenstaubfeuerung ein außerordentlich reiches Schrifttum entstanden ist, dessen Anführung allein einen stattlichen Band füllen würde¹.

Die physikalischen Bedingungen für den Wärme- und Stoffaustausch, wie sie beispielsweise in Gl. (517) S. 296 zum Ausdruck kommen, lassen erkennen, wie die Staubverbrennung zu leiten ist, um das Ziel einer größtmöglichen Leistung auf kleinstem Raum und mit wirtschaftlichstem Wirkungsgrad zu erreichen ist. Hierzu soll:

1. die Zündung sichergestellt und die Zündzeit möglichst kurz sein,
2. die Brennzeit möglichst kurz sein,
3. die Temperatur der Gase und der Schwebeteilchen (Flugstaub, Flugschlacke) so weit gesenkt sein, daß beim Auftreffen auf die Heizflächen keine Verschmutzung oder Verschlackung eintritt,
4. der Aufwand für die Trocknung und Mahlung und der Verschleiß der Mühlen und Sichter möglichst gering sein.

Diese Forderungen widersprechen zum Teil einander, so daß die wirtschaftlichste Lösung durch ein sorgfältiges Abgleichen der einzelnen Maßnahmen gefunden werden muß, wobei im einzelnen zu prüfen ist, welches Mittel in Fällen, wo mehrere Wege zur Verfügung stehen, den größten Erfolg verspricht und die übrigen Forderungen am wenigsten verletzt.

In Gl. (517) sind solche Faktoren enthalten, die Stoffeigenschaften des verfeuerten Brennstoffs verkörpern, so das spez. Gewicht und der

¹ Für das Schrifttum bis Mitte 1930 liegt eine vollständige Sammlung vor, die jedoch leider noch nicht fortgesetzt worden ist: Kna bner, O.: Das Schrifttum über Kohlenstaub. 23. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrats. Berlin 1930. — Als Überblick über Konstruktionen und Anwendungsmöglichkeiten der Kohlenstaubfeuerungen sei verwiesen auf H. Bleibtreu: Kohlenstaubfeuerungen. 2. Aufl. Berlin 1930. — Schrifttum über Mühlen- und Naßkohlenfeuerungen vgl. S. 364 u. 367, über die theoretischen Grundlagen s. W. Gumz: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen. Berlin 1939.

Gehalt an flüchtigen Bestandteilen, dazu kommen für die Aufbereitung des Kohlenstaubes Härte und Mahlbarkeit, Gehalt an Asche und deren Zusammensetzung (Gehalt an Pyrit und anderen, schwer mahlbaren und stark schleißenden Bestandteilen), Feuchtigkeit, Backneigung und Korngröße im Anlieferungszustand. Daraus ergeben sich Gesichtspunkte für die Brennstoffauswahl. In den meisten Fällen ist jedoch die Aufgabenstellung gerade umgekehrt, der Brennstoff ist gegeben, und die Feuerung muß ihm angepaßt werden. Als Vorteil der Kohlenstaubfeuerung ist es ja gerade anzusprechen, daß sie am wenigsten brennstoffabhängig ist und daher diese Aufgabe unter den verschiedenartigsten Voraussetzungen zu lösen gestattet.

Über Mahlung und Mahlbarkeit vgl. S. 100 und 104. Der Kraftbedarf ist abhängig vom Brennstoff, seinem Aschen- und Wassergehalt, der Mühlenbauart und der gewünschten Mahlfeinheit.

Der Zündvorgang (s. S. 308/311) wird vom Brennstoff selbst, der Temperatur der Umgebung, den Möglichkeiten der Wärmeübertragung an den Brennstoff und von dem Brennstoff-Luft-Verhältnis (der Staubdichte) beeinflusst. Die Temperatur der Brennstoffoberfläche ist das Ergebnis der Wärmebilanz, die sich aus Wärmezuführung durch Strahlung und Konvektion und der eigenen Wärmeentwicklung einerseits und aus der Wärmeabgabe durch Strahlung und Konvektion, Wärmeableitung durch Leitung nach dem Korninneren und Wärmeverbrauch für Resttrocknung, Entgasung und Aufheizung der Teilchen andererseits ergibt. In einer Umgebung, deren Temperatur höher liegt als die Zündtemperatur, wird daher die Wärmezufuhr den Wärmeverbrauch um so schneller überholen, je geringer der Korndurchmesser ist; hohe Lufttemperatur der Trägerluft und Feinmahlung sorgen daher für eine Verkürzung der Zündzeit. Mit Rücksicht auf die Rückzündungsgefahr ist bei leicht zündenden Brennstoffen jedoch die Trägerlufttemperatur beschränkt. Bei kalter Trägerluft kann die Zündwärme nur durch Strahlung und erst nach Zumischung von heißen Gasen aus dem Feuerraum durch die Einsaugung in den expandierenden Trägerluftstrahl auch durch Konvektion zugeführt werden. Je feinkörniger der Staub in diesem Falle ist, um so schneller gibt er die ihm zugestrahlte Wärme durch Konvektion an die Trägerluft ab, um so schwerer ist er zu zünden. Auf dieser Wirkung beruht z. B. die Gesteinstaubsperrre. Der Staub muß daher unter diesen Bedingungen etwas gröber sein, worin ein grundsätzlicher Nachteil kalter Trägerluft besonders bei schwer zündenden Brennstoffen zu sehen ist. Bei reiner Strahlungszündung — wie sie durch die nicht zu verhindernde Mitwirkung der Konvektion in dieser reinen Form praktisch nicht vorkommt — ergibt sich daher ein Verlauf der Zündzeitkenngröße nach Traustel¹, der bei endlichem Luftüberschuß von Null beim

¹ Traustel, S.: Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 2 S. 25/28.

Korndurchmesser Null bis zu einem Höchstwert ansteigt („Schlechtestzündung“), dann auf einen Mindestwert abfällt („Bestzündung“) und von dort wieder langsam steigt. Bei unendlichem Luftüberschuß liegt die „Schlechtestzündung“ im Unendlichen, d. h. es entsteht hier — wie praktisch auch schon bei sehr großen Luftüberschüssen — eine Zündlücke für Feinststaub.

Ist die Trägerluftmenge groß, so wird es trotz der Mitwirkung der Konvektion lange dauern, bis die ganze Luftmenge auf so hohe Temperatur erwärmt ist, daß die Wärmeabgabe verlangsamt und die Zündtemperatur erreicht wird, die Trägerluftmenge muß daher, wenn sie kalt oder nur wenig vorgewärmt ist, soweit als möglich beschränkt werden und soll das zur Staubbförderung notwendige Maß möglichst wenig überschreiten. Da der Kohlenstaub ein unhomogenes Korngemisch darstellt, wird die Zündung bei heißer Trägerluft beim Feinstkorn, bei kalter Trägerluft bei einer mittleren Korngröße zuerst einsetzen, danach aber eine beschleunigte Aufheizung eintreten, die dann alle Korngrößen erfaßt. Der Zündweg ergibt sich aus der Zündzeit und der Austrittsgeschwindigkeit des Strahles; er wird bei kalter Trägerluft stets länger sein als bei heißer. Seine Länge stellt einen Verlust an Brennweg dar, was bei schwer zündenden, mageren und aschenreichen Brennstoffen daher stark ins Gewicht fallen kann, vor allem auch dadurch, daß sich die Entwicklung der Verbrennungshöchsttemperaturen unerwünscht weit verlagert und abgesehen von Ausbrandschwierigkeiten, auch zu Heizflächenverschlackungen führen kann.

Der Brennstoff ist, soweit man vor allem den Verbrennungsvorgang und die durch konstruktive und betriebliche Maßnahmen beherrschbaren Einflußgrößen ins Auge faßt, abhängig von der Korngröße (Mahlfeinheit) und der Relativgeschwindigkeit zwischen Gas (Luft) und Korn. Feinmahlung und vor allem Beschränkung des auftretenden Korngrößenhöchstwertes verkürzt die Brennzeit, wie Abb. 108 (S. 298) zeigt. Die Kornverteilungskurve bestimmt ihrerseits, wie aus den Ausführungen S. 246/251 hervorgeht, die Temperaturverteilung, da ja die Abbrandgeschwindigkeit der einzelnen Teilchen ganz verschieden groß ist. Mit einem „Gleichkorn“ haben wir es ja beim Kohlenstaub nie zu tun, die Betrachtungen über die Vorgänge in den Feuerungen müssen daher von der Tatsache ausgehen, daß die Kornverteilungskurve mit der Brennzeitkurve sinngemäß zu verknüpfen ist¹. Dabei ergeben sich noch folgende gegenseitige Einflüsse der Teilchen untereinander: Nehmen wir eine durchweg vollzogene Zündung aller Teilchen (also eine bestimmte Zündebene) als Ausgangspunkt unserer Betrachtung an, so werden zunächst die feinsten Teilchen schnell abbrennen, die größeren langsam.

¹ Hottel, H. C., u. I. McC. Stuart: Space requirement for the combustion of pulverized coal. Ind. Engng. Chem. Bd. 32 (1940) Heft 5 S. 719/730.

Wäre alle Luft als Erstluft zugeführt worden — was aus Gründen des Zündvorganges nur bei hoher Luftvorwärmung empfehlenswert ist — so würde der Luftüberschuß vom Wert Unendlich bei Beginn der Verbrennung schnell herunterfallen. Die feinsten Teilchen werden also nicht nur deshalb schnell vollständig verbrennen, weil sie physikalisch den Stoffaustausch begünstigen, sondern auch, weil sie das größte Sauerstoffkonzentrationsgefälle vorfinden; die groben Teilchen dagegen werden ihren Sauerstoffbedarf aus einer schnell ärmer werdenden Gasatmosphäre schöpfen, und ihre Brennzeit wird dadurch weiter verlängert, ja ihr völliger Ausbrand fast unmöglich gemacht. Für sie ist der Umweg über die Vergasung als Ausweichmöglichkeit wichtig. Führen wir den Brennstoff dagegen mit einer aus Gründen schneller Zündung beschränkten Trägerluftmenge ein, so wird ihr Sauerstoff vom Feinkornanteil sehr schnell, etwa in den ersten Zehntelsekunden, aufgebraucht sein, die Verbrennung kommt zum Stillstand und die Flamme wird dadurch ganz bedeutend verlängert. Nunmehr muß weiterer Sauerstoff zugeführt werden, eine Aufgabe, die aber deswegen ganz besonders schwierig ist, weil ja die Schwebeteilchen nun mit einer Gashülle umgeben sind, die durchbrochen werden muß. Mit der Anwendung hoher Geschwindigkeiten allein ist es nicht getan, denn das Staubteilchen wird ja jeder Gasbewegung auszuweichen trachten.

Bei älteren Ausführungsformen der Kohlenstaubfeuerung mit U-Flamme wurde beispielsweise der Staub mit der Trägerluft und einem Teil der Zweitluft von oben eingeblasen, ein anderer Teil der Zweitluft (Drittluft) durch die Feuerraumstirnwand, manchmal auf ihrer ganzen Höhe, mit geringer Geschwindigkeit zugeführt. Der Erstluftsaauerstoff war verbraucht, ehe die Flamme die erste Stirnwandöffnung erreicht hatte. Diese Luft konnte dann aber den meist scharf ausblasenden Strahl keineswegs durchdringen, sondern ihn allenfalls etwas abdrängen, was für die Haltbarkeit des feuerfesten Mauerwerks zwar sehr erwünscht war, während die Mischwirkung aber und damit die Verbrennungsgeschwindigkeit äußerst gering blieb. Neben anderen grundsätzlichen Nachteilen dieser Bauart — so ist z. B. die unterschiedliche Länge der inneren und äußeren Strombahnen zu nennen, der zufolge ein Teil der Flamme auf kurzem Wege in die Heizflächen gerissen wurde und zu unsauberem Ausbrand Veranlassung gab — konnte trotz guter Ausmahlung die Feuerraumbelastung nur sehr niedrig gehalten werden ($100 \dots 150\,000$ kcal/m³h), niedriger als man bei der Brennzeit des Staubes hätte erwarten können. Der andere Gedanke, der bei dieser Konstruktion Pate gestanden haben mag, daß durch die Flammenumkehr eine Ausschleudung von Flugasche und Grobkorn erfolgen oder zumindest begünstigt werden sollte, erwies sich auch als ein Trugschluß. Die aerodynamischen Voraussetzungen sind hierzu viel zu ungünstig: hohe Temperatur,

große Staubfeinheit, großer Krümmungsradius, mäßige Geschwindigkeit! Auch bei der Schlackenbodenfeuerung, bei der Kohlenstaubzusatzfeuerung und bei der Mühlenfeuerung wurden anfangs derartige Erwartungen gehegt und z. T. konstruktiv unterstützt, ohne daß der Erfolg in dem erwarteten Maße eintrat.

Um diesen Nachteilen zu begegnen, ist es also zunächst einmal notwendig, die Zweitluft so schnell und so nahe an die Zündebene heranzuführen, wie nur möglich, also am besten durch den Brenner selbst. Die Zweitluftaustrittsgeschwindigkeit soll von gleicher Größenordnung sein wie die der Erstluft; überdies ist es vorteilhaft, diese Zweitluft so hoch wie möglich vorzuwärmen. So sind die verschiedenen Brennerkonstruktionen entstanden, die die Luft um den Erstluftstrahl herum zuführen, und die in irgendeiner Form eine Wirbelung herbeizuführen versuchen und darum meist als „Wirbelbrenner“ bezeichnet werden. Das Wesentlichste an diesen Brennern ist aber nicht die Wirbelung — wobei es noch dahingestellt bleibe, ob die beabsichtigte Wirbelung überhaupt eintritt und einen Zweck hat; mit dem Begriff der Wirbelung ist ja im Feuerungsbau viel Unfug getrieben worden —, sondern die Tatsache, daß sie überhaupt die Luft an der Stelle zur Verfügung stellen, wo sie gebraucht wird. Sehr vorteilhaft und flammenverkürzend ist daher die Maßnahme, den Brenneraustritt in mehrere Erstluftdüsen aufzulösen, die alle von Zweitluftdüsen umgeben sind, womit schon einmal eine gute makroskopische Staub-Gas-Luft-Verteilung gewährleistet ist (Vielstrahlbrenner¹). Dies kann durch schachbrettartige Auflösung des Brennermundes, durch Anordnung der Erstluftdüsen im Kreis, ja auch schon durch konzentrische Rohre erfolgen, die innen Zweitluft, im ersten Ringspalt das Erstluft-Staub-Gemisch und im Außenring wieder Zweitluft, gegebenenfalls in einem weiteren Kreis Drittluft zuführen. Gegenüber ganz ausgeklügelten Brennerformen in der früheren Entwicklungszeit der Kohlenstaubfeuerung kann man heute eine wesentliche Vereinfachung der Brennerkonstruktionen feststellen. Viel wichtiger ist ja die Frage der zweckmäßigsten Brenneraustrittsgeschwindigkeit und der Brenneranordnung im Feuerraum.

In Gl. (517) ist zum Ausdruck gekommen, daß die Brennzeit um so kürzer ist, je höher die Relativgeschwindigkeit zwischen dem Traggas und den Schwebeteilchen ist. Bei einem reinen Schwebevorgang ist diese Relativgeschwindigkeit aber eine gegebene Größe, nämlich die Schwebegeschwindigkeit (s. S. 34/37), die ihrerseits von der Brennstoffwichte, dem Korndurchmesser und von der Temperatur abhängig ist [Gl. (102/107) S. 35/36]. Können wir in der Staubfeuerung, abgesehen von dem Mittel der Feinmahlung, die Relativgeschwindigkeit überhaupt beeinflussen? Durch eine Verwirbelung von Traggas und Luft geht es

¹ Rademacher, H.: Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 11 S. 200.

offenbar nicht, denn damit wird ja die Schwebegeschwindigkeit nicht berührt. Damit kommen wir zu der Frage der Einblasegeschwindigkeit. Bei dem pneumatischen Fördervorgang des Staubes durch seine Trägerluft wird das Staubteilchen zunächst beschleunigt, hierzu ist nach Gl. (108) ein beträchtlicher Beschleunigungsweg erforderlich, den wir dem Staub-Luft-Gemisch zur Verfügung stellen müssen, wenn wir eine hohe Staubgeschwindigkeit erzielen wollen. Dieser Weg muß natürlich gerade sein, da der Staub in Krümmungen wieder abgebremst wird und neu beschleunigt werden müßte. Die erreichbare Höchstgeschwindigkeit ergibt sich aus Gl. (110). Tritt nun der Strahl aus der Düse oder dem Rohr in den Feuerraum aus, so wird die Trägerluftgeschwindigkeit nach den Gesetzen des Freistrahls (s. S. 40) rasch absinken, das feste Schwebeteilchen dagegen kraft seiner lebendigen Energie und seiner größeren Masse gewissermassen aus seiner Gashülle herausfliegen und auf einem gewissen Weg, dem Bremsweg, auf die zugehörige geringere Schwebegeschwindigkeit abgebremst werden. Dabei können Relativgeschwindigkeiten auftreten, die die reine Schwebegeschwindigkeit erheblich überschreiten, Wärme- und Stoffaustausch werden also lebhafter, Zündzeit (in heißer Umgebung — und die Trägergastemperatur nimmt ja durch Gaszumischung schnell zu) und Brennzeit also entsprechend gekürzt. Die rechnerische Behandlung dieser Vorgänge ist schwierig, aus einer überschläglichen Betrachtung ergibt sich jedoch — in Übereinstimmung mit Beobachtungen aus der Praxis der Kohlenstaubfeuerungen — bei 30 m/s Austrittsgeschwindigkeit und für ein Teilchen von 0,3 mm \varnothing eine Brennzeitverkürzung um 38%¹ gegenüber der Verbrennung in der Schwebefeuerung. Darauf beruht der Vorteil der Brennerfeuerung gegenüber der reinen Schwebefeuerung, wo von dieser Wirkung kein oder nur beschränkt Gebrauch gemacht werden kann. Den Ausblasegeschwindigkeiten sind selbstverständlich auch Grenzen gesetzt, zunächst solche rein wirtschaftlicher Art, so steigen mit wachsender Geschwindigkeit die Reibungsverluste und zugleich die Schleißwirkung. In feuerungstechnischer Hinsicht wurde schon darauf hingewiesen, daß der Zündweg verlängert, also ein größerer Teil des verfügbaren Raumes in Anspruch genommen wird. Der Vorteil wird daher bei sehr großen Geschwindigkeiten wieder aufgehoben, die Zündung kann schließlich abreißen. Die Reichweite der Strahlen muß dem verfügbaren Raum angepaßt sein, und da die Diagonale im Grundriß der Feuerung den längsten Weg darstellt und die Gefahr einer Beaufschlagung der gegenüberliegenden Wand verringert, ist Diagonaleinblasung oder, was praktisch auf etwa das gleiche hinausläuft, Tangentialeinblasung an einen kleinen gedachten Kreis in der Feuerraummitte am vorteilhaftesten. Wenn im Schrifttum vielfach

¹ Gumz, W.: Theorie und Berechnung der Kohlenstaubfeuerungen, S. 47/48 u. 64/65. Berlin 1939.

so großer Wert auf die Bemessung dieses gedachten Kreises gelegt wird oder eine Bahn für die Strahlmitte eingezeichnet wird, die sich in vielen Windungen durch den Raum schraubt, so handelt es sich dabei um willkürliche, aber aerodynamisch ganz unmögliche Bahnen. Aus der Zusammensetzung der Geschwindigkeiten bzw. der Geschwindigkeitsquadrate des senkrechten Gasauftriebes und der waagrecht eingeblasenen Strahlen ergibt sich ohne weiteres, daß die Drehung nur einen Bruchteil eines vollen Kreises ausmacht. Wenn man überhaupt von einer Wirbelfeuerung sprechen will, so ist nicht an die Gasbewegung als Ganzes, sondern an die Wirbelablösung am einzelnen Staubteilchen zu denken, das aus seiner Gashülle herausschießt.

Die Möglichkeit einer weiteren Gas-Luft-Mischung und einer Beeinflussung der Flammenlänge durch Drittluft in gleicher Weise wie bei der Zweitluftzuführung bei Rostfeuerungen ist auch bei der Staubfeuerung gegeben. Sie ist sinnvoll besonders dort, wo aus konstruktiven Gründen die Einblasung von einer Seite (z. B. von der Stirnseite) her erfolgt, und wo ein Schutz der Rückwand vor Stichflammenwirkungen, Erosionen und Schlackenansätzen erzielt werden soll. Wird Erst- und Zweitluft möglichst knapp gehalten, so ist ja infolge Mangels an nutzbarem Konzentrationsgefälle des Sauerstoffs der Ausbrand erschwert und die Verbrennung geht in eine Vergasung über. Die Verbrennung dieses Gases kann dann in gleicher Weise gelöst werden, wie in einer Gasfeuerung oder oberhalb des Brennstoffbettes in einer Rostfeuerung, d. h. es muß eine möglichst innige Gas-Luft-Mischung herbeigeführt werden, wobei die gleichen Gesichtspunkte Anwendung finden, die wir S. 342/350 erörtert haben.

Die Höhenlage der Brenner ist so zu treffen, daß der Feuerraum möglichst vollständig ausgenutzt werden kann. Wo konstruktiv keine zwingenden Gründe vorliegen, ist immer eine Verbrennung im aufsteigenden Gasstrom vorzuziehen, sie läßt etwas höhere Feuerraumbelastungen zu als ein waagerechter Gasstrom, wie er notwendigerweise angewendet wird in Flammrohrkesseln, Herdöfen, Wärmeöfen und Drehöfen, während absteigender Gasstrom die Aufenthaltszeit besonders der größeren Staubteilchen im Feuerraum kürzt und darum feinere Ausmahlung verlangt. Im senkrecht aufsteigenden Gasstrom ist nach dem Abklingen der Wirkung der Einblasegeschwindigkeit der Weg des einzelnen Staubteilchens gegeben zu

$$l = [w_g - (w_s)_m] \cdot z, \quad (520)$$

darin ist

- w_g [m/s] die (mittlere) Gasgeschwindigkeit,
- w_s [m/s] die Schwebegeschwindigkeit,
- $(w_s)_m$ [m/s] die mittlere Schwebegeschwindigkeit,
- z [s] die Brennzeit.

Grobkorn mit hoher Schwebegeschwindigkeit wird sich also länger im Feuerraum aufhalten als Feinkorn, so daß sich die Brennzeitunterschiede etwas ausgleichen. Einen Anhalt für diese Sichterwirkung des Feuerraums gibt Abb. 131, in welcher mit etwas vereinfachenden Annahmen gerechnet worden ist, und zwar einer mittleren Gastemperatur von 1250°C und einer Rohwichte des entgasten Kohlenstaubteilchens

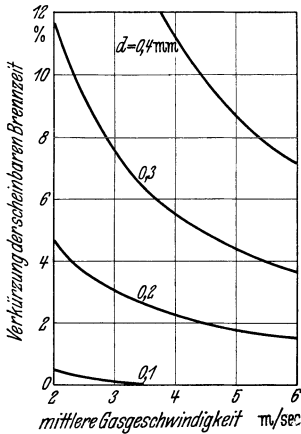


Abb. 131. Scheinbare Brennzeitverkürzung durch die Sichterwirkung im aufsteigenden Gasstrom in Abhängigkeit von der mittleren Gasgeschwindigkeit.

von $\gamma = 800 \text{ kg/m}^3$; als Ordinate ist die Verkürzung der Brennzeit in % angegeben. Durch die verlängerte Aufenthaltszeit der größeren Staubteilchen ergibt sich eine Verlängerung der Aufenthaltszeit oder eine Verkürzung der Brennzeit zu einer „scheinbaren Brennzeit“, definiert durch

$$z_{\text{sch}} = \frac{l}{w_g} [\text{s}]. \quad (521)$$

Diese Verlängerung der Aufenthaltszeit um den Betrag

$$\frac{w_g}{w_g - (w_s)_m}$$

beträgt z. B. bei $d = 0,3 \text{ mm}$ Teilchendurchmesser, $t = 1257^\circ\text{C}$, $\gamma = 800 \text{ kg/m}^3$ das 1,0554fache, entsprechend einer Brennzeitverkürzung von 5,54%. Da der wirkliche Temperaturverlauf eine dauernde Ver-

änderung der Gasgeschwindigkeit hervorruft, so muß der notwendige Brennweg l entweder abschnittsweise ermittelt werden oder näherungsweise ein Mittelwert eingesetzt werden.

Die mittlere Gasgeschwindigkeit ergibt sich aus dem sekundlichen Gasvolumen

$$\frac{B \cdot (V_n)_{t_m}}{3600}, \quad (522)$$

mit $B \text{ kg/h}$ verfeuerter Brennstoffmenge und $(V_n)_{t_m} \text{ m}^3/\text{kg}$ wirklichem Gasvolumen bei der Luftüberschußzahl n und der mittleren Gastemperatur t_m und dem Querschnitt $F [\text{m}^2]$ des Feuerraums zu

$$w_{gm} = \frac{B \cdot (V_n)_{t_m}}{3600 \cdot F} [\text{m/s}]. \quad (523)$$

Die Brennkammerhöhe (= Länge des Brennweges) ist dann

$$l = w_{gm} \cdot z [\text{m}], \quad (524)$$

wenn z die notwendige Aufenthaltszeit (= Brennzeit) des größten noch ausbrennenden Teilchens bedeutet. Im aufsteigenden Gasstrom ist

dabei mit der oben definierten scheinbaren Brennzeit zu rechnen, es ist also

$$l = w_{gm} \cdot z_{sch} \quad [\text{m}]. \quad (524a)$$

Die Wärmebelastung der Brennkammer ($\text{kcal/m}^3 \text{ h}$) ist dann gleich der entwickelten Wärme

$$Q = B \cdot (H_u + I_l) \quad (525)$$

stündlich verfeuerte Brennstoffmenge mal (Heizwert + Wärmeinhalt der Verbrennungsluft), dividiert durch das nutzbare Kammervolumen $F \cdot l$, also nach Gl. (523) bis (525)

$$q = \frac{Q}{F \cdot l} = \frac{(H_u + I_l) \cdot 3600}{(V_n)_{tm} \cdot z_{sch}} \quad [\text{kcal/m}^3 \text{ h}]. \quad (526)$$

Dieser Kennwert der Brennkammerbelastung¹ ist jedoch nur als Überschlagswert verwendbar, er erreicht in den heutigen, wassergekühlten Brennkammern Werte von 250 000 bis 350 000 $\text{kcal/m}^3 \text{ h}$.

Die Temperatur spielt im Bereich der vorkommenden Verbrennungstemperaturen nur eine untergeordnete Rolle, im Verlauf der Entwicklung hat man daher mehr und mehr die Scheu vor einer starken Wasserkühlung der Wände, des Bodens und der Decke der Verbrennungsräume verloren, ohne daß dadurch feuerungstechnische Nachteile in Kauf genommen oder die Belastbarkeit nachteilig beeinflusst worden wäre. Bedingung für die untere Belastungsgrenze der Feuerung ist die Aufrechterhaltung einer einwandfreien Zündung, Bedingung für die obere Belastungsgrenze die ausreichende Abkühlung des Gases und seiner Schwebeteilchen (Flugschlacke), so daß eine Heizflächenverschlackung nicht mehr eintritt. Aus diesem Grunde kann man, abgesehen davon, daß die Rechnung infolge ihrer vereinfachenden Annahmen ja nur sehr roh ist und die Flammenform und Flammenlänge nicht erfaßt, den Feuerraum nicht nach der errechneten Kammerbelastung auslegen, sondern muß vor allem auf eine ausreichende Abkühlung achten. Die Entwicklung zur Hochleistungsfeuerung drängt daher zur Schmelzkammerfeuerung.

Die Zündung² im kalten oder nur schwach belasteten Kessel muß durch Hilfsbrenner sichergestellt werden, wozu früher vorzugsweise Ölbrenner, wo Gas vorhanden war, auch Gasbrenner, heute Kohlenstaubhilfsbrenner (Zündmuffeln)³ verwendet werden, die mit leichter zündenden Stäuben (gasreichere Kohle, feinere Ausmahlung) arbeiten.

¹ Rosin, P.: Braunkohle Bd. 24 (1925) Heft 11 S. 241/259.

² Vgl. S. 308/311.

³ Gumz, W.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940), Heft 11 S. 249/255. — Niggemeyer, A.: Elektrizitätswirtsch., Bd. 39 (1940) Heft 32 S. 453/455.

Feuerungen mit flüssigem Schlackenabzug.

Die Verschlackung der Heizflächen setzt der spezifischen Leistungssteigerung der Kohlenstaubbrennkammern eine Grenze, deren Überwindung zur Schlackenschmelzkammerfeuerung führt, die eine Heizflächenverschlackung bewußt zuläßt. Die Frage der Flugaschenbeseitigung, die dadurch teilweise gelöst oder zumindest gemildert wird, hat zu dieser Entwicklung beigetragen. Vorläufer dieser Bauart ist die Schlackenbodenfeuerung, eine Kohlenstaubfeuerung des üblichen Aufbaues, jedoch mit flüssigem Schlackenabzug an Stelle der trockenen Abscheidung durch den Granulierrost.

Die Schlackenbodenfeuerung verwendet eine horizontale, in einigen Fällen schräg geneigte Wanne, in der die Schlacke in flüssigem Zustand gehalten wird und stetig abfließt oder von Zeit zu Zeit abgestochen wird. Nach Überwindung anfänglicher konstruktiver Schwierigkeiten (Haltbarkeit, Ausdehnung der Wanne, Abstichschwierigkeiten) und hinreichender Erfahrung¹ über zweckmäßige Flammenführung, Bemessung der Abflußöffnungen, Kühlung des Bodens durch Wasserrohre u. a. m. hat sich diese Bauart besonders in Amerika² gut eingeführt. Die Beheizung des Schlackenbettes soll nur durch Strahlung, nicht durch Berührung der Flamme erfolgen, die Temperaturen müssen möglichst hoch und gleichmäßig gehalten werden, die Feuerung ist also im Herunterregeln der Belastung („Kleinstellbarkeit“) stark begrenzt. Der Brennstaub darf nicht so grob sein, daß er ausfallen und in das Schlackenbad gelangen könnte, wo die Kohle keinen Sauerstoff mehr für ihren Ausbrand findet, außerdem ist Koks schwer schmelzbar und dickt das Schlackenband ein, was den Ausfluß erschwert. Aus einem ähnlichen Grund ist das Einführen von Flugstaub in das Schlackenbad unmöglich, der kältere und in seiner Zusammensetzung ja auch verschiedene Staub läßt sich von der flüssigen Schlacke nicht leicht benetzen, er schwimmt auf der Oberfläche, verhindert die weitere Wärmezufuhr durch Strahlung und ruft auf diese Weise Störungen des Betriebes hervor.

Die folgerichtige Weiterentwicklung führt schließlich zur Schlackenschmelzkammer, bei der völliger Verschlackung der umgebenden, aus Wasserrohren gebildeten Wände zugelassen und erstrebt wird durch

¹ Kollbohm, L.: Erfahrungen mit einer Schmelzkammerfeuerung in Deutschland. — Rammler, E.: Erfahrungen mit Schmelzkammern in der Tschechoslowakei. — Schulte, Fr.: Amerikanische Erfahrungen mit Schmelzkammern. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 1 S. 5/14. — Topolsky, J. P.: Power Bd. 84 (1940) Nr. 12 S. 94/95. — Niggemeyer, A.: Russische Erfahrungen mit flüssiger Schlackenabfuhr. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 21 (1940) Heft 12 S. 259/261.

² Ein Grund für die Entwicklung dieser Bauart war die Tatsache, daß der (in Deutschland nicht geschützte) Granulierrost in Amerika patentrechtlich geschützt ist, so daß die anderen Firmen nach neuen Lösungen suchen mußten (s. Fr. Schulte a. a. O.).

Zahlentafel 52. Versuche mit Schmelzkammerfeuerungen nach E. G. Bailey.

Max. Dauerleistung des Kessels . . . t/h	272	204	143	136	136
Wirkliche Dampfleistung t/h	272	204	149,5	102	155
Dampfdruck atü	34	89	87	88	86
Dampf Temperatur °C	454	502	482	495	488
Speisewassertemperatur °C	157	166	193	177	177
Kohle: Wassergehalt %	3,3	2,3	2,2	3,0	2,8
Flüchtige Bestandteile %	30,0	33,9	36,5	35,8	36,0
Fixer Kohlenstoff %	60,0	52,0	53,5	53,2	54,0
Asche %	6,7	11,8	7,8	8,0	7,2
Schwefelgehalt %	1,69	1,2	2,0	0,8	0,7
Oberer Heizwert, H_0 . . kcal/kg	7880	7260	7500	7390	7480
Asche: Beginn des Erweichens. . . °C	1204	1280	1110	1193	1288
Erweichungspunkt °C	1288	1349	1154	1230	1380
Schmelzpunkt °C	1432	1504	1321	1571	1471
Luftüberschußzahl	1,17	1,25	1,14	1,20	1,20
Gasmenge t/h	349	267,5	184,5	128	198,5
Wärmezufuhr 10^6 kcal/h	210	152	114,2	73,6	117
Feuerraumbelastung:					
Schmelzkammer . . . 10^6 kcal/m ³ h	672	805	848	550	872
Gesamte Brennkammer 10^6 kcal/m ³ h	283	340	358	292	464
Gastemperaturen:					
Theoretische Verbr.-Temp. . . . °C	2060	1943	2110	1971	2010
Austritt Schmelzkammer . . . °C	1704	1654	1616	1604	1621 ¹
Eintritt 2. Brennkammer . . . °C	1627	1560	1560	1377	1621 ¹
Austritt 2. Brennkammer . . . °C	1399	1427	1371	1132	1321
Austritt 1. Rohrbündel . . . °C	1160	1277	1160	1035	1323
Wärmeaufnahme:					
Schmelzkammer 10^6 kcal/h	46,6	28,75	30,2	16,25	26,1
% ²	22,2	18,9	26,7	22,1	22,2
2. Brennkammer 10^6 kcal/h	29,45	17,25	13,1	18,25	19,2
%	14,0	11,4	11,5	24,8 ³	16,4 ⁴
1. Rohrbündel 10^6 kcal/h	25,7	14,0	11,5	3,7	5,4
%	12,2	9,2	10,1	5	4,6
Spez. Leistung:					
der Schmelzkammer . . . kcal/m ² h	211 500	178 000	227 000	96 200	154 500
der Brennkammer kcal/m ² h	82 700	60 100	56 900	83 700	96 500
des Rohrbündels kcal/m ² h	42 300	43 400	49 200	+78 600	+76 400
des Rohrbündels kcal/m ² h	42 300	43 400	49 200	41 600	60 700
Errechnete Oberflächentemperatur in der Schmelzkammer °C	1549	1510	1413	1524	1940

Anwendung von Belastungen in der Größenordnung von 700 bis 900 000 kcal/m³h, wobei sich die Stärke des Schlackenbelages durch

¹ Ende des 2. Leerzuges. ² Prozent der eingebrachten Wärme.

³ Die 2. Brennkammer besteht aus zwei rohrumkleideten Leerzügen. Die Eintrittstemperatur ist gemessen beim Eintritt in den ersten Leerzug und die Austrittstemperatur beim Austritt aus dem 2. Leerzug.

⁴ Raum unter dem Überhitzer (ein eigentliches Rohrbündel fehlt),

Abschmelzen der oberen Schicht von selbst regelt. Ansatzstärke und Gastemperatur Austritt Schmelzkammer sind dann von der Belastung und von der Fließtemperatur der Schlacke abhängig¹. Nach Austritt aus der Schmelzkammer bedarf es dann jedoch einer zweiten Kühlkammer, in welcher die Temperatur so weit gesenkt wird, daß das Gas und die etwaige Flugschlacke vor dem Eintritt in die eigentliche Berührungsheizfläche so weit gekühlt wird, daß eine Ansatzbildung nicht mehr eintritt. Hierzu ist ein verhältnismäßig langer, durch Seitenkühlflächen stark gekühlter Gasweg notwendig. Diese Bedingung ist, wie auch Abb. 132 nach Untersuchungen von Bailey² (s. Zahlentafel 52)

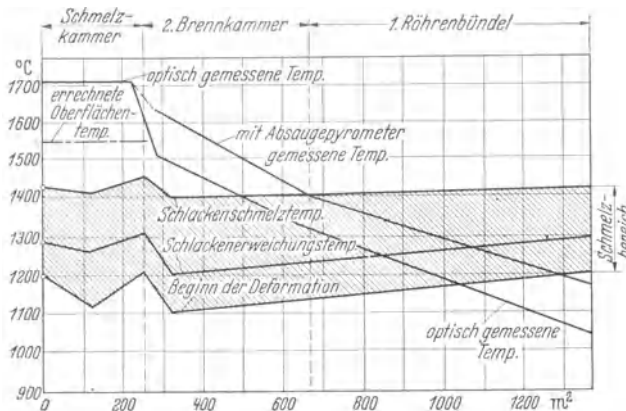


Abb. 132. Verlauf der Gastemperaturen und der Aschenerweichungs- und Schmelztemperaturen (nach E. G. Bailey).

zeigt, nicht immer leicht zu erfüllen. Man kann daher auch in diesem Falle auf die übliche rauchgasseitige Heizflächenreinigung nicht verzichten. Die Arbeitsbedingungen solcher Feuerungen sind in Zahlentafel 52 angegeben.

Schlackenbodenfeuerungen erreichen eine Abscheidung von etwa 40% der Brennstoffasche im Schmelzbad, bei Schmelzkammerfeuerungen dürfte sich ja nach Bauart diese Zahl auf 50 bis 70% erhöhen lassen — genauere Messungen sind bisher nicht bekannt geworden —, womit aber Entstaubungsanlagen bei größeren Hochleistungskesselanlagen noch nicht überflüssig werden. Wenn somit dieses Endziel noch nicht erreicht werden konnte, so ist doch die Überführung eines großen Anteiles der Brennstoffasche in eine Form, in der die Weiterbehandlung und die Verwertung wesentlich erleichtert ist, schon ein entschiedener Fortschritt.

¹ Fehling, R.: Die thermodynamischen und technischen Grundlagen der Schmelzkammerfeuerng. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 1 S. 1/5.

² Bailey, E. G.: Modern Bolier Furnaces. Trans. Amer. Soc. mech. Engr. Bd. 61 (1939) Heft 7 S. 561/576 — Feuerungstechn, Bd, 28 (1940) Heft 5 S. 109/111.

Maßnahmen zur Senkung der Staubaufbereitungskosten.

Die erreichbare und zulässige Brennzeit ist je nach Feuerungsbauart verschieden, so zeigen ältere und aerodynamisch zweckmäßiger arbeitende, modernere Feuerungen beträchtliche Unterschiede. Bei jeder Feuerung kann daher eine bestimmte Mahlfeinheit als Bestwert ermittelt werden, da steigende Mahlfeinheit den Kraftbedarf, die Mühlenleistung und den Verschleiß beeinflusst, andererseits aber den Ausbrand verbessert. Bauart von Mühle und Sieber spielen dabei allerdings auch eine Rolle. Derartige Untersuchungen hat Stimmel¹ für Braunkohle durchgeführt, ein Beispiel ist

in Abb. 133 wiedergegeben. In Abhängigkeit von der Staubfeinheit, gekennzeichnet durch den Rückstand in % auf dem Sieb Nr. 30 (900 Maschen/cm², nach neuerer Bezeichnung 0,2 mm [Korndurchmesser]) sind die Mahlkostenersparnisse gegenüber einer Ausmahlung auf 1 % R 0,2 und die Wirkungsgradverschlechterung (Brennstoffmehrkosten) aufgetragen.

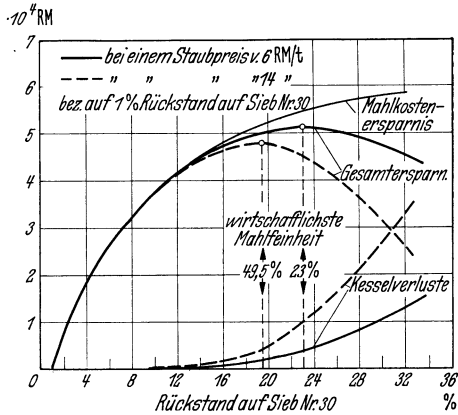


Abb. 133. Wirtschaftlichste Mahlfeinheit von getrockneter Rohbraunkohle bei Feuerung in einer Eckenfeuerung nach Stimmel.

Wo diese Summenkurve ein Maximum aufweist, liegt ein Bestwert, in Abb. 133 ist dies 19,5 bzw. 23 % R 0,2 bei 14 bzw. 6 RM./t Brennstoffkosten (Staubpreis bei einer Ausmahlung auf 1 % R 0,2 als Bezugsgröße). Dies gilt jedoch nur für dieses Beispiel, in einer zweiten von Stimmel untersuchten Anlage lagen die Werte bei 15 bzw. 20 % R 0,2, da diese Feuerung älterer Bauart technisch unvollkommener war, so daß die Ausbrandverluste schneller stiegen. Für Neuanlagen ist in solchen Untersuchungen noch die Änderung des Kapitaldienstes der Aufbereitungsanlage bei verbesserten oder vereinfachten Mahlanlagen, die Änderung des Kapitaldienstes bei verschiedenartiger Anpassung des Kessels an die Mahlfeinheit und die Benutzungsdauer einzubeziehen, d. h. Kessel und Staubaufbereitung müssen für jede Mahlfeinheit optimal ausgelegt werden. Hohe Benutzungsdauer erhöht das Gewicht der Kessel- und Feuerungsverluste, verschiebt die Mahlfeinheit zur feineren Seite, geringere Benutzungsdauer umgekehrt zur gröberen Seite. Gegenüber der damaligen Praxis zeigten die Untersuchungen Stimfels die Möglichkeit einer wirtschaftlichen Verbesserung durch gröbere Ausmahlung.

¹ Stimmel, Hans: Die Wirtschaftlichkeit der Braunkohlenstaubfeuerungen in Abhängigkeit von der Mahlfeinheit. Diss. Dresden 1932.

Die Mühlenfeuerung.

Dieser Gedankengang mußte folgerichtig dazu führen, auch die übrigen Kostenträger der Staubaufbereitung zu erfassen, und das ist bei der Braunkohle vor allem die Trocknung. Dies führte B. Krämer (Elektrowerke A.-G.) zur Entwicklung der Krämer-Mühlenfeuerung¹, deren Grundgedanke es ist, die Mühle so nahe an die Feuerung zu rücken, daß die Vermahlung mit einer einfachen Schlägermühle mit Heißluft oder einem Gemisch von Luft und heißen Rauchgasen, die aus dem Feuerraum zurückgeführt werden, möglich ist, eine Trocknung und Sichtung im Mühlenschacht durch einfachste Hilfsmittel — gegebenenfalls nur durch die Schwerkraft in einem einbaufreien Mühlenschacht — und die Verbrennung des verhältnismäßig groben Staubes teils in der Schwebel, teils auf einem Nachverbrennungsrost vorzunehmen. Durch

¹ Das Schrifttum über Mühlenfeuerungen ist in den S. 351 Fußnote 1 genannten Quellen noch nicht enthalten. Mit den Vorgängen in den Mühlenfeuerungen befassen sich: Rosin, Rammner u. Kauffmann: Die Mühlenfeuerung. Bericht D. 58 des Reichskohlenrats. Berlin 1933 — Braunkohle Bd. 32 (1933) Heft 39, 46/47 S. 697/717, 837/845, 856/863. — Kauffmann, J. J.: Physikalische Vorgänge in der Mühlenfeuerung. Ber. an den Reichskohlenrat. Berlin 1935 — Braunkohle Bd. 34 (1935) Heft 1/2 S. 1/9, 21/26 — Wärme Bd. 59 (1936) Heft 5/6 S. 81/89. — Becker, E. R.: Die Krämer-Mühlenfeuerung. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 3/4 S. 33/39, 57/64. — Gumz, W.: Die Luftvorwärmung bei Mühlenfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 10 S. 167/170. — Cleve, C.: Einfluß der Trocknung und Mahlung der Kohle auf den Flammenausbrand bei Mühlenfeuerungen. Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 7 S. 181/183. — Über Betriebserfahrungen, Verwendung für verschiedene Brennstoffe (Braunkohle, Schwelkoks, Steinkohle, Abfallbrennstoffe) und bauliche Einzelheiten berichten folgende Arbeiten: Bachmair, A.: Z. VDI Bd. 80 (1936) Heft 17 S. 497/500 — Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 6 S. 153/157. — Becker, E. R.: Braunkohle Bd. 34 (1935) Heft 34/36 S. 569/578, 585/593, 603/610 — Desgl. Bd. 35 (1936) Heft 8/9 S. 113/117, 133/137 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 2/3 S. 35/43, 76/81 — Z. VDI Bd. 83 (1939) Heft 17 S. 491/492. — Bienen, F.: Braunkohle Bd. 35 (1936) Heft 42 S. 761/765. — Cleve, C.: Wärme Bd. 59 (1936) Heft 5/6 S. 93/100. — Fischer: Braunkohle Bd. 35 (1936) Heft 40 S. 734/736. — Francke: Braunkohle Bd. 35 (1936) Heft 41 S. 749/754. — Heeschen, M.: Braunkohle Bd. 34 (1936) Heft 37 S. 668/669. — Heinrich, C.: Z. VDI Bd. 79 (1935) Heft 10 S. 329/331. — Ilgen: Braunkohle Bd. 39 (1940) Heft 17 S. 161/163. — Köchling: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 29/30 S. 485/494, 508/511. — Köppe, P.: Wärme Bd. 63 (1940) Heft 47 S. 412/413. — Merx, F., u. G. P. Ostermann: Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 9 S. 201/205. — Presser, H.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 18 (1937) Heft 9 S. 239/242. — Reichardt, R.: Brennst. u. Wärmewirtsch. Bd. 22 (1940) Heft 6 S. 81/88. — Rutz, W.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 11 S. 255/260. — Schönig, W.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 12 S. 307/308. — Spruth, F.: Glückauf Bd. 74 (1938) Heft 9 S. 193/203. — Uthhoff, E.: Braunkohle Bd. 35 (1936) Heft 38 S. 677/681 u. 876, Bd. 39 (1940) Heft 14 S. 131/136 u. Heft 15 S. 145/147. — Wärme Bd. 59 (1936) Heft 25 S. 415/421. — Voigt, K.: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 7/8 S. 35/43, 76/81. — Wagner: Wärme Bd. 63 (1940) Heft 42 S. 367/368.

den Verzicht auf Feinstmahlung sollte zugleich die Flugstaubfrage in einfacherer Weise gelöst werden als bei der Kohlenstaubfeuerung. In dieser ursprünglichen Form ist die Mühlenfeuerung, bei der ja besondere Trockner, Sichter, Staubbunker und Staubfördereinrichtungen wegfallen, von bestechender Einfachheit, und das hat ihr auch so schnell Eingang in der Braunkohlenindustrie verschafft. Feuerungstechnisch gesehen, liegt das Hauptmerkmal gegenüber der Kohlenstaubfeuerung in dem Fehlen eines eigentlichen Brenners, vielmehr wird das brennfertige Staub-Trägerluft-Gemisch durch das Mühlenmaul, die Öffnung des Mühlenschachtes gegen den Feuerraum, in die Brennkammer eingeführt. Darin liegt zunächst ein Rückschritt insofern, als auf die Düsenwirkung, die Staubbeschleunigung auf Höchstwerte, die Schaffung hoher Staub-Trägerluft-Relativgeschwindigkeiten und damit auf höchste Brennkammerbelastungen verzichtet werden muß. Der Ausbrennrost hat, ähnlich wie in anderen Fällen auch, seine Aufgabe meist nicht erfüllt, weil er oft leer blieb. Der Gedanke, noch einen Schritt weiterzugehen und nun auch noch Mühlenschacht und Feuerung zusammenzulegen, also die Mühle in der Feuerung selbst anzuordnen, ist wohl erwogen¹, bisher aber noch nicht ausgeführt worden. Mühlen ohne bewegte Teile, wie z. B. Prallmühlen, würden diese Möglichkeit wohl ohne Bedenken zulassen².

Die Trocknung in der Mühle ist ja als Mahltrocknung (vgl. S. 107) schon länger angewandt und technisch gelöst. Gegenüber dem Gedanken, die Strahlungswärme zur Trocknung heranzuziehen, hat sich die konvektive Trocknung als viel brauchbarere Lösung erwiesen. Ob Heißluft (aus einem Abgasvorwärmer) oder Rauchgas (Mischluftvorwärmung) vorzuziehen sei, ist inzwischen zugunsten der Heißluft entschieden. Die Rauchgasrückführung stellt zwar eine sehr billige Form der Luftvorwärmung dar, nur darf man dabei nicht vergessen, daß beim Wegfall des Luftvorwärmers andere, und zwar kostspieligere Heizflächen zur Abwärmeausnutzung eingebaut werden müssen, daß Rauchgas infolge seines hohen Wasserdampfgehaltes eine geringere Trockenkraft besitzt als Heißluft, daß es die Zündung des Staubes erschwert, weil der Brennstoff eine verringerte Sauerstoffkonzentration vorfindet, daß aus dem gleichen Grunde die Verbrennung verlangsamt wird, weil die Verbrennungsluft erst das Trägergas verdrängen muß, um in Reaktion treten zu können. Hinzu kommen die Schwierigkeiten, Kanäle für sehr hochtemperierte Gase anlegen zu müssen, Staubablagerungen in diesen Kanälen und eine Staubanreicherung durch den Umlauf. Alle diese Nachteile fallen bei Heißluft weg.

¹ DRP. 603389 (Akt.-Ges. Sächs. Werke) s. E. R. Becker: Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 3 S. 36 Abb. 9.

² Anger, P.: Kohlenstaubzusatz-Feuerungen im Feuerungsbau. Vortrag im Haus d. Technik. Essen 4. 11. 1941.

Die Weiterentwicklung der Mühlenfeuerung und ihre Anwendung auf die verschiedensten Brennstoffe führte dann z. T. zu einer Abkehr von der einfachen Form der Schwerkraftsichtung und zum Einbau besonderer Sichtereinrichtungen im Mühlen-schacht, wenn auch meist solcher einfachster Bauart. Dadurch kann die Mahlfeinheit wesentlich gesteigert werden, was besonders bei Steinkohlen-Abfallbrennstoffen notwendig ist. Der Verschleiß steigt allerdings dann ebenfalls. Weitere feuerungstechnische Verbesserungen beziehen sich auf die Art der Luftzufuhr, auf Wirbelluftzuführung von der Brennkammerrückwand und die richtige

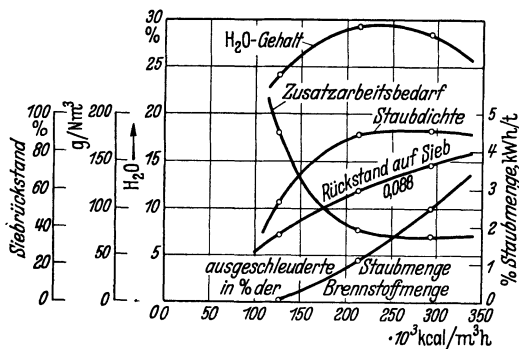


Abb. 134. Charakteristik einer Mühlenfeuerung nach Kauffmann.

Luftverteilung sowie auf die Anwendung von Heißluft auch für den Nachverbrennungsrost, der z. T. zu einer Zweitluftdüse zusammenschumpft. Nach Merx und Ostermann¹ konnten durch solche Maßnahmen die Ausbrandverluste so weit verringert werden, daß Wirkungsgrade von der bei Staubfeuerungen mit

Sichtermühlen erreichten Größenordnung erzielt wurden. Durch die Kopplung des Trocknungs-, Sichtung- und Fördervorganges im Mühlen-schacht erhält man eine Feuerungscharakteristik, wie sie in Abb. 134 von Kauffmann¹ an einer der ersten Mühlenfeuerungen gefunden worden war. Mit steigender Luftgeschwindigkeit im Schacht wird der Staub gröber, die Staubdichte strebt einem konstanten Wert zu, die Trocknungsleistung steigt zunächst, fällt dann wieder ab, der Zusatzkraftbedarf fällt, und die ausgeschleuderte Staubmenge steigt. Daraus erhellt die Wichtigkeit der richtigen Luftverteilung und die Beschränkung der Trägerluftzufuhr auf das zur Trocknung und Förderung notwendige Mindestmaß, welches auch von der Lufttemperatur abhängig ist und mit der Belastung anteilmäßig verringert werden sollte.

Eine hohe Austrittsgeschwindigkeit aus dem Mühlenmaul hat auch für die Mühlenfeuerung Vorteile. Bei den früher üblichen Geschwindigkeiten von 6...12 m/s war eine sehr ungleichmäßige Staubverteilung² festzustellen, wurden infolgedessen grobe Teilchen zum Ausfallen gebracht und traten Pulsationen auf. Durch Erhöhung auf 20 m/s konnten diese Schwierigkeiten behoben werden³. Einen Schritt weiter geht die

¹ Siehe Fußnote 1 S. 364.

² Becker, E. R.: Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 3 S. 78 Abb. 19.

³ Ilgen s. Fußnote 1 S. 364.

KSG-Naßkohlenfeuerung^{1,2}, die die Flugtrocknung mit einer Brennerfeuerung — vorzugsweise einer Eckenfeuerung verbindet. Wie wirksam dabei die Kornzerkleinerung und die Oberflächenvergrößerung durch die Mühle für den Trocknungsvorgang ist, zeigt die Tatsache, daß die erste Hälfte des Fallschachtes, in den die Rohkohle einfällt und wo sie mit etwa 1000grädigen Rauchgasen in Berührung kommt, 10,5%, der ganze Fallschacht 15% und die Mühle 85% der Trocknerleistung aufbringt².

Schwebefeuerungen.

Der nächste Schritt zur Vereinfachung wäre der Übergang zu noch größerem Korn und der Wegfall der Mahleinrichtungen, deren Kraftbedarf und Verschleiß immerhin für die Wirtschaftlichkeit eine ausschlaggebende Rolle spielen. Dieser Gedanke ist nicht neu, schon aus dem Jahre 1895 liegt ein Patent von Seipp³ vor, in dem bereits ein konischer Verbrennungsraum vorgesehen ist, in den das Staub-Luftmisch von unten eingeblasen wird, ein Merkmal, das in vielen späteren Vorschlägen wieder auftaucht. Die Feuerungen von Stouff⁴ und Stratton⁵ gehen z. B. von ganz ähnlichen Grundgedanken aus. Noch stärker als bei den Mühlenfeuerungen kommt es bei diesen Feuerungen auf Ausnutzung aller aerodynamisch möglichen Vorteile an. Warum sich diese in ihrer Einfachheit besonders verlockenden Bauarten bisher nicht stärker durchgesetzt haben, dürfte auf folgende Ursachen zurückzuführen sein:

1. Grobstaubverwendung führt entweder zu einer niedrigen Feuer-raumbelastung oder zu schlechtem Ausbrand.

2. Wollte man alle Teilchen durch Schwerkraftsichtung zurückhalten, die innerhalb eines wirtschaftlich tragbaren Raumes ausgebrannt werden können, würden sich unwirtschaftlich große Querschnitte, also wiederum niedrige Gasgeschwindigkeiten und niedrige Kammerbelastungen ergeben.

3. Bei beschränkter Bauhöhe würde der konische Feuerraum zu starke Querschnittserweiterungen zeigen, so daß kein geschlossener Trägerluftstrahl, sondern Strahlablösung von der Wand und eine sehr ungleichmäßige Geschwindigkeitsverteilung auftritt.

¹ Boie, W.: Wärme Bd. 56 (1936) Heft 5/6 S. 90/93 — Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 2 S. 33/41. — Voigt, K.: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 7/8 S. 97/101, 114/118. — Schöning, W.: Arch. Wärmewirtsch. Bd. 20 (1939) Heft 12 S. 309.

² Kordes, G.: Braunkohle Bd. 40 (1941) Heft 16/17 S. 181/185, 195/199.

³ DRP. 99491 (Klasse 24) Max Seipp (1895).

⁴ Stouff, L.: Foyers à combustion intensifiée en suspension aérodynamique. Chaleur et Ind. Bd. 20 (1939) Heft 226 S. 229/235.

⁵ Power Bd. 65 (1927) Heft 19 S. 718/719, Bd. 72 (1930) Heft 21 S. 794/497 — Wärme Bd. 50 (1927) Heft 35 S. 604, Bd. 51 (1928) Heft 44 S. 816. — I. F. O. Stratton: Power Bd. 68 (1928) Heft 12 S. 486/487.

4. Die Verschlackungsgefahr ist groß, die Schlackenabfuhrfrage in den meisten Fällen nicht befriedigend gelöst. Russische Versuche dieser Art¹ sind an dieser Frage ebenfalls gescheitert.

Diesen Schwierigkeiten suchen Szikla und Rozinek² in ihrer Feuerung durch eine Zweikammeranordnung aus dem Wege zu gehen, indem sie den Brennstoff im Kreislauf führen.

An dieser Stelle wäre noch die Holdische Rohstaubfeuerung³ zu nennen, bei der die Frage einer Nachverbrennung auf einem Rost befriedigend gelöst ist.

Durch verfahrensmäßige, besonders aerodynamische Verbesserungen sind noch weitere Entwicklungsmöglichkeiten der Schwebefeuerungen gegeben und für die Zukunft zu erwarten, zumal sich diese Bauarten ja erst im Anfangsstadium ihrer Entwicklung befinden. Auf dem Weg der Kohlenstaubfeuerung läßt sich so ein Fortschreiten vom Verwickelten zum Einfachen feststellen, wobei aber gerade die einfachste und dadurch wirtschaftlichste Bauform die stärkste wissenschaftliche Durchdringung der sich in ihr abspielenden Vorgänge zur Voraussetzung hat.

Die Kohlenstaubzusatzfeuerung.

Die Kohlenstaubzusatzfeuerung wurde ursprünglich entwickelt, um hohe Spitzenbelastungen und schnelle Leistungssteigerungen auch mit den seiner Zeit noch etwas unelastischen Rostfeuerungen zu erreichen. Auch glaubte man, auf große Staubfreiheit verzichten zu können, da ja die gröberen Teilchen auf den Rost niederfallen und dort genügend Zeit zum Ausbrand finden könnten. Daß sich die Kohlenstaubzusatzfeuerung trotzdem nicht stärker eingeführt hat, liegt an der mit einfacheren Mitteln erreichten größeren Elastizität der Rostfeuerungen und an den Unzulänglichkeiten der älteren Konstruktionen. Die Verbrennungsbedingungen einer Kohlenstaubzusatzfeuerung sind meist ungünstiger als bei der reinen Staubfeuerung, besonders bei nachträglichem Einbau. Die Feuerräume sind zu klein und daher wenig oder nur mit sehr hohen Flugkoksverlusten überlastbar, zudem wird ja der Feuerraum zum großen Teil von den Abgasen der Rostfeuerungen in Anspruch genommen. Die Kohlenstaubzusatzfeuerung⁴ kann daher

¹ Romadin, V. P.: Teplo silov. Chostjastvo Nr. 8 (1940) S. 13/19 — Ref. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 9 S. 216.

² Szikla, G., u. A. Rozinek: Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 4 S. 97/102.

³ Haller, O.: Verbrennung von ungemahlenem Kohlenstaub in Kohlenstaubfeuerungen. Glückauf Bd. 67 (1931) Heft 43 S. 1348/1352. — Der in der untersuchten Anlage verfeuerte Gasflammsichterstaub mit 38,38% R 0,2 ist allerdings sehr fein, während das Streben der Schwebefeuerungen auf eine Verwendung von Feinkohle bis herauf zu Nuß V gerichtet ist.

⁴ Gumz, W.: Entwicklungsmöglichkeiten der Kohlenstaub-Zusatzfeuerung. Feuerungstechn. Bd. 16 (1928) Heft 4 S. 41/43.

nur dann erfolgreich eingesetzt werden, wenn die Mahlfineinheit dem gegebenen Raum angepaßt ist und wenn die Leistungsverteilung auf Staub- und Rostfeuerung so aufeinander abgestimmt sind, daß der Rost vor zu hoher Bestrahlung geschützt ist (bei kleiner Rostbelastung gegebenenfalls durch eine Schlackenschicht).

Der Wert der Kohlenstaubzusatzfeuerung liegt in der Verwendungsmöglichkeit von rotschwierigen Brennstoffen, die bei der Aufbereitung anfallen oder die gegebenenfalls durch Absiebung der Rostbrennstoffe gewonnen werden. Ihre Vorteile sind die hohe Betriebsbereitschaft und Betriebselastizität und die gegenseitige Unterstützung der Zündungs- und Verbrennungsvorgänge auf dem Rost und in der Schwebel, was auch schon bei der Zweitluftzuführung beobachtet werden konnte. Die starke Verwirbelung des Feuerrauminhaltes durch die Kohlenstaubflamme sorgt für einen guten Ausbrand auch der vom Rost aufsteigenden brennbaren Gase. Die Vereinfachung der Staubaufbereitung erleichtert die bauliche Einordnung der Kohlenstaubzusatzfeuerung; so gestattet die Verwendung von Prallmühlen, die ohne Fundamente auskommen, eine recht geschickte Lösung, zumal diese Bauart neben baulicher Einfachheit auch einen geringen Verschleiß aufweist, während der höhere Kraftbedarf bei dem nur kurzzeitigen Einsatz während der Belastungsspitzen nicht so sehr ins Gewicht fällt.

Die Verbindung Mühlenfeuerung-Rostfeuerung¹ oder die Einschaltung eines Sieb- oder Sichtvorganges vor oder in der Feuerung, wie sie von Ruprecht vorgeschlagen wurde², sorgt für eine zweckmäßige Verwendung jedes Kornanteils eines Brennstoffs in der ihm gemäßen Feuerungseinrichtung und verschiebt damit die Leistungsgrenzen nach unten (Kleinstellbarkeit) und nach oben (Überlastung) unter wirtschaftlichsten Voraussetzungen.

Verschlackung, Heizflächenverschmutzung und -reinigung.

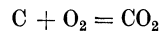
Über das Verhalten der mineralischen Bestandteile bei der Erhitzung wurde bereits gesprochen³, ihre Beurteilung im voraus — ohne Großversuch — ist recht schwierig, der sog. Aschenschmelzpunkt oder die Aschenschmelzkurve gibt nur einen rohen Anhalt, der nicht immer richtige Rückschlüsse auf den Großbetrieb zuläßt, was vor allem darauf zurückzuführen ist, daß der Aschengehalt des Brennstoffes von Korn zu Korn nach Menge und Zusammensetzung stark

¹ Becker, E. R.: Erfahrungen mit Krämer-Mühlenfeuerungen. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 2 S. 42, bes. Abb. 13.

² DRP. 678559, vgl. H. Presser: Grundsätzliche Fragen bei der Planung von Dampfkesselfeuerungen. Techn. Mitt. Krupp Bd. 34 (1941) Heft 9/10 S. 115/124, bes. Abb. 12.

³ Siehe S. 57.

schwanken kann¹, und daß die physikalischen Vorbedingungen im Bunte-Baum-Apparat oder anderen Schmelzpunktsbestimmungsapparaturen (zerkleinert und gut durchmischt) ganz andere sind als in der Feuerung (keine Zerkleinerung, keine Mischung, ungleichmäßige Verteilung). Zur Verhütung von Verschlackungserscheinungen in Feuerungen und Gaserzeugern stehen uns jene Mittel zur Verfügung, die die Temperatur im Brennstoffbett zu beschränken gestatten, so u. a. die Gasrückführung und die Luftbefeuchtung. Da die Verbrennungstemperaturen der festen Brennstoffe jedoch Werte erreichen, die stets weit über der Aschenschmelztemperatur fast aller gebräuchlichen Brennstoffe liegen — selbst wenn hohe Sättigungstemperaturen angewendet werden (s. Abb. 136) —, kann man schließen, daß der Verbrennungsvorgang nicht einstufig nach dem Schema



verläuft. Nach Traustel² findet die Verbrennung der festen Phase nicht an der Brennstoffoberfläche selbst statt, sondern in einer „Brennebene“, etwa innerhalb der Grenzschicht, da der durch Konvektion und Diffusion zugeführte Luftsauerstoff hier schon auf brennbare Gase stößt und restlos verbraucht werden kann, ehe er bis zur festen Oberfläche selbst vorgedrungen ist. Die Verbrennungsprodukte CO_2 und H_2O reagieren dann mit dem festen Kohlenstoff unter Bildung von brennbaren Gasen. Abb. 135 zeigt diesen Vorgang in ganz schematischer Form.

Die Verbrennung wird sich nicht gerade in einer Ebene (mathematisch gesprochen) abspielen, sondern in einem breiteren Band, das durch die Brennebene gegen das sauerstofffreie Gebiet abgegrenzt ist. Hier wird also auch die Höchsttemperatur auftreten, während die wärmeverbrauchenden Vergasungsreaktionen, die vorzugsweise durch Strahlung die zur Aufrechterhaltung einer ausreichenden Reaktionstemperatur notwendige Energie zugeführt erhalten, bei der wesentlich niedrigeren Oberflächentemperatur vor sich gehen.

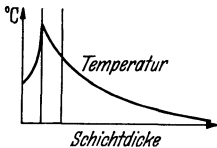
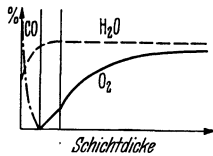


Abb. 135. Schema des Stoff- und Wärmeaustausches in der festen Phase.

¹ Rosin u. Fehling: Die physikalischen und chemischen Eigenschaften der Asche und ihr Einfluß auf die Verschlackung. Bericht D 54 des Reichskohlenrats. Berlin 1935.

² Traustel, S.: Verbrennung, Vergasung und Verschlackung. Diss. Berlin 1939.

In Gegenwart von Wasserdampf wird diese Oberflächentemperatur noch weiter gesenkt werden, weil nunmehr die heterogene Wassergasreaktion in stärkerem Maße vor sich gehen kann. Den möglichen und mutmaßlichen Verlauf der Temperatur der Kohlenstoffverbrennung mit feuchter Luft zeigt die gestrichelte Kurve der Abb. 136. In besonders gefährdeten Zonen, so in den Randzonen eines Gaserzeugers, wo Schlackenansätze an den feuerfest ausgemauerten Gaserzeugerwänden auftreten können, empfiehlt sich eine verstärkte Wasserdampfzufuhr. Allerdings nimmt man damit eine Temperatursenkung auch für die Reduktionszone in Kauf, also eine Gasverschlechterung (CO_2 -Erhöhung); sie wird aber in den meisten Fällen eher tragbar sein als eine fühlbare Leistungsbeschränkung. Ein anderer Weg ist der Schutz der Wandung durch unvergastem Brennstoff z. B. durch Zuführung der Luft nur durch eine Mitteldüse oder durch Einblasung mit sehr hoher Geschwindigkeit durch eine seitliche Düse (Querstrom-Fahrzeuggaserzeuger). Eine grundsätzliche Schwierigkeit liegt bei der Wassergasherstellung im Wechselbetrieb vor. In der Blaseperiode soll in möglichst kurzer Zeit eine hohe Temperatur erreicht und eine große Wärmemenge in die Schicht eingespeichert werden. Dabei ist die Erzeugung eines heizkräftigen Blasegases höchst unerwünscht, denn sein Heizwert stellt ja einen Wärmeverlust für die Brennstoffschicht dar, selbst wenn er zu Nebenzwecken (Verbrennung und Ausnutzung in Abhitzeesseln) nutzbar gemacht werden kann. Erhöhung der Sättigungstemperatur der Blaseluft vermindert daher wohl die Schlackenschwierigkeiten, verlängert aber die Blasezeit und verschlechtert die Leistung und die Ausbeute an Wassergas. In diesem Dilemma liegt der grundsätzliche Nachteil des Wechselbetriebes gegenüber der ununterbrochenen Wassergaserzeugung.

Die Einwirkung der Schlacke auf feuerfeste Steine kann nach Fehling¹ als ein Lösungsvorgang aufgefaßt werden, dessen Ablauf wie bei allen heterogenen Reaktionen durch das Zusammenwirken chemischer Reaktionen² und physikalischer Vorgänge bestimmt wird.

Die Einwirkung der Schlacke auf feuerfeste Steine kann nach Fehling¹ als ein Lösungsvorgang aufgefaßt werden, dessen Ablauf wie bei allen heterogenen Reaktionen durch das Zusammenwirken chemischer Reaktionen² und physikalischer Vorgänge bestimmt wird.

¹ Fehling, R.: Der Angriff der Kohlenschlacke auf feuerfeste Steine. Diss. Berlin 1938 — Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 2/3 S. 33/35 u. 65/73.

² Leuchs, H.: Die Korrosion der feuerfesten Baustoffe. In O. Graf u. H. Goebel: Schutz der Bauwerke gegen chemische und physikalische Angriffe. Berlin 1930. S. 70/81.

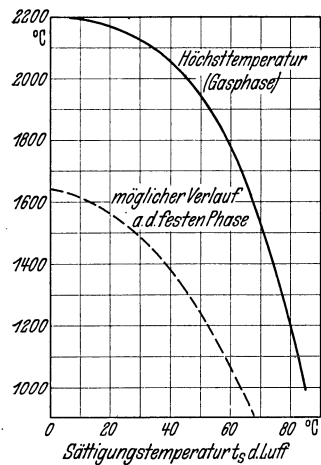


Abb. 136. Theoretische Verbrennungstemperatur von Kohlenstoff in Luft-Wasserdampf-Gemischen.

Die chemischen Reaktionen zwischen Schlacke und Stein sind nicht nur nach der chemischen Analyse beider zu beurteilen, auch genügen dazu nicht die Feststellungen der physikalischen Eigenschaften wie Schmelzpunkt, Druckerweichungspunkt, Porosität und Temperaturwechselbeständigkeit — so wichtig diese Eigenschaften auch zur allgemeinen Beurteilung sein mögen —, erst die Gefügeuntersuchungen¹ werden entscheidende Aufschlüsse geben können. Das Gefüge wird wesentlich auch von den Herstellungsverfahren bestimmt.

Der physikalische Vorgang der Verschlackung, d. h. die Bildung einer Schlackenschicht, ihre Bewegung — wenn sie auch sehr langsam sein mag — und die Zähigkeit (der Flüssigkeitsgrad) der Schlacke bestimmt die Menge der den Stein angreifenden Schlacke und damit auch die Angriffswirkung. Je höher die Temperatur der flüssigen Schlacke über dem Schmelzpunkt liegt, um so größer ist ihr Flüssigkeitsgrad, um so schneller erneuert sich die Schlackenschicht und trägt damit den Angriff weiter. Der Flüssigkeitsgrad ist also ein wesentliches Merkmal für die angreifende Wirkung der Schlacke.

Nach Endell und Brinkmann² zeigt sich eine Abhängigkeit der Viskosität (bei 1500°) vom Verhältnis

$$\frac{\text{CaO}}{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3},$$

nach Nicholls und Reid³ dagegen nur eine geringe vom Verhältnis

$$\frac{\text{Fe}_2\text{O}_3}{\text{CaO} + \text{MgO}}.$$

Für die physikalischen Reaktionsbedingungen hat Fehling⁴ eine Gleichung aufgestellt und sie mit Meßergebnissen von Fettke und Stewart⁵ verglichen, die wohl die zu erwartende Tendenz zeigen, allerdings auch sehr erheblich streuen ($\pm 50\%$). Innerhalb des Steines dringen die einzelnen Bestandteile der Schlacke selektiv verschieden tief ein, da der poröse Stein wie ein Diaphragma wirkt, das die Schlackenmischung physikalisch trennt⁶.

Durch die erstarrende Schlacke werden poröse Steine widerstandsfähiger gegen weitere Schlackenangriffe als anfänglich dichte Steine.

¹ Siehe Fußnote 2 S. 371.

² Endell, K., u. G. Brinkmann: Über den Flüssigkeitsgrad niedrig schmelzender Mischungen einiger für die Verschlackung feuerfester Steine wichtiger Metalloxyde. Ber. dtsch. keram. Ges. Bd. 20 (1939) Heft 12 S. 493/507.

³ Nicholls, P., u. W. T. Reid, Viscosity of coal-ash slags. Trans. Am. Soc. Mech. Eng. Bd. 62 (1940) Heft 2 S. 141/153.

⁴ Siehe Fußnote 1 S. 371.

⁵ Fettke, C. R., u. W. E. Stewart: Mining and metallurgical investigations. Carnegie Inst. of Technol. Pittsburgh, Pa. Bulletin Nr 73 (1936).

⁶ Schauer, Th.: Über Schlackenwanderungen in feuerfesten Steinen. Sprechsaal Bd. 72 (1939) Heft 47 S. 553/554.

Gegenüber Schlackenbädern oder ähnlichen besonders in Öfen vorliegenden Betriebsbedingungen sind die Feuerraumwandungen der Kesselfeuerungen — von den besonders der erodierenden Wirkung der Gase ausgesetzten Stellen abgesehen — der Angriffsgefahr in erheblich geringerem Maße ausgesetzt, zumal eine solche Glasurschutzschicht gebildet werden kann.

Anders dagegen wirkt sich die Verschlackung auf den Heizflächen aus, die durch die isolierende Schlackenschicht für ihre eigentliche Aufgabe, die Wärmeaufnahme, untauglich werden. Hier ist die erste Frage: Wie kommt eine Verschlackung der Heizflächen eines Kessels

mit Rostfeuerung überhaupt zustande, da mit einem unmittelbaren Transport schwebender, noch flüssiger oder klebriger Schlackentropfen durch mitunter sehr hohe Feuerräume hindurch bis in die Kesselzüge und Überhitzer hinein nicht gerechnet werden kann? Ein aufschlußreiches Bild über die Vorgänge bei der Verschmutzung wie auch über das Aschenverhalten beim Verbrennungsvorgang gibt die Untersuchung der Brennstoffaschen sowie der Aschen- und Schlackenansätze an verschiedenen Teilen einer Kesselanlage. Nach Untersuchungen von Lessnig findet

vom Feuerraum bzw. dem Überhitzer, wo die ersten stärkeren Verschlackungserscheinungen aufgetreten waren, bis zum Luftvorwärm Austritt eine außerordentlich starke Verschiebung der Zusammensetzung der Ansätze statt¹. So nimmt vor allem der Kieselsäuregehalt in Richtung des Rauchgasweges ab, während hauptsächlich der SO_3 -Gehalt ganz erheblich zunimmt, wie dies aus Abb. 137 hervorgeht. Es zeigt sich, daß die Art der Zusammensetzung der Verschmutzungen in hohem Maße von der jeweiligen Oberflächentemperatur der betreffenden Heizflächen abhängig ist, und daß die flüchtigen Mineralbestandteile

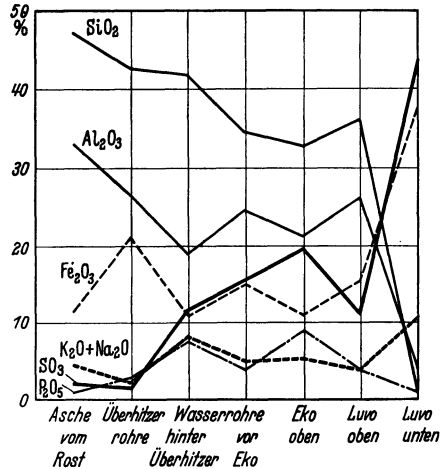


Abb. 137. Chemische Zusammensetzung der Ansätze aus verschiedenen Teilen einer Kesselanlage nach R. Lessnig (Brennstoff: Mittelprodukt).

¹ Dolch, P.: Die Verflüchtigung von Kieselsäure und Silizium als Silizium-sulfid. Chem. Fabr. Bd. 8 (1935) Heft 51/52 S. 512/514 — Montan. Rdsch. Bd. 27 (1935) Heft 1 S. 3/4 — Brennst.-Chem. Bd. 17 (1936) Heft 4 S. 67/69. Lessnig, R.: Chemische Einflüsse bei der Verschmutzung und Verschlackung von Kesselanlagen und Gaserzeugern. Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 7 S. 145/149.

aus dem Aschengehalt der Kohle in den einzelnen Teilen der Kesselanlage gewissermaßen fraktioniert abgeschieden werden.

Die Mehrzahl der Beobachtungen gibt, in ihrem zeitlichen Ablauf gesehen, folgendes Bild: Der Fortschritt der Verschmutzung ist keineswegs linear oder der Kesselleistung verhältnismäßig. Die Heizfläche bleibt zunächst eine Weile sauber, bis schließlich die Bildung eines meist weißen, siliziumreichen Belages auf der Rohroberfläche eintritt, der allmählich zunimmt. In dem Maße, wie dadurch die Oberflächentemperatur dieses isolierenden Polsters steigt, wächst auch die Geschwindigkeit der Verschmutzung, bis schließlich so hohe Oberflächentemperaturen erreicht sind, daß der Belag sintert und allmählich erweicht. Von diesem Augenblick an macht die Verschmutzung schnelle Fortschritte, da nunmehr auch mechanisch mitgerissene Flugasche, Schlackenteilchen u. dgl. an dem Belag ankleben und je nach den Strömungsverhältnissen an der betrachteten Stelle schnell anwachsen. Beim Ablösen derartiger Verschmutzungen kann man gewöhnlich eine ausgesprochene Schichtung des Belages feststellen. Für die Erkenntnis der Ursachen der Verschmutzung ist daher vor allem die Bildung der ersten Schicht von größter Bedeutung. Weder das Silizium noch sein Oxyd können bei den in den Feuerungen vorherrschenden Temperaturen flüchtig werden und auf den noch sauberen Rohren des Kessels oder Überhitzers sublimieren. Nach Lange¹ kann man sich den Vorgang folgendermaßen vorstellen: Im Brennstoffbett bildet sich bei den dort herrschenden Temperaturen aus dem Silizium der Asche und dem im Brennstoff und in der Asche als Pyrit, als organischer Schwefel und in geringeren Mengen als Sulfat vorliegenden Schwefel Siliziumsulfid, eine Verbindung, die bei den üblichen Temperaturen der Feuerungen flüchtig ist. Dieses Sulfid muß in erster Linie als der Träger des Siliziums angesprochen werden, auch dann, wenn es sich in den Belägen der Heizflächen nicht mehr nachweisen läßt. In oxydierenden Atmosphären wird das Siliziumsulfid verbrannt, wobei Schwefeldioxyd entweicht und Siliziumdioxyd als feiner, weißer Belag zurückbleibt. Je länger der Gasweg ist, den das Sulfid zurücklegen muß, ehe es Gelegenheit zum Ansatz an eine Heizfläche findet, je höher die Temperatur ist und je mehr Sauerstoff für die Verbrennung zur Verfügung steht, um so geringer ist die Gefahr einer Heizflächenverschmutzung. Darauf dürfte die schon von anderer Seite beobachtete Erscheinung zurückzuführen sein, daß in Kohlenstaubfeuerungen, die meist mit höheren Feuerraumtemperaturen arbeiten, die Verschmutzung sowohl der Kesselheizflächen als auch der nachgeschalteten Heizflächen ge-

¹ Lange, W.: Untersuchungen über die Ursachen der Ansatzbildung bei der Vergasung und Verfeuerung von Steinkohlen. Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 30 S. 410/13.

ringer ist als bei Rostfeuerungen. Hier spielen allerdings noch andere Einflüsse eine Rolle, so die geringeren Reaktionsmöglichkeiten zwischen den Aschenbestandteilen und die geringere SO_3 -Bildung.

Bei der Verfeuerung aschenreicher Abfallbrennstoffe (Mittelprodukte, Schlamm usw.) wird man daher eine Reihe konstruktiver und betrieblicher Maßnahmen¹ treffen müssen, um die Heizflächenverschmutzung soweit hintanzuhalten, daß die Betriebsdauer zwischen zwei Kesselreinigungen auf ein wirtschaftlich tragbares Maß erhöht wird. Hierzu gehört grundsätzlich die Abkühlung der Gase und ihrer Schwebeteilchen im Feuerraum vor der ersten Berührung mit der Heizfläche bis unter den Erweichungspunkt der Flugschlacke, der wegen der selektiven Wirkung der Schlackenbildung durchaus von dem Aschenschmelzpunkt verschieden sein kann und meist sogar darunter liegt². Diese Abkühlung wird erreicht:

1. durch Beschränkung der Belastung [Rostwärmelastung etwa $0,8 \cdot 10^6$ kcal/m² h] und der Gasgeschwindigkeit im Feuerraum,

2. durch ausreichende Höhe des Feuerraums [bis zu $8 \cdot \cdot \cdot 10$ m],

3. durch weitgehende Kühlung des Feuerraums durch Strahlungsheizfläche,

4. durch Verbesserung des Ausbrandes und Kürzung der Brennzeiten, wozu bei Rostfeuerungen besonders die Zweitluftzuführung geeignet ist, bei Kohlenstaubfeuerungen eine der Feuerraumgröße angepaßte Mahlfineinheit, eine Zweit- und Drittluftzuführung und die sonstigen S. 355 besprochenen Maßnahmen; ähnliche Wirkungen kann auch eine Kohlenstaubzusatzfeuerung haben, wenn sie richtig ausgelegt ist (s. S. 368),

5. Vermeidung einer unmittelbaren Beaufschlagung der Feuerraumrückwand durch die Flamme [genügende Feuerraumtiefe, Drittluftzuführung durch die Rückwand].

Damit unvermeidbare Schlackenansätze nicht sofort zu ernsthaften Betriebsstörungen oder empfindlichen Leistungsverlusten führen und auch ohne Stillsetzung des Kessels in gewissem Maße beherrscht werden können, gilt für die Anordnung der Heizflächen als oberster Grundsatz, daß alle Heizflächen von Kesselanlagen, besonders wenn sie mit minderwertigen Brennstoffen arbeiten, aus Gründen der Reinigung möglichst leicht zugänglich zu machen sind, damit sie auch im Betrieb durch entsprechende Öffnungen gereinigt werden können. Die Rohrteilung, sowohl über die Kesselbreite gesehen als auch in der Gasströmungsrichtung gemessen, darf nicht so klein sein, daß bei Ansinte-

¹ Gumz, W.: Ursache, Verhütung und Bekämpfung rauchgasseitiger Kesselverschmutzung. I. Feuerraum, Kessel und Überhitzerrohre. II. Nachgeschaltete Heizflächen. Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 34 u. 43 S. 463/467 u. 581/586.

² Vgl. Fußnote 1 S. 373.

rungen die Brückenbildung zwischen zwei Rohren nicht begünstigt wird. Dies gilt namentlich von den beiden ersten Rohrreihen, die man zweckmäßig besonders weit auflockert. Die Auflockerung hat den weiteren Vorteil, daß sich zwischen den Rohren Gasgassen bilden, in denen das Rauchgas samt den mitgeführten Schwebeteilchen eine kräftige Abkühlung durch Strahlung erfährt, ehe es erstmalig Gelegenheit hat, mit irgendwelchen Heizflächen unmittelbar in Berührung zu kommen. Bekanntlich ist die Tiefenwirkung der Strahlung sehr begrenzt, und trotz vollständiger Kühlung bildet sich in großen Feuerräumen ein sehr heißer Gaskern aus. Man könnte daher die Auflockerung der Heizflächen noch sehr viel weiter treiben, als dies bei den bisher gebauten Kesseln der Fall ist, indem man den oberen Teil des Feuerraums, der normalerweise nur noch ausgebrannte Gase führt, noch mit einigen Rohren durchzieht und die Kesselbreite in Gasgassen von etwa 0,5 bis 1 m Breite teilt. Ein Blick auf Abb. 130 c S. 347 zeigt z. B., daß das obere Drittel des Feuerraums in dieser Weise gut ausgenutzt werden könnte, wodurch sich die Abkühlung vor der Berührung der Hauptmasse des Gases und der Schwebeteilchen mit der Konvektivheizfläche wesentlich weiter treiben ließe, als dies lediglich durch Seitenwandkühlung erreichbar ist.

Was für die Wasserrohre des Kessels gilt, trifft in gleichem oder noch stärkerem Maße auf den Überhitzer zu. Die Überhitzerrohre besitzen geringere Durchmesser, und da im Überhitzer die Wärme hauptsächlich durch Konvektion übertragen werden muß, kann man die Auflockerung nicht allzu weit treiben, ohne eine ungebührlich große Überhitzerheizfläche und einen entsprechend großen Raum zu beanspruchen. Sehr vorteilhaft ist es, wenn durch die Auflockerung der vorgeschalteten Heizfläche der Überhitzer teilweise noch bestrahlt wird oder wenn ein Teil des Überhitzers überhaupt als Strahlungsheizfläche ausgebildet ist. Infolge der meist engeren Rohrteilung und der höheren Oberflächentemperatur der Überhitzer haben sich gerade hier die meisten Schwierigkeiten ergeben. Man wird daher auf eine gute Zugänglichkeit, vor allem der unteren Überhitzerrohrreihen, und auf eine wirksame Anordnung der Rußbläser besonderen Wert legen müssen. Die Regelung der Überhitzertemperatur ist nicht nur aus betrieblichen Gründen mit Rücksicht auf die Dampfeintrittstemperatur der Turbinen und auf eine Schonung des Überhitzerbaustoffes, sondern auch im Hinblick auf die Heizflächenverschmutzung sehr wesentlich und daher vom wirtschaftlichen Standpunkt in allen Fällen lohnend. Dabei sind Regelverfahren, die eine Überschreitung gewisser Höchsttemperaturen verhüten, vorzuziehen gegenüber solchen, bei denen lediglich die zu hohe Überhitzungstemperatur nachträglich herabgesetzt wird, mit anderen Worten: die heute wohl schon meist gebräuch-

liche Anordnung der Wassereinspritzung oder des Wärmeentzugs zwischen dem ersten und zweiten Teil der hintereinander geschalteten Überhitzerhälften.

Bei der unvermeidlichen Verschmutzung einzelner Heizflächenteile, die im Betrieb einer regelmäßigen Reinigung durch Rußbläser, Preßluftanlagen oder sonstige Hilfsmittel bedürfen, ist noch hinsichtlich der Gesamtanordnung der Heizfläche zu beachten, daß abgeblasene und abgesprengte Verkrustungen nicht innerhalb der Rauchgaszüge liegenbleiben dürfen. Man wird selbstverständlich Wert darauf legen müssen, daß es keine toten Ecken gibt, in denen sich Staub ansammeln kann, und daß nach Möglichkeit, in senkrechter Richtung gesehen, keine engeren Rohrteilungen unterhalb weiterer verwendet werden. Die Kessel müssen ferner entsprechend weite und aufnahmefähige Aschentrichter besitzen. Waagerechte Gaszüge soll man nach Möglichkeit vermeiden oder mit guten Entaschungseinrichtungen versehen, und zwar gilt das für alle Züge einschließlich der Fuchse bis zum Schornstein. Einen gewissen Vorteil bieten in dieser Hinsicht die Einzugkessel, wenn auch nicht übersehen werden darf, daß die Zugumlenkung innerhalb des Kessels eine sehr wünschenswerte Durchmischung und Durchwirbelung des Rauchgases hervorruft. Bei Kesseln hingegen, bei denen eine derartige Durchwirbelung schon durch die Art der Feuerung gegeben ist, z. B. bei Kohlenstaub-Eckenfeuerungen, hat der Einzugkessel entschieden große Vorteile. Die Einschaltung einer Umlenkung am Ende der Heizfläche ist jedoch auch dann wünschenswert, damit ein Teil des Feststoffballastes aus dem Rauchgas entfernt wird, soweit man nicht zur Einordnung von Entstaubungsanlagen schreiten will.

Besonders unangenehme Verschmutzungen entstehen bei der Verfeuerung salzhaltiger Kohlen (vgl. S. 56), bei denen die aufgestellten Grundsätze in gleicher Weise zu beachten sind. Betriebserleichterungen schafft ihre Verfeuerung in Mischung mit normalen Brennstoffen oder die zeitweise Verfeuerung aschenreicher, aber gutartiger Kohlen, deren Flugasche durch die Erosionswirkung reinigend wirkt. Diese Wirkung kann auch durch Tonzusatz erzielt werden. Bei Verfeuerung von Abfallbrennstoffen hat sich aus dem gleichen Grunde die Mitverwendung von Koksgrus (Koksasche) bewährt.

Alle diese Maßnahmen müssen jedoch noch unterstützt werden durch gut wirkende, richtig ausgelegte und angewandte und regelmäßig betriebene Rußbläser^{1, 2}. Für den Feuerraum sind Stoßbläser entwickelt

¹ Gumz, W.: Ursache, Verhütung und Bekämpfung rauchgasseitiger Kesselverschmutzung. III. Rußbläser und Reinigungsmaßnahmen. Glückauf Bd. 76 (1940) Heft 52 S. 721/728.

² Engler, O.: Neuartige Rußbläser für stark ansinternde Brennstoffe. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 3 S. 72/73.

worden, die im Ruhezustand zurückgezogen und vor Wärmestrahlung geschützt werden und die im Betrieb durch die Anwendung einer einzigen großen Düse eine hohe Durchschlagkraft und eine beträchtliche Reichweite erzielen. Auch Kiesbläser¹ haben sich bewährt, ohne daß zu große Angriffe des Baustoffs zu befürchten wären². Die Abschreckwirkung durch Aufspritzen von Druckwasser³ ist ebenfalls vorgeschlagen worden. Für hängende Heizflächenelemente (Überhitzer, Zwangslaufheizfläche) hat man auch Rüttelvorrichtungen mit Erfolg angewandt^{4, 5}.

Von Zeit zu Zeit müssen jedoch die Heizflächen außer Betrieb genommen und gründlich gereinigt werden. Neben den üblichen Verfahren der Reinigung von Hand mit Bürsten, Schabern und sonstigen Sonderwerkzeugen, Abblasen mit Preßluftlanzen und Abspülen mit Wasser sind in neuerer Zeit auch die Dämpfungsverfahren nach Raschek⁶, Hutter⁷ und Linz⁸ zur Anwendung gekommen.

Flugasche, Abgas- und Rauchschäden.

Die in die Atmosphäre gelangenden Verbrennungsprodukte setzen sich zusammen aus den unsichtbaren Gasbestandteilen CO_2 , SO_2 , SO_3 und den gelegentlich vorhandenen unverbrannten Gasen, aus dem Wasserdampf, der bei hohen Feuchtigkeitsgehalten des Abgases und tiefen Außentemperaturen als weiße Dampfwolke sichtbar wird, und aus den sichtbaren festen oder flüssigen (kondensierten) Schwebeteilchen der Flugasche, des Flugkokes und der in feinsten Verteilung auftretenden Rußpartikel und Teernebel (Rauch). Die schädigende oder störende Wirkung liegt teils in dem Absetzen der festen Schwebestoffe, in der Trübung der Atmosphäre (Lichtabsorption, Nebelkeime),

¹ Noelle, H., u. H. Quednau: Erfahrungen und Neuerungen bei Rußbläsern im Großkraftwerk Stettin. Elektrizitätswirtsch. Bd. 30 (1931) S. 682/685. — Kaiser, W.: Kiestrahlbläser, Betriebserfahrungen und Betriebskosten. Wärme Bd. 58 (1935) S. 75/78. — Quednau, H.: Der Kiesbläser, ein neues Gerät zum Rußblasen. Z. VDI Bd. 76 (1932) Heft 35 S. 846.

² Köchling: Blasversuche mit einem Kies-Weitstrahlbläser. Wärme Bd. 56 (1933) S. 623/624 — Quednau, H.: Rohrangriffe beim Kiesbläser. Wärme Bd. 59 (1934) S. 8/11.

³ Keppler, P. W.: Slag deposits on heat-absorbing surfaces and means for removal. Combustion (N. Y.) Bd. 11 (1940) S. 35/39.

⁴ DRP. 560705.

⁵ Peters, H.: Verwertung staubhaltiger Gase der Zellstoffindustrie im Lamont-Kessel. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 7 S. 153/158.

⁶ Prantner, K.: Über die Ansatzbildung an den rauchgasberührten Heizflächen, ihre Verminderung und Beseitigung. Wärme Bd. 62 (1939) S. 254/257.

⁷ Schumann, E.: Beseitigung von Ansatzbildungen auf der Rauchgasseite von Dampfkesseln. Wärme Bd. 62 (1939) S. 747/751. — Sauer mann, A.: Die Reinigung der Dampfkessel, ihre Vorteile und Gefahren. Masch.-Schad. Bd. 17 (1940) Nr 9/10 S. 86/90.

⁸ Siehe Fußnote 1 S. 377. — Gumz, W.: Die Dämpfungsverfahren zur rauchgasseitigen Heizflächenreinigung. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 1 S. 8/10.

teils in der Einwirkung (Wachstumshemmung) auf die Pflanzen und dem Angriff auf Bauwerke. Da mangelhaft ausgebrannter Flugkoks und Ruß einen beträchtlichen Wärmeverlust darstellt, hat man ihrer Vermeidung von jeher größte Aufmerksamkeit geschenkt, und die Feuerungstechnik ist heute weitgehend in der Lage, diese Verlustquellen auszuschalten. Daß dies nicht immer der Fall ist, und daß man heute noch Schornsteine mit tiefschwarz qualmenden Rauchfahnen antrifft, beruht darauf, daß nicht alle Feuerstellen von den gegebenen technischen Möglichkeiten Gebrauch machen oder aus wirtschaftlichen Gründen Gebrauch machen können — es handelt sich vielfach um ältere Anlagen —, wie es auch solche Feuerungen gibt, die infolge Überlastung und beengter Raumverhältnisse (Lokomotive, Lokomobile, kleinere Schiffskessel) zum Qualmen neigen, bei denen aber einfache Hilfsmittel, z. B. eine richtig ausgelegte Zweitluftzuführung, immerhin schon eine wesentliche Verbesserung bringen würden. Die Rauchneigung ist außerdem für verschiedene Brennstoffe sehr verschieden (vgl. Abb. 120 S. 314). Die Rauchfrage hat also heute nur noch eine untergeordnete Bedeutung.

Anders steht es mit der Flugaschenfrage. Die Staubgehalte verschiedener Industriegase sind Zahlentafel 53 zu entnehmen¹.

Zahlentafel 53. Staubgehalt von Industriegasen nach Guthmann¹.

Hüttenindustrie:	
Abgase aus Blei- und Zinn-Schmelzöfen	3— 20 g/Nm ³
Hochofengichtgas	10—200 „
Chemische Industrie:	
Abgase aus Kiesröstöfen	2— 5 „
Abgase aus Blenderöstöfen	5— 15 „
Zementindustrie:	
Abgase aus Drehöfen, Naßverfahren	5— 10 „
desgl., Trockenverfahren	8— 20 „
Rohstofftrockner	20— 80 „
Vergasungsindustrie:	
Braunkohlengeneratorgas	5— 50 „
Steinkohlengeneratorgas	3— 15 „
Trocknungsindustrie:	
Tonerdetrockner und Kalzinieranlagen	30—100 „
Kalk-, Gips- und Sandtrockner	5— 50 „
Kohlenindustrie:	
Steinkohlentrockner	10— 20 „
Braunkohlenröhrentrockner	12— 25 „
Kraftwerke und Feuerungsanlagen:	
Rauchgase aus Steinkohlenstaub-	
feuerungen	5— 15 „
Rauchgase aus Steinkohlenrostfeuerungen	2— 5 „

¹ Guthmann, Kurt: Entstaubung von Industriegasen. Techn. Mitt. (Essen) Bd. 34 (1941) Heft 11/12 S. 179/188.

Die Staubmengen können beträchtlich schwanken je nach Beanspruchung und Bauart der Feuerung, Rauchgasführung und Art des Brennstoffs. Staubzusammensetzung, Staubfeinheit und Körnungskarakteristik sind sehr verschieden, bei Kohlenstaubfeuerungen z. B. ist der Anteil an den feinsten und daher am schwierigsten abzuschiedenden Fraktionen überraschend groß, wie die Sieb- und Sichtanalyse des Flugstaubes (Elektrofilterstaub) einer Braunkohlenstaubfeuerung Zahlentafel 54 zeigt.

Zahlentafel 54. Sieb- und Sichtanalyse eines Braunkohlen-Elektrofilterstaubes nach Heinzelmann¹.

Anlage A.		
0— 5 μ	28,6%	} unter 50 μ 85,3%
5— 10 μ	19,7%	
10— 20 μ	20,4%	
20— 30 μ	8,6%	
30— 50 μ	8,0%	
50— 60 μ	3,4%	} über 50 μ 14,7%
60— 75 μ	4,8%	
75—125 μ	4,3%	
über 125 μ	2,2%	
100%		
Spezifisches Gewicht des Staubes	2,65	
Feuchtigkeit des Staubes	0,35%	
Kohlenstoffgehalt	1,92%	
Gesamtschwefelgehalt	3,1%	
Anlage B.		
0— 5 μ	39,6%	} unter 50 μ 96,8%
5—10 μ	31,2%	
10—20 μ	22,6%	
20—50 μ	3,4%	
über 50 μ	3,2%	über 50 μ 3,2%
100%		
Spezifisches Gewicht der Flugasche	2,8	
Feuchtigkeit der Flugasche	0,71%	
Glühverlust	1,44%	
Kohlenstoffgehalt	1,71%	

Sehr verschieden ist auch die Bewertung des Staubes. Während der Staub in der Hüttenindustrie, der chemischen Industrie und in der Zementindustrie vielfach einen erheblichen Wert besitzt, ja zum Teil einen besonders wertvollen Teil der Produktion darstellt, der auch kostspielige Entstaubungseinrichtungen wirtschaftlich rechtfertigt, ist dies bei den Feuerungen der Kraftwerke nicht der Fall; vielmehr be-

¹ Heinzelmann, H.: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 4 S. 116/121.

stehen bisher sehr beschränkte Verwendungsmöglichkeiten, und es entstehen zusätzliche Kosten für die Abfuhr — man kann sie zu etwa 1 RM./t schätzen¹ — und Schwierigkeiten in der endgültigen Unterbringung (Aufwirbelung durch den Wind!). Wie sehr daher die Entwicklung der Kohlenstaubfeuerung durch die Staubauswurffrage gehemmt wurde, ist bereits erwähnt worden. Durch Abscheidung innerhalb der Feuerung (Schlackenbodenfeuerung, Schmelzkammerfeuerung²) und in den Kesselzügen kann man zwar einen Teil des Staubes zurückhalten, aber doch bei weitem nicht so viel, daß Entstaubungsanlagen dadurch überflüssig würden. Da die Staubplage ja vor allem auch eine Funktion der absoluten Auswurfmenge ist, und die Energieerzeugung eine stark steigende Tendenz zu immer größeren Kesseleinheiten hat, wodurch ja die früher nebensächliche Staubfrage zu immer größerer Bedeutung gelangt ist, wird man der Abgasentstaubung immer größere Aufmerksamkeit schenken müssen. Bei der Planung neuer Großkesselanlagen muß, soweit ein Einbau von Staubabscheidern nicht sofort vorgesehen wird, zumindest die Möglichkeit für einen nachträglichen Einbau offen gelassen werden.

Für die Beurteilung staubtechnischer Fragen mußten zunächst sichere Grundlagen geschaffen werden, dazu gehört die Ausbildung des Staubmeßwesens³, das insofern große Schwierigkeiten bereitet, als mit einer oft recht ungleichmäßigen Staubbichte gerechnet werden muß, die durch Strömungsvorgänge, auch durch die Probenahme selbst gestört werden kann.

Rein wirtschaftliche Überlegungen werden je nach Lage des Werkes (abnehmerorientiert oder nicht) und seiner Umgebung (Siedlung, Art des Bodens und der Bodennutzung) auch allgemein volkswirtschaftlichen, gemeinnützigen und hygienischen Forderungen untergeordnet werden müssen. Um so notwendiger ist daher auch die Prüfung der

¹ Für die Beseitigung von Schlämmen durch Einspülen in Absetzbecken oder auf Halden gibt H. J. Salau für verschiedene Methoden Kosten von 0,25 . . . 1,40 RM/t an [Metall u. Erz Bd. 37 (1940) Heft 2 S. 25/30].

² Vgl. S. 360.

³ Fachausschuß für Staubtechnik im VDI, Praktische Ergebnisse auf dem Gebiete der Flugaschebeseitigung und Staubmessung. Berlin 1930. — Richtlinien für Leistungsversuche an Entstaubern. Berlin 1936. — Richtlinien für die Bestimmung der Zusammensetzung von Stauben nach Korngröße und Fallgeschwindigkeit. Berlin 1936. — Zimmermann, E.: Z. VDI Bd. 75 (1931) Heft 16 S. 481/486 — Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 4 S. 104/108. — Rosin u. Rammler, Bericht D 69 des Reichskohlenrats. Berlin 1935 — Braunkohle Bd. 34 (1935) Heft 30/32 S. 505/513, 525/530, 542/546. — Rammler, E., u. K. Breitling: Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 4 S. 97/104. — Gonell, H. W.: Arch. techn. Messen V 1286-1 (1933); V 1286-3 (1934). — Guthmann, K.: Arch. techn. Messen V 1286-6 (1935). — Lüth, F., u. K. Guthmann: Arch. Eisenhüttenw. Bd. 7 (1933/34) Heft 6 S. 343/351. — J. Engel: Wärme Bd. 64 (1941) Heft 29 u. 30 S. 277/282 u. 285/290.

Möglichkeiten einer etwaigen Verwertung der gewonnenen feinkörnigen Flugasche. Eine Reihe von Vorschlägen liegt heute schon vor, aber ein groß Teil technischer Entwicklungsarbeit wird auf diesem Gebiet noch geleistet werden müssen. So seien u. a. folgende Gruppen von Verwertungsmöglichkeiten genannt:

1. Flugasche als Zusatz zu Zement (Betonbereitung),
2. Flugasche als Magerungsmittel zum Ton und Herstellung von Ziegelsteinen und Klinkern,
3. Herstellung sonstiger Baustoffe (ohne Brennvorgang),
4. Tonerde- und Zementgewinnung durch Aufschluß der Flugasche,
5. Flugasche als Füllstoff und als Austauschstoff für Sand.

Die größten Aussichten liegen wohl in der Herstellung von Baustoffen. Bei der Herstellung von Ziegelsteinen¹, die im Ring- oder Tunnelofen gebrannt werden, darf der Gehalt an Brennbarem nicht zu groß sein, dieser Gesichtspunkt fällt bei der Herstellung von Leichtbaustoffen (Porenbeton) weg, das Herstellungsverfahren ist besonders einfach und aussichtsreich², Flugasche, Sand, Zement und Treibmittel (Wasserstoffsuperoxyd und Chlorkalkmilch) werden gemischt und in Formen vergossen. Ein anderes Verfahren (Rostone Inc.)^{3, 4} verwendet Flugasche, Kalk, Wasser und Harze (zum Schutz gegen Ausblühungen), preßt das Gemisch bei 176 at zu Steinen, die durch Dampf gehärtet werden. Die hochwertigsten Erzeugnisse liefert der chemische Aufschluß der Flugasche und die Herstellung von reiner Tonerde und Zement nach einem Verfahren der I. G. Farbenindustrie A.-G.⁵ und in anderer Form nach Vorschlägen von Guertler⁶. Sie erfordern allerdings auch den höchsten Kapitalaufwand und sind infolge des hohen Kalkverbrauchs an Kalkvorkommen gebunden. Als Austauschstoff für Sand z. B. bei der Dachpappenherstellung und für andere Zwecke³ kommen nur sehr beschränkte Mengen in Frage, so daß die Aussichten solcher Verfahren, die dem Massenanstieg an Flugasche in keiner Weise entsprechen, gering sind — allenfalls besitzen sie örtliche Bedeutung.

¹ Richter, H.: DRP. 586332.

² Verfahren der Leichtbaustoff-G.m.b.H., Frankfurt a. M. vgl. Schneider, A.: Der Porenbeton. Bauindustrie Bd. 8 (1940) Heft 15.

³ Thorson, A. W., u. J. S. Nelles: Possibilities for utilization of pulverized-coal ash. Mech. Engng. Bd. 60 (1938) Heft 11 S. 845/851.

⁴ Peffer, H. C., Richard L. Harrison u. R. Norris Shreve: Rostone, Inc., Lafayette, Ind.: A new synthetic stone. Ind. Engng. Chem. Bd. 25 (1933) Nr 7 S. 719/722. — Harrison, R. L., P. W. Jones u. R. Norris Shreve: Rostone operations. Ind. Engng. Chem. Bd. 25 (1935) Nr 9 S. 1023/1026. — USA.-Patent 1852672, 1877959, 1852676. — DRP. 600437.

⁵ Franz. Pat. 849039.

⁶ Guertler, W.: Neue Vervollkommnung des alkalischen Verfahrens zur Zerlegung von Ton in reine Tonerde und Zement. Metall u. Erz 37 (1940), 2 und 3, S. 30/32 und 46/47.

Über die Technik der Flugstaubabscheidung besteht ein reiches Schrifttum, auf das verwiesen sei¹. In Frage kommen bei größeren Stäuben mechanische Staubabscheider von den einfachen, aber nur beschränkt wirksamen Staubkammern bis zu den Fliehkraftabscheidern (Zyklonen), bei feineren Stäuben verbesserte mechanische Staubabscheider, Mehrfachzyklone, Naßabscheider, Elektrofilter und bei feinsten Stäuben Tuchfilter, rotierende Gaswäscher, elektrische Gasreinigung und Naßelektrofilter sowie Kombinationen verschiedener Systeme (Vorreiniger und Feinreiniger).

Was man gemeinhin unter Rauchschäden versteht, sind genauer gesagt Abgasschäden. Staub kann sich, besonders in Gartenkulturen, durch Staubablagerungen auf den Blüten ungünstig auswirken, als Mineralstoff aber ist er eher noch als ein Düngemittel anzusprechen. Auch die Kohlensäure ist für die Pflanze wertvoll, so daß schwefelsäurefreie Rauchgase geradezu eine willkommene Kohlensäuredüngung darstellen würden, als schädlich ist dagegen die Schwefelsäure und die schweflige Säure, die an der Luft schnell zu Schwefelsäure oxydiert wird, anzusehen^{2, 3}.

Die einwandfreie Erkennung von Rauchgasschäden^{3, 4, 5} ist überaus schwierig, zumal andere Schäden mit ähnlichen Merkmalen zu Verwechslungen führen können, so z. B. Schäden durch tierische und pflanzliche Parasiten oder Wurzelschäden, die die verschiedensten Ursachen haben können. Ferner spielen Klima, Boden- und Wasserhältnisse eine Rolle für die Widerstandsfähigkeit der Pflanze, die je nach deren Art verschieden ist. Eine feste Regel läßt sich nicht aufstellen, Nadelhölzer (besonders die Fichte) scheinen jedoch am stärksten gefährdet zu sein, während Feld- und Gemüsepflanzen am widerstandsfähigsten sind. In gewissem Grade liegt schon in der forstlichen „Monokultur“ — im Gegensatz zur natürlichen Pflanzengemeinschaft — eine gewisse Gefahr, weil sie die Anfälligkeit gegen Krankheiten steigert — ebenso auch gegen andere Schäden wie Frost und Windbruch,

¹ Meldau, R.: Der Industriestaub. Berlin 1926. — Knabner, O.: Das Schrifttum über Kohlenstaub. 23. Berichtsfolge des Kohlenstaubausschusses des Reichskohlenrats. Berlin 1930. — Fachheft Rauchgas-Entstaubung. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 4 — Techn. Mitt. (Essen) Bd. 34 (1941) Heft 11/12. Dort weitere Schrifttumshinweise.

² Haselhoff, E.: Grundzüge der Rauchschadenkunde. Berlin 1932.

³ Haselhoff, E., G. Bredemann u. W. Haselhoff: Entstehung, Erkennung und Beurteilung von Rauchschäden. Berlin 1932 (dort ausführliche Schrifttumsangaben).

⁴ Wislicenus, H.: Grundsätzliches zur technischen Abgas- und Rauchschadenfrage und zu den Aussichten auf ihre Lösung. Beih. 3 zu Angew. Chem. und Chem. Fabrik. Berlin 1933.

⁵ Bredemann, G., u. H. Radeloff: Gang und Methoden der Rauchschaden-erhebungen. Angew. Chem. Bd. 50 (1937) Heft 19 S. 331/334.

abgesehen von nachteiligen Rückwirkungen auf den Wasserhaushalt des Bodens. Für die Beurteilung von Rauchschäden sind weiter heranzuziehen: Beobachtungen über die vorherrschende Windrichtung, Zeitpunkt und Dauer der Einwirkung — nur in der Vegetationsperiode und unter Mitwirkung des Sonnenlichts entstehen Rauchschäden, also nicht in der Nacht oder im Winter, da es sich um Assimilationsgifte handelt — und die Bodengestaltung, also die Luftströmung in Bodennähe. Untersuchungen über Rauchgasschäden sind daher außerordentlich schwierig und verlangen das Zusammenwirken des Botanikers und Forstmannes auf der einen, des Chemikers und Ingenieurs auf der anderen Seite; neben den botanischen (morphologisch-anatomischen), chemischen und spektroskopischen Untersuchungen des Pflanzenphysiologen neben Boden und Luftuntersuchungen (Schwierigkeit der Probenahme!) und Wetterbeobachtungen gehört dazu die Untersuchung der Abgasquellen nach Art, Menge, Gaszusammensetzung und Temperatur sowie die technische und wirtschaftliche Untersuchung aller Möglichkeiten zu einer Milderung der Schäden. Da sich Industrie, Landwirtschaft und Forstwirtschaft ihre Daseinsberechtigung nicht gegenseitig absprechen können, bleibt nur die Möglichkeit, die Produktionshemmungen auf beiden Seiten auf einen Mindestwert zu bringen. Rauchschadensfragen sollten daher — unter Ausschaltung des Rechtsweges — durch eine Zusammenarbeit der beteiligten Wirtschaftsgruppen unter Mitwirkung der Wissenschaft zu einem größten Gemeinutzen bzw. einem geringsten Allgemeinschaden abgeglichen werden. Gegenseitige Rücksichtnahme muß dabei auf beiden Seiten walten, so kann auch durch Auswahl geeigneter Kulturen und besonders sorgfältige Bodenbearbeitung in gefährdeten Gebieten manches erreicht werden.

Nachdem es Mittel zur Vermeidung schädlicher Abgase nicht gibt — aufbereitungstechnisch läßt sich der Schwefel selbst bei erheblichem Aufwand nicht restlos entfernen —, so bleibt nur die Milderung durch weitgehende Verdünnung der schädlichen Bestandteile durch gute Verteilung und Verwirbelung mit der Luft übrig. Staubabscheidung und Abgasschädenbekämpfung stellen leider hier gerade entgegengesetzte Forderungen! Während die Staubabscheidung um so eher und um so wirksamer möglich ist, je mehr die Wärme- und Energieerzeugung konzentriert wird, verlangt die Abgasschädenbekämpfung zur Erzielung einer schnellen Gasverdünnung eher eine Dezentralisation. Hohe Schornsteine sind kein wirksames Mittel hierzu, im Gegenteil, die höheren Luftschichten zeichnen sich meist durch das Vorherrschen gleichmäßiger Luftströmungen aus, was eine große Reichweite des Gases zur Folge hat, während in großer Bodennähe eine viel stärkere Turbulenz herrscht. Gute Verwirbelung mit der Luft verlangt

nach Wislicenus¹ hohe Temperaturunterschiede zwischen Abgas und Luft (entgegen den wirtschaftlichen Forderungen des Feuerungsbetriebes), Dezentralisation der Abgasquellen und Auflösung der Gasaustrittsquerschnitte in möglichst viele Einzelstrahlen (Gitterschornsteine).

Der Angriff der Rauchgase oder ihrer Bestandteile auf Bauwerke² beruht teils auf der Verstärkung der Verwitterungswirkung des Wassers durch seine Ansäuerung, teils auf der spezifischen Wirkung der Schwefelsäure. Die schweflige Säure (SO_2) wird an der Luft und im Regenwasser, welches SO_2 absorbiert, zu Schwefelsäure oxydiert und bildet als solche Schwefelverbindungen (Sulfate) des Kalziums, des Magnesiums, des Aluminiums, des Eisens usw. Also aus dem CaCO_3 (im Baustoff) entsteht CaSO_4 , welches dann zu $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$ hydratisiert wird, d. h. Kristallwasser anlagert, ein Vorgang, der mit einer starken Volumvermehrung verbunden ist. Durch den Kristallisationsdruck wird eine Sprengwirkung hervorgerufen. Treten aber erst einmal Spuren einer Zersetzung auf, so schreitet die Zerstörung und Verwitterung schnell fort.

Weitere Schäden können durch Flugaschenablagerungen auftreten, sie spalten bei ihrer Durchfeuchtung durch das Regenwasser Schwefelsäure ab und können so zerstörend auf die Unterlage einwirken. Auf die Schäden durch Abgase der metallurgischen und chemischen Betriebe („Hüttenrauch“), die Chlor, Salzsäure, Fluorverbindungen, Stickstoffsäuren, Ammoniak, Schwefelwasserstoff u. a. m. enthalten können, soll hier nicht eingegangen werden, es sei auf das Schrifttum verwiesen³.

Die Ölfeuerung.

Die Verfeuerung von Heizöl⁴ verlangt eine Zerstäubung und Mischung des Öles mit der Verbrennungsluft. Je nach der Art dieses Vorganges unterscheidet man

1. Luftzerstäubung,
2. Dampfzerstäubung,
3. mechanische Zerstäubung (Druckzerstäubung),
4. mechanische Zerstäubung durch Fliehkraft.

Die Luftzerstäubung kommt nur für Kleinanlagen in Frage, das Öl, das hochwertig und dünnflüssig sein muß, fließt dem Brenner aus dem

¹ Siehe Fußnote 4 S. 383.

² Graf, Otto u. Hermann Goebel: Schutz der Bauwerke gegen chemische und physikalische Angriffe. Berlin 1930.

³ Siehe Fußnote 2 u. 3 S. 383. — Ferner Carl Loeser: Abgase. Technik ihrer Entäubung, Entstaubung und Entgiftung. Berlin 1940.

⁴ Essich, O. A.: Die Ölfeuerungstechnik. 2. Aufl. Berlin 1921. — Schulz, Bruno: Die Ölfeuerung unter besonderer Berücksichtigung der Erfahrungen in den in- und ausländischen Kriegs- und Handelsmarinen. Halle a. d. S. 1925. — Romp, H. A.: Oil Burning. den Haag 1937.

hochliegenden Tank zu und wird von der mit einem Druck von 100 bis 200 mm WS zugeführten Verbrennungsluft zerstäubt. Im Gegensatz dazu ist die Dampferstäubung von der zugeführten Luftmenge unabhängig, sie arbeitet daher mit geringerem Luftüberschuß und mit gleichbleibender Zerstäubungsgüte in weitem Lastbereich. Nachteilig ist der hohe Dampfverbrauch, der 2 bis 3 % der Kesselleistung ausmacht, in ungünstigen Fällen auch noch mehr. Am weitesten verbreitet ist in Industrie- und Kesselanlagen die Druckzerstäubung. Sie arbeitet mit Öldrücken von 7 bis 15 atü, vereinzelt auch bis 20 atü. Der Vorteil liegt in dem geringeren Energieverbrauch für die Zerstäubung, der Nachteil in der Abhängigkeit der Zerstäubungsgüte von der Belastung und dem dadurch beschränkten Regelbereich. Die Anpassung an die Leistung kann daher in größerem Bereich nur durch Abschalten einzelner Brenner und durch Auswechseln der Düsen durch solche kleinerer Bohrung erfolgen. Bei kleinen Düsenbohrungen besteht die Gefahr einer Verstopfung. Demgegenüber bietet die Zerstäubung durch Fliehkräfte die Möglichkeit einer gleichbleibenden, lastunabhängigen Zerstäubung, was durch eine von einem Motor oder einer Preßluftturbine angetriebene rotierende Schale erreicht wird. Bei dieser Bauart sind Einzelleistungen eines Brenners bis 1,5 t/h Öl möglich (Beispiel Saacke-Brenner). Im Schiffsbetrieb, dem wichtigsten Anwendungsgebiet für Ölfeuerungen¹, herrschen mechanische Zerstäuberbrenner vor.

Das Heizöl muß frei von festen Bestandteilen und genügend dünnflüssig sein, um leicht gefördert und wirksam zerstäubt werden zu können. Zu diesem Zweck wärmt man es bereits im Tank leicht (auf etwa 40° C), vor dem Brenner je nach seiner Zähigkeit weiter bis auf 70 bis 150° C vor, so daß seine Zähigkeit im Brenner etwa bei 2 bis 4° Engler liegt. Über die Auflösung des Flüssigkeitsstrahles, die Tropfenbildung, die Tropfengröße, die Strahl- bzw. Tropfengeschwindigkeit, die Reichweite und den Strahlwinkel liegen zahlreiche Untersuchungen vor, da dieses Problem ja auch für den Dieselmotor eine entscheidende Rolle spielt².

¹ Warneke, H.: Ölfeuerungen auf Handelsschiffen. Feuerungstechn. Bd. 25 (1937) Heft 6 S. 177/179.

² Kühn: Über die Zerstäubung flüssiger Brennstoffe. Diss. Danzig 1927. — Haenlein, A.: Über den Zerfall eines Flüssigkeitsstrahles. Forschung Bd. 2 (1931) Heft 4 S. 139/149. — Sass, Fr.: Neuere amerikanische und deutsche Untersuchungen über Druckeinspritzung bei Dieselmotoren. Forschung Bd. 2 (1931) Heft 10 S. 351/358. — Holfelder, O.: Zur Strahlzerstäubung bei Dieselmotoren. Forschung Bd. 3 (1932) Heft 5 S. 229/240. — Der Einspritzvorgang bei Dieselmotoren. Z. VD IBd. 76 (1932) Heft 51 S. 1241/1244. — Klüsener, O.: Zum Einspritzvorgang in der kompressorlosen Dieselmachine. Z. VDI Bd. 77 (1933) Heft 7 S. 171/172. — Schweitzer, P. H. s. unter Sass, ferner Pennsylvania State Collage Bull. Nr. 12 (1930), Nr. 20 (1934), Eng. Exp. Sta. Bull. Nr. 46 (1937). — Zinner, K.: Neuere Anschauungen über den Zündvorgang im Dieselmotor. Z. VDI Bd. 83 (1939) Heft 39 S. 1073/1079.

Beim Brenner¹ sind zwar die Einspritzdrücke geringer, die Tropfen daher auch größer, aber es steht ja auch ein größerer Raum und eine längere Zünd- und Brennzeit zur Verfügung. Diese Forschungsarbeit auf dem Gebiete der Dieselmotoreinspritzung kommt der Ölfeuerung besonders zugute, wenn es sich darum handelt, Schweröle wirtschaftlich zu verfeuern. Dieses Problem ist durch die mechanische Zerstäubung selbst bei Weichpech mit Erfolg gelöst worden, wobei durch Anwendung einer Ölrückführung aus der Düsenkammer sogar ein sehr weiter Regelbereich (1 : 10) erreicht werden konnte². Neben einer kleinen Tröpfchengröße und einer guten Tropfenverteilung wird zur Erzielung einer guten Raumausnutzung ein breiter Strahlwinkel angestrebt. Der Strahlwinkel steigt mit dem Druck und mit zunehmender Dünflüssigkeit an, auch wird er von der Düsenform, ihrer Länge und der Axial- und Radialkomponente der Strahlgeschwindigkeit mitbestimmt, die durch Düseneinsätze, die Größe der Düsenkammer, durch tangentielle Einströmung in die Düsenkammer und ähnliche bauliche Maßnahmen beeinflußt werden. Der Düsendurchmesser richtet sich hauptsächlich nach der geforderten Durchsatzmenge, die ihrerseits vor allem druckabhängig ist. Je kleiner der Durchmesser ist, um so kürzer ist die Zerfallszeit des Strahles, um so schneller geht die Auflösung in Tropfen vor sich. Die Tropfengröße bewegt sich in der Größenordnung von 0,08 ··· 0,20 mm; kleinere Tröpfchen werden beim Eintritt in den Feuerraum schnell verdampfen, größere jedoch, ähnlich wie bei den festen Brennstoffen in der Staubfeuerung, vom Luftsauerstoff von außen her abgebaut werden. Die Verbrennung flüssiger Brennstoffe nimmt etwa eine Mittelstellung ein zwischen der Volumreaktion einer Gasfeuerung und der Oberflächenreaktion einer Staubfeuerung. Durch meines Wissens noch nicht vorliegende Messungen der Verdampfungsgeschwindigkeit des Öles und der Reaktionsgeschwindigkeit der Oberflächenreaktion ließe sich eine Entscheidung darüber herbeiführen, welcher dieser beiden Vorgänge jeweils überwiegt.

Bei mechanischer und bei Dampf-Zerstäubung ist der nächste Schritt, dem zerstäubten Öl die notwendige Verbrennungsluft — und möglichst nur diese — zuzuführen, wobei auf die Verteilung des Öls im Strahl Rücksicht genommen werden muß, so daß diese Aufgabe bei jeder Brennerkonstruktion eine andere Lösung verlangt. Die bereits bei der Staubfeuerung gekennzeichnete analoge Aufgabe, dem Öltropfen eine hohe Relativgeschwindigkeit gegenüber der Verbren-

¹ Glendenning, E. B., A. R. Black, L. H. Ventres u. W. A. Sullivan: Trans. Amer. Soc. mech. Engrs. Bd. 61 (1939) Heft 5 S. 373/381 — Ref. Z. VDI Bd. 84 (1940) Heft 16 S. 274/275.

² Bargeboer, A.: The use of pitch as a fuel. J. Inst. Fuel Bd. 13 (1940) Heft 73 S. 265/269.

nungsluft zu erteilen, gelingt bei der Druckzerstäubung besonders gut, da man nicht an die Schwebegeschwindigkeit gebunden ist. Die Ölpumpe liefert in diesem Falle die notwendige Energie. Gerade die Zerstäubung durch Abschleudern des Öles, wie beim rotierenden Schalenbrenner oder ähnlichen Bauarten, bietet die Möglichkeit zur Ausbildung einer hohen Relativgeschwindigkeit, da Öl und Luftstrom unter einem Winkel von 90° aufeinandertreffen können. Neben dem Vorteil einer gleichbleibenden Ölzerstäubung und einer guten Gemischregelung dürfte darin der Hauptvorteil dieser Brennertypen liegen.

Die Brennzeit von Heizöl liegt in der Größenordnung von 0,2 bis 0,6 s, die Zündzeit ist wesentlich von den Vorgängen der Strahlaulösung abhängig, die Gesamtbrennzeit (d. i. Zündzeit + Brennzeit) wird daher in sehr starkem Maße von dem Zerstäubungsdruck und den baulichen Maßnahmen zur Erzielung feiner Zerstäubung abhängen. Darin liegt auch der Wert der Ölvorwärmung.

Die Feuerraumbelastung einer Ölfeuerung ist nach Tapp¹

bei großen Heizungskesseln	356000	·	712000	kcal/m ³ h
bei mittleren Hochdruckkesseln	356000	·	712000	„
bei großen Hochdruckkesseln	356000	·	1780000	„
bei Schiffskesseln (Kriegsmarine)	356000	·	890000	„
bei Schiffskesseln (Handelsmarine)	530000	·	1780000	„
bei Industrieöfen	267000	·	890000	„

Die Druckfeuerung.

Bei Verbrennung unter einem höheren Druck als dem atmosphärischen kommt noch der Einfluß des Feuerraumüberdruckes und die höhere Gasdichte im Verbrennungsraum zur Auswirkung, die beide zu einer Erhöhung der Feuerraumbelastbarkeit führen. Gl. (526) S. 359 setzte Atmosphärendruck im Feuerraum voraus. Herrscht dort jedoch der absolute Druck p_1 gegenüber einem Atmosphärendruck p_0 , so lautet die Gleichung der Feuerraumbelastung

$$q = \frac{(H_u + I_i) \cdot 3600}{(V_n)t_m \cdot z_{sch}} \cdot \frac{p_1}{p_0} \text{ [kcal/m}^3 \text{ h]}. \quad (527)$$

Die Belastbarkeit steigt also direkt proportional mit dem Druck an. Dies gilt für alle Feuerungsarten, also für Staub-, Öl- und Gasfeuerungen.

Bei Ölfeuerungen mit mechanischer Zerstäubung kommt dazu noch der Einfluß der höheren Luftdichte, der sehr erheblich ist. Abb. 138 zeigt die Reichweite bzw. die Abnahme der Strahl-, d. h. der Tropfengeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Luftdichte nach Messungen

¹ Tapp, Harry F.: Liquid Fuels. In Kent's Mechanical Engineers's Handbook. II. New York und London 1936.

von P. H. Schweitzer¹. Im dichteren Medium wird der Strahl wesentlich schneller abgebremst. Die Vernichtung der Energie auf kürzerem Wege führt daher am einzelnen Tropfen zu einer stärkeren Turbulenz. Der Strahlwinkel wird größer, die Zerstäubung feiner. Die Halbmesser der Öltröpfchen sind nach Triebnigg² etwa

$$r = \frac{31,1}{p_u \cdot \gamma_l} \text{ [mm]}, \tag{528}$$

also umgekehrt proportional dem spezifischen Gewicht der Luft (d. h. des Gases im Verbrennungsraum, da hier die Verhältnisse im Dieselmotorenzylinder der Betrachtung zugrunde liegen) und ebenfalls umgekehrt proportional dem Einspritzdruck des Öles p_u atü. Da nach Gl. (1)

$$\gamma_l = \frac{p_1}{p_0} \cdot \gamma_0 \tag{529}$$

ist, wird also auch der Tropfenhalbmesser umgekehrt proportional dem absoluten Druck bzw. der Dichte im Verbrennungsraum sein. Setzt man eine Oberflächenreaktion als bestimmenden Vorgang voraus, und sieht man in erster Annäherung dabei die für Kohlenstaub gefundene Abhängigkeit der Brennzeit vom Teilchendurchmesser als gültig an, so würde nach Gl. (517) S. 296 die Brennzeit mit der 1,85ten Potenz des Tröpfchenhalbmessers steigen. Gegenüber einem unter atmosphärischem

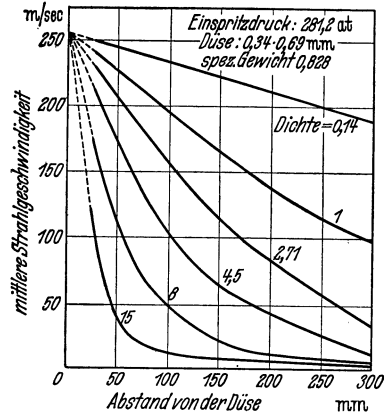


Abb. 138. Tropfengeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Abstand von der Einspritzdüse und von der Luftdichte nach Schweitzer. Einspritzdruck 281 at, Düsenabmessung 0,34 · 0,69 mm, Zähigkeit des Öles 6,2 Centi stokes, Wichte 0,828.

Druck stehenden Feuerraum würde die Belastbarkeit der Öldruckfeuerung nicht nur nach Gl. (527), sondern sogar mit der 2,85ten Potenz des Feuerraumdruckes steigen. Gegenüber der Normalfeuerung würde also eine Aufladung auf 2 ata eine 7,2fache, auf 3 ata eine 22,9fache und auf 4 ata bereits eine 52fache Brennkammerbelastung möglich machen. In Abb. 139 gibt die Strecke *a* die Steigerung der Belastbarkeit an, wie sie sich allein aus den Gasgesetzen ergibt, die Strecke *b* den zusätzlichen Einfluß der Verbesserung der Ölzerstäubung. Hierzu kommt, daß man höhere Öldrücke anwenden kann, ohne befürchten zu müssen, daß der Strahl zu dünn bleibt, also den Raum schlecht ausfüllt oder bis an die Rückwand gelangen

¹ Schweitzer, P. H.: Penetration of oil sprays. The Pennsylvania State College. Engng. Exp. Sta. Bull. Nr. 46 (1937).

² Triebnigg, H.: Der Einblase- und Einspritzvorgang bei Dieselmotoren. Wien 1925.

könnte, da ja seine Reichweite (s. Abb. 138) so viel geringer ist. Daraus ist der Schluß zu ziehen, daß bei Staub- und Gasfeuerungen die Steigerungsmöglichkeit durch den Druck in mäßigen Grenzen bleibt, daß dagegen für die Heizölverfeuerung mit mechanischer Zerstäubung erhebliche Vorteile durch die Druckfeuerung erzielbar sind. Dies wird bestätigt durch Versuche mit Druckfeuerungen¹ besonders an Veloxkesseln².

Bei Aufladedrücken von $p = 2 \cdots 3$ ata wurden Feuerraumbelastungen von $6 \cdots 7,5 \cdot 10^6$ kcal/m³ h erreicht — nach Klingelfuß als Höchstwert $10 \cdot 10^6$ kcal/m³ h, d. i. im Mittel rund das Zehnfache gegenüber einer Normaldruckfeuerung, während bei Gichtgas nach Noack nur $5 \cdots 5,5 \cdot 10^6$ möglich sind, also das Zwei- bis Dreifache einer Normaldruck-Gasfeuerung. Die Zerstäubung ist also ohne Zweifel durch die höhere Luftdichte wesentlich verbessert und die Brennzeit — übrigens auch bei minderwertigen Ölen — entsprechend gekürzt worden. Ob indessen diese Steigerungsmöglichkeit diese stets wachsende Tendenz unbegrenzt beibehält, wie es Abb. 139 vermuten ließe, kann nicht mit Sicherheit vorausgesagt werden, da bei höheren Drücken die Zerstäubung schließlich so vollkommen wird, daß der Verbrennungsvorgang mehr und mehr in den einer Gasfeuerung übergeht, mit anderen

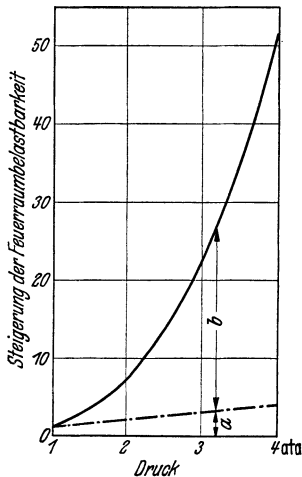


Abb. 139. Zunahme der Feuerraumbelastbarkeit einer Ölfeuerung mit dem Druck.

Worten, daß die Steigerungsfähigkeit doch einen Grenzwert erreicht, der gegeben ist durch den physikalischen Gas-Luft-Mischvorgang, der ja bei weitem nicht so stark vom Druck beeinflussbar ist. Mit Recht kann zwar noch geltend gemacht werden, daß bei der Druckfeuerung für die Gas- und Luftzuführung und -mischung erheblich höhere Überdrücke zur Verfügung gestellt werden können, worin ja auch ein Vorteil liegt, wenn er auch gegenüber den Möglichkeiten bei der Flüssigkeitszerstäubung kleiner sein wird.

Auf das Sondergebiet der Verbrennungskraftmaschinen soll hier nicht eingegangen werden. Hier liegt ja bekanntlich der Fall einer

¹ Wärme Bd. 59 (1936) Heft 45 S. 762.

² Noack, W. G.: Druckfeuerung von Dampfkesseln in Verbindung mit Gasturbinen. Z. VDI Bd. 76 (1932) Heft 42 S. 1033/1039 — Stahl u. Eisen Bd. 54 (1934) Heft 49 S. 1263/1265; Bd. 55 (1935) Heft 41 S. 1086/1091. — Stodola, A.: Z. VDI Bd. 79 (1935) Heft 14 S. 429/436. — Klingelfuß, E.: Wärme Bd. 60 (1937) Heft 51 S. 831/841. — Noack, W. G.: Z. VDI Bd. 85 (1941) Heft 51/52 S. 967/975.

Druckverbrennung unter ganz erheblichen Überdrücken vor, die Brennraumbelastungen müssen aber auch um ein großes Vielfaches größer sein als in einer Feuerung, wenn man berücksichtigt, daß für die Verbrennung ja nicht das gesamte Hubvolumen zur Verfügung steht, sondern nur ein Bruchteil. Da man die Beendigung der Verbrennung schwerlich feststellen kann, läßt sich eine Vergleichszahl nur schwer angeben.

Die Gasfeuerung.

Die einfachste Form eines Gasbrenners ist ein offenes Rohr, aus welchem das Gas ausströmt und nach der Zündung durch eine fremde Wärmequelle an der Luft verbrennt. Das Gas erhält dann nur so viel Luft, wie es sich aus seiner Umgebung heranholen kann, es verbrennt folglich langsam mit langer, unsteter und leuchtender Flamme. Die kleinsten Strömungsstörungen des Gases und der Luft machen sich im Flammenbild bemerkbar. Führt man dagegen einen Teil der Luft (etwa ein Drittel) mit dem Gas zu und läßt das Gemisch durch ein längeres Rohr (Mischrohr) strömen, so wird die Flamme kurz, stet und entleuchtet (Prinzip des Bunsenbrenners). Im Kegel des Bunsenbrenners läßt sich — z. B. nach Trennung des Innenkegels von der Außenflamme durch Aufsetzen eines Spaltungsrohres, welches die Zweitluftzufuhr unterbindet — ein Gemisch von CO , CO_2 , H_2 und H_2O feststellen, welches dem Wassergasgleichgewicht bei der dort herrschenden Temperatur entspricht. Die Höhe des Innenkegels ergibt sich aus der Austrittsgeschwindigkeit des Gas-Luft-Gemisches und aus der Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Verbrennungsreaktion senkrecht zu dieser Brennfläche, die daher aus der Kegelhöhe bestimmt werden kann (Verfahren nach Guy-Michelson). Die wirkliche Form des Innenkegels weicht von dem mathematischen Kegel vor allem am Brennerrand und an der Spitze infolge der Geschwindigkeitsverteilung des ausströmenden Gases und einiger anderer sekundärer Einflüsse ab¹. Die Auswirkungen dieser Vormischung sind, abgesehen von der Entleuchtung, ein geringerer als Zweitluft zuzuführender Luftanteil, die schnelle Ausbildung hoher Temperaturen, wodurch die Strömungsgeschwindigkeiten gesteigert und die Ansaugung der restlichen Luftmenge beschleunigt wird. Darauf ist die kurze Flamme des Brenners mit Vormischung zurückzuführen. Schon dieses Beispiel zeigt, daß strömungstechnische Vorgänge bei der Gasverbrennung eine ganz überragende Rolle spielen. Die Reaktion der Gasverbrennung oder Gasumsetzung geht, wenn Gas- und Luftmoleküle unmittelbar zusammengebracht werden, mit außerordentlich großer Geschwindigkeit — näm-

¹ Mache, Heinrich: Physik der Verbrennungerscheinungen. Leipzig 1918. — Jost, Wilhelm: Explosions- und Verbrennungsvorgänge in Gasen, S. 68/89. Berlin 1939.

lich explosionsartig — vor sich. Die stationäre Brennfläche befindet sich lediglich in einem Gleichgewicht zwischen der Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Explosion, der sog. Verbrennungsgeschwindigkeit und der Strömungsgeschwindigkeit. Die Geschwindigkeit der Verbrennungsreaktion, die sich nur in einer dünnen Schicht (mit Recht kann man daher von einer „Brennfläche“ sprechen) abspielt, fällt gar nicht ins Gewicht gegenüber den langsamen Vorgängen der Heranführung der Luft an das Gas durch Mischung, Turbulenz und Diffusion. Nach Rummel¹ ist die Feuerung ein Mischgerät, die eigentliche chemische Reaktion kann völlig vernachlässigt werden, der Brennraum ist gleich dem Mischraum, die Brennzeit gleich der Mischzeit oder, auf kürzeste Formel gebracht: „Gemischt = verbrannt!“

Von der Vormischung nach Art des Bunsenbrenners macht man im Feuerungsbau nur noch beschränkt Gebrauch. Der Bunsenbrenner eignet sich wohl gut für konstante Leistungen, bei konstantem Gasdruck und bei kleinen Mischrohrabmessungen. Außer als Laboratoriumsbrenner wird er in den verschiedenen Brennerkonstruktionen der Haushaltgasgeräte — so im Gasherd — verwendet, soweit nicht noch einfachere Brenner in Form gelochter Rohre (Gasbadeöfen) gewählt werden, die mit langer leuchtender Flamme brennen². Sinkt die Gasaustrittsgeschwindigkeit unter die Verbrennungsgeschwindigkeit, so tritt die Brennfläche in das Brennerrohr zurück und kommt durch die starke Abkühlung an den Wandungen des Rohres zum Erlöschen (Zurückschlagen des Brenners). Diese mangelnde Rückschlagsicherheit zwingt bei größeren Brennern für gewisse Betriebszufälle (wie etwa Wegbleiben des Stromes, Stehenbleiben des Ventilators) besondere Sicherheitseinrichtungen und explosions sichere Ausführung.

Die Brennerbauarten³ lassen sich — trotz der Vielzahl von Konstruktionen — in einige wenige Hauptgruppen einteilen:

1. Brenner mit Vormischung (oder teilweiser Vormischung) vor dem
2. Mischbrenner (Gas-Luft-Mischung im Brenner), [Brenner,
3. Parallelstrombrenner (Gas-Luft-Mischung im Verbrennungsraum),
4. Kombinationen der drei Brennerarten (bes. der 2. und 3. Bauart).

¹ Rummel, Kurt: Der Einfluß des Mischvorganges auf die Verbrennung von Gas und Luft in Feuerungen. Düsseldorf 1937 — Arch. Eisenhüttenw. Bd. 10 (1936/37) Heft 11 S. 505/510; Bd. 11 (1937/38) Heft 1/5 S. 19/30, 67/80, 113/123, 163/181 und 215/224.

² Huppert, O.: Gasverbrauchsgeräte. (Kohle. Koks. Teer Bd. 33.) Halle a. d. S. 1934.

³ Neumann, Gustav: Gasbrenner. Stahl u. Eisen Bd. 56 (1936) Heft 34 S. 941/952. — Sachs, E.: Industriegasbrenner. (Kohle. Koks. Teer Bd. 35.) Halle a. d. S. 1937. — Schwiedeßen, Hellmuth: Die Mischvorgänge in Gasbrennern verschiedener Bauart. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 13 (1939/40) Heft 7 S. 283/292.

Nach der Art der Zuführung von Gas und Luft kann man nach Neumann¹ unterscheiden zwischen

a) Hochdruckgasbrenner (bis 3000 mm WS Gasdruck) mit Luftansaugung durch Injektorwirkung (Vorteil: einfach, Absperrung durch einen einzigen Gashahn, kein Luftventilator und keine Luftleitungen, Nachteil: keine Gemischregelung und keine Luftvorwärmung möglich;

b) Niederdruckbrenner mit Luftzuführung durch Ventilatoren (Regelfall für große Industriegasbrenner), wobei die Luftzuführung gegebenenfalls unterteilt sein kann und das Brennerprinzip unter 1. bis 4. anwendbar ist.

In allen Fällen ist für die Brennerleistung der Strömungswiderstand des Brenners für Gas und Luft (das Schluckvermögen), für das Flammenbild, d. i. die Form, Länge, Gaszusammensetzung und Vollständigkeit des Ausbrandes die Gas-Luft-Mischung entscheidend. Zur Erzielung hoher Durchsatzleistungen und einer wirtschaftlichen Gasverbrennung sind daher „unproduktive Widerstände“, d. h. Widerstände und Reibungsverluste, die nicht unmittelbar zur Gas-Luft-Mischung beitragen, unbedingt zu vermeiden bzw. auf das geringstmögliche Maß zu bringen. Dazu gehört die Vermeidung von Querschnittsbeschränkungen, von plötzlichen Veränderungen des Querschnitts und der Strömungsrichtung, übermäßiger Wandrauigkeit und überflüssiger Einbauten — sog. Wirbeleinlagen tragen oft mehr zur Erhöhung der Reibungsverluste bei als zur Verbesserung der Gas-Luft-Mischung, besonders gilt dies von den bei Brennern mit konzentrischen Gas- und Luftkanälen für die außenliegenden Ströme, meist Luft, die durch eine spiralförmige Führung nach außen gedrängt wird, so daß die Mischung mit dem Kernstrom also verschlechtert wird.

Um die Erforschung der Gesetze der Gas-Luft-Mischung und ihre Anwendung auf die Gasfeuerungen hat sich besonders Rummel² verdient gemacht; seine Versuche wurden bei der Wärmestelle Düsseldorf des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute durchgeführt, und zwar teils an einer Brennerstrecke, teils an einer auf ein Drittel verkleinerten Modellstrecke mit Luft und mit wasserstoffgeimpfter Luft (etwa 0,5% H₂) und zur Kontrolle weiter an einem besonderen Ofen. Besonders das Modellverfahren, bei dem der Mischungszustand in einfacher Weise durch Messung des Wasserstoffgehaltes der Probe (Wärmeleitfähigkeitsmessung) bestimmt wurde, gestattete die Untersuchung einer solchen Vielzahl von Veränderlichen, daß alle praktisch wichtigen Fragen besonders für die Gruppe der Parallelstrombrenner, deren Mischung im Feuerraum erfolgt, beantwortet werden können.

¹ Neumann, Gustav: Siehe Fußnote 3 S. 392.

² Siehe Fußnote 1 S. 392.

Zur Darstellung der Verbrennungsvorgänge wählte Rummel die sehr anschaulichen „Hüllflächen gleichen Abbrandes“ (Isokaloren des Gas-Luft-Rauchgas-Gemisches)¹. Die Hüllfläche $\lambda = 0,9$ stellt z. B. den geometrischen Ort innerhalb des Feuerraums dar, an dem 90% des zugeführten Frischgases verbrannt bzw. 90% der theoretischen Luftmenge verbraucht sind, und der von dieser Hüllfläche umschlossene Raum ist der Brennraumbedarf für die Verbrennung von 90% der zugeführten Gasmenge. Die Hüllfläche $\lambda = 1$ umschließt also den für die vollständige Verbrennung notwendigen Raum.

Abb. 140 zeigt zunächst den Einfluß der Austrittsgeschwindigkeit, wobei Gas und Luft aus zwei unmittelbar untereinander liegenden Schlitzen (50 mm breit, 14 mm hoch) mit gleicher Geschwindigkeit austreten. In den Abb. 140 und 141 ist nur die obere Hälfte des Bildes dargestellt, die untere Hälfte sieht etwa spiegelbildlich aus. Die Berührungsebene zwischen den oberen und unteren Hüllkurven, also die strichpunktiierte Trennfläche, stellt die sog. „Brennfläche“ dar, die infolge des lebhaften Stoffaustausches, der Wirbelbildung zwischen der strömenden Luft und dem strömenden Gas nicht eben ist, sondern etwas flattert und sich zu einer keilförmigen „Brennschicht“ aufweitet. Steigende Geschwindigkeit fördert also den Stoffaustausch und verringert den Bedarf an Mischraum, allerdings kommt der Austrittsgeschwindigkeit bei weitem nicht die gleiche Bedeutung zu wie bei der Verfeuerung fester Brennstoffe. Wählt man (durch Veränderung der Brennerschlitze) verschieden hohe Geschwindigkeiten für Gas und Luft, so ergibt diese Veränderung ihrer Relativgeschwindigkeit ebenfalls eine Verbesserung der Mischwirkung, jedoch sind die Maßnahmen für die Brennerkonstruktion doch noch nicht so entscheidend, daß man die Nachteile des hohen Reibungswiderstandes und der begrenzten Schluckfähigkeit (bei gegebenem Anfangsdruck) in Kauf nehmen würde.

Als viel wirkungsvoller erweist sich, wie Abb. 141 zeigt, der Einfluß des Auftreffwinkels der beiden Strahlen. Schon eine geringe Neigung gegeneinander bringt eine ganz bedeutende Verringerung des Brennraumbedarfs (s. Abb. 142), wobei jedoch die kinetische Energie der beiden Strahlen $V \cdot \frac{w^2}{2g} \cdot g$ möglichst gleich sein soll, damit der eine Strahl vom anderen nicht abgedrängt wird oder ihn einfach durchschlagen kann. Die Vernichtung der kinetischen Energie kommt in diesem Falle also vollkommen dem Mischvorgang zugute, der Verlust ist produktiv. Auch der Aufprall gegen feste Wandungen (z. B. Misch-

¹ Über die Darstellungsweise vgl. auch K. Rummel u. H. Schwiedeßen: Die räumliche und zeitliche Entwicklung der Verbrennung in technischen Feuerungen. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 6 (1932/33). Heft 12 S. 543/549. — Vgl. auch A. R. Mayer, S. 347,

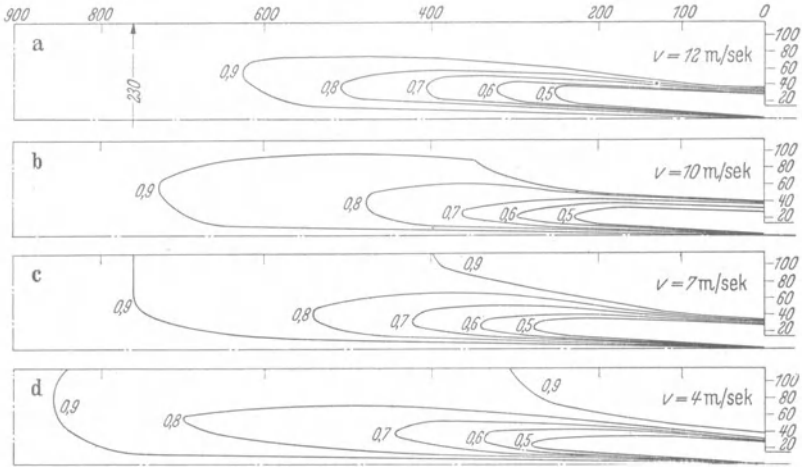


Abb. 140. Darstellung des Mischungs- bzw. Verbrennungsverlaufs durch Hüllkurven gleichen Abbrandes nach Rummel. Einfluß der Austrittsgeschwindigkeit auf den Mischvorgang.

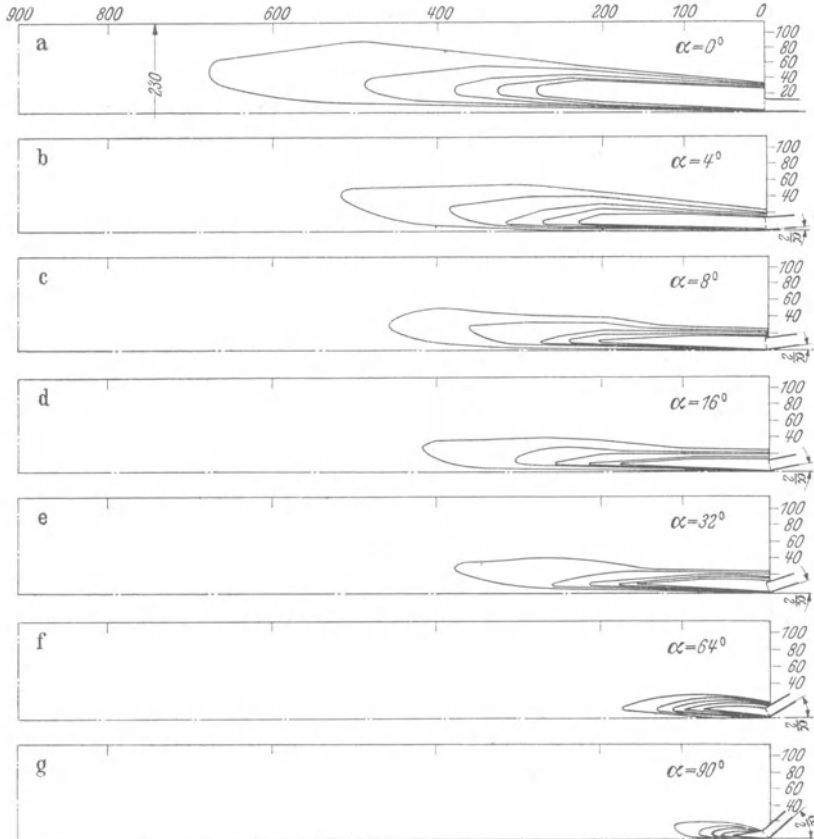


Abb. 141. Einfluß des Auftreffwinkels des Gas- und Luftstrahles auf den Mischvorgang nach Rummel (Austrittsgeschwindigkeit unverändert 10 m/sec).

gitter) oder eine Verengung an der Feuerraumaustrittsöffnung wirkt fördernd auf die Mischung ein, und zwar um so mehr, je größer die Energie (also die Gasgeschwindigkeit) beim Aufprall ist. Drallein-

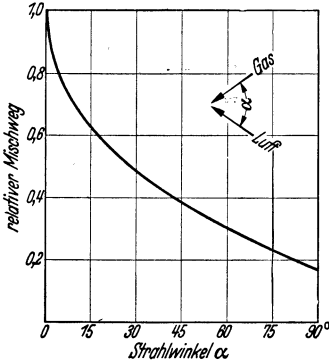


Abb. 142. Abhängigkeit der Flammenlänge vom Auftreffwinkel von Gas und Luft.

bauten erwiesen sich als nicht besonders wirksam (s. oben). Die sich um den Brenner herum ausbildenden „toten Ecken“, in denen eine gewisse Rückdrift stattfindet, die für die Zündung von Bedeutung sein dürfte, könnten ja durch Anpassung des Feuerraumes an die Strahlform weggeschnitten werden; irgendein Vorteil ergibt sich daraus nicht, im Gegenteil ist zu erwarten, daß praktisch damit der Nachteil verbunden ist, daß die Feuerraumwandungen durch den Wegfall der Schutzzone stärker angegriffen werden.

Den Einfluß der Zweitluft zeigt Abb. 143. Hier ist die Aufgabe gelöst, die Verbrennung durch Zweitluftzuführung auf möglichst kleinem Raum zu beenden, wozu die Durchschlagskraft des Zweitluftstrahles entsprechend groß sein muß. Man wird in diesem Falle die Zweitluft zweckmäßig an

Den Einfluß der Zweitluft zeigt Abb. 143.

Hier ist die Aufgabe gelöst, die Verbrennung durch Zweitluftzuführung auf möglichst kleinem Raum zu beenden, wozu die Durchschlagskraft des Zweitluftstrahles entsprechend groß sein muß. Man wird in diesem Falle die Zweitluft zweckmäßig an

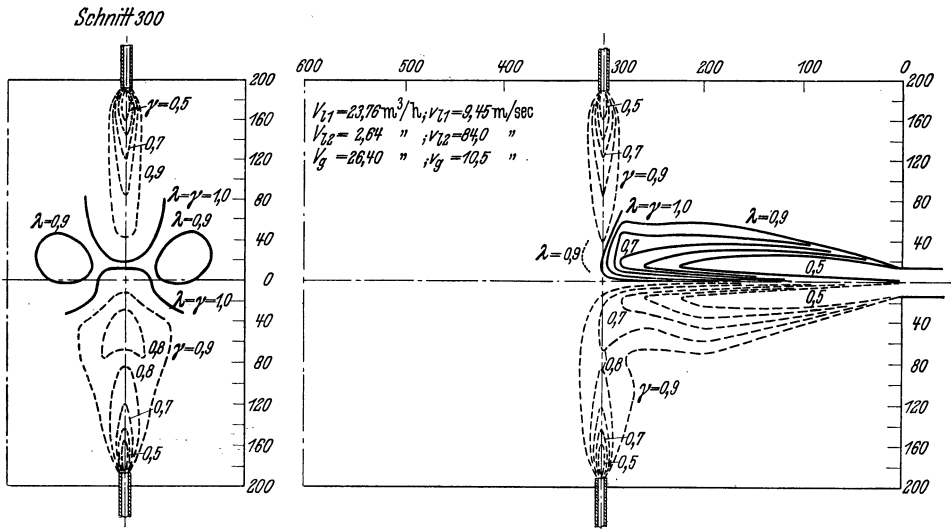


Abb. 143. Einfluß von Zweitluft bei zwei gegeneinander gerichteten Zweitluftdüsen (die Achsen der Zweitluftdüsen und der Hauptdüse schneiden sich).

einer Stelle einführen, wo die Energie des Hauptbrennerstromes nur noch gering ist. Ein anderer wichtiger Versuch ist in Abb. 144 wieder gegeben, der geeignet ist, falsche Vorstellungen über die Wirbeleinflüsse

richtigzustellen. Ordnet man die Zweitluftdüsen gegeneinander seitlich versetzt an, so wird keineswegs in diesem Querschnitt ein Wirbel erzeugt, der eine wirksame Gas-Luft-Mischung herbeizuführen in der Lage wäre, sondern die Zweitluftstrahlen werden abgedrängt, der Hauptstrom schießt in der Mitte durch. Bessere Ergebnisse werden durch Versetzung der Düsen in Strömungsrichtung des Hauptstrahles erreicht.

Die Folgerungen für den Brennerbau, die aus diesen Untersuchungsergebnissen gezogen werden können, sind nach Schwiedeßen¹ folgende:

1. Die Geschwindigkeitskomponente, mit der das Gas senkrecht

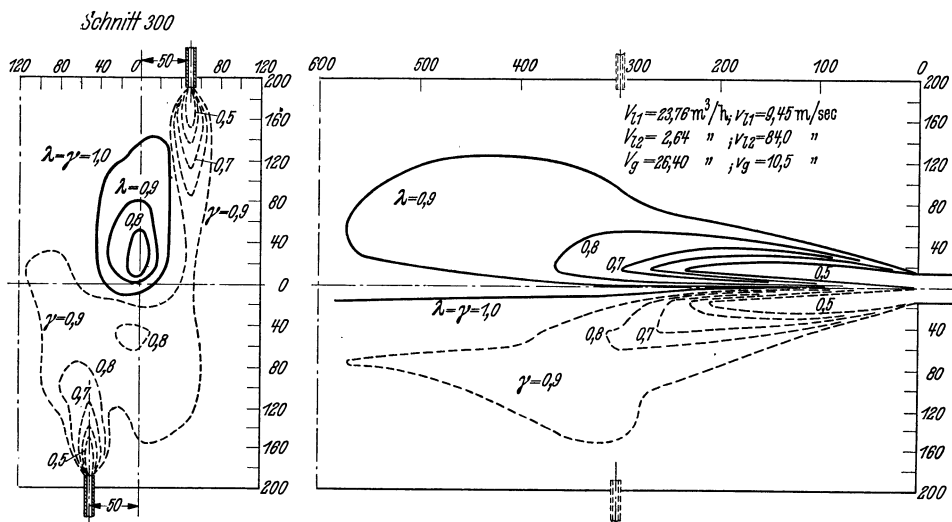


Abb. 144. Einfluß der Versetzung der Zweitluftdüsen in einer Ebene senkrecht zur Hauptbrennerachse.

zur Brennfläche strömt, soll möglichst groß sein (Neigung der Strahlen gegeneinander, Auftreffen mit hoher Geschwindigkeit).

2. Die Brennfläche soll möglichst groß sein, was durch weitgehende Auflösung in Einzelstrahlen oder durch Aufwellen der Brennfläche bis zu ihrer Zerreißung z. B. durch große Geschwindigkeitsunterschiede bei parallelen Strömen erreicht wird.

Es ist keineswegs immer erwünscht, eine möglichst kurze und heiße Flamme zu erzeugen, die Aufgabe kann vielfach darin bestehen, eine Flamme bestimmter Länge (auch wechselnder Länge), eine gleichmäßige Bestrahlung des Bodens (Bad eines Herdofens) oder eine gleichmäßige Beheizung großer Flächen zu erzielen. Durch die Beherrschung der Strömungs- und Mischungsgesetze ist man in der Lage, durch konstruktive Maßnahmen praktisch jede gewünschte Flammenlänge einzustellen,

¹ Siehe Fußnote 3 S. 392.

während man dort, wo die durch den Einzelbrenner mögliche Länge nicht mehr ausreicht, durch Drosselung der Erstluft und Zugabe von Zweitluft an verschiedenen hintereinander gelegenen Stellen schließlich jede Beheizungslänge erreichen kann, solange nur die Temperatursenkung in den einzelnen Abschnitten des Brennweges in zulässigen Grenzen bleibt¹. Auch hier läßt sich wieder durch die Art der Zweitlufteinführung — parallel zum Heizgasstrom, mit verschieden hoher Geschwindigkeit bzw. Relativgeschwindigkeit, unter bestimmten Einblasewinkeln — jede gewünschte Form der Verbrennung erzielen von der weiter verzögerten Verbrennung bis zum schnellen restlosen Ausbrand auf kleinstem Raum. Bei strömungstechnisch besonders schwierigen Fällen können Modellversuche die notwendige Aufklärung bringen. Die zweite Möglichkeit, die eine noch größere Unabhängigkeit mit sich bringt, und die noch größere Flächen und längere Brennwege zu beherrschen gestattet, ist die Verteilung (Staffelung) der Gasbrenner über die ganze zu beheizende Fläche oder Länge. Bei der Betrachtung der Strömungs- und Mischvorgänge ist hierbei darauf zu achten, daß bei den in Zugrichtung hinten liegenden Brennern auch mit den ausgebrannten Rauchgasen aus den vorderen Brennern gerechnet werden muß, soweit nicht, was auch möglich ist, das Rauchgas der vorderen Brenner getrennt abgezogen wird.

Die Einstellung der Flamme beschränkt sich jedoch nicht auf ihre Länge, Form und Temperatur, auch ihre Zusammensetzung und ihr Charakter (oxydierend oder reduzierend) und ihre Strahlungsintensität können nach Wunsch beeinflußt werden. So kann durch die Einführung des Gases unter der Luft und durch verschieden hohe Energie des Gas- und Luftstromes die Atmosphäre in den das Bad eines Herdofens berührenden Schichten reduzierend gehalten werden². Die Veränderung der Strahlungseigenschaften kann durch Gasvorwärmung (Selbstkarburierung)³ oder durch Zugabe von Karburierungsmitteln⁴ erfolgen, die feste Brennstoffe (Steinkohlen-, Braunkohlen- oder sonstiger Brennstaub), flüssige Brennstoffe (Pech, Teer, Teeröl, kalt, vorgewärmt oder vergast) oder Reichgase sein können. Soweit arme Gase, z. B. Gichtgas, in Mischung mit Reichgasen, z. B. Koksofengas, verfeuert werden und betriebsmäßig mit erheblichen Schwankungen in der Zulieferung

¹ Tettweiler, R.: Der Verlauf der Heizzugtemperatur gasgefeuerter Öfen bei Zuführung der gesamten Heizgasmenge am Anfang der Züge. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 2 S. 31/38.

² Bez. der Versuche über die Flammeneinstellung für Siemens-Martin-Öfen sei auf die Rummelsche Originalarbeit (Fußnote 1 S. 392) verwiesen.

³ Vgl. S. 242.

⁴ Stein, Friedrich: Untersuchungen über den Zusatz von Karburierungsmitteln bei mit Mischgas beheizten Siemens-Martin-Öfen. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 1 (1927/28) Heft 10 S. 629/638.

des einen oder anderen Bestandteiles dieses „Mischgases“ gerechnet werden muß, kann der Zusatz von flüssigen Karburierungsmitteln als Ausgleich der sonst auftretenden Schwankungen in der Heizleistung des Gases verwendet werden. Auch Entleuchtung der Flamme durch zu geringe Vorwärmung (Änderung der Selbstkarburierung) kann durch feste oder flüssige Karburierungsmittel ausgeglichen werden, soweit die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens gewährleistet ist.

In vielen Fällen — so besonders beim Blankglühen — genügt jedoch die Einhaltung einer reduzierenden Flamme nicht, es muß vielmehr für eine ganz bestimmte Ofenatmosphäre¹ gesorgt werden, um das Aufkohlen oder Entkohlen des Stahles zu vermeiden. Dies wird am sichersten durch ein sog. Schutzgas² erreicht, wobei dann die Beheizung vorwiegend durch Strahlung (Elektroöfen, Strahlrohrheizung mit Gasbefuerung) oder durch Umwälzung der Ofengase erfolgt. Als gefährlichster Rauchgasbestandteil ist der Wasserdampf anzusehen³, ferner H_2S , SO_2 und CO_2 . Diese Gasbestandteile werden bei der Schutzgasherstellung durch Kühlung, Trocknung, Absorption und ähnliche bekannte Mittel völlig oder teilweise entfernt. Das wertvolle Schutzgas wird nach Möglichkeit nach seiner Verwendung wiedergewonnen und weiterverwendet. Die Abwesenheit von freiem Sauerstoff in der Schutzgasatmosphäre ist selbstverständlich. Als sicherste Schutzatmosphäre wäre eine reine Stickstoffatmosphäre oder, was in USA. vorgeschlagen wurde und auch nur dort möglich ist, Helium⁴ anzusehen. Andere kohlenstofffreie Schutzgase sind gekracktes, verbranntes oder teilverbranntes Ammoniak, und als kohlenstoffhaltige Schutzgase sind zu nennen: Generatorgas (besonders Holzkohlengas), Koksofengas, Leuchtgas, Naturgas, Butan und Propan (als Abfallprodukte der Erdölraffinerie und der Hydrierung), wobei diese Gase einer gewissen Vorbehandlung wie Krackung, Teilverbrennung, Trocknung usw. bedürfen.

¹ Über die Reaktionen zwischen dem Eisen und den Gasbestandteilen vgl. W. Heiligenstaedt: Wärmetechnische Rechnungen für Industrieöfen. 2. Aufl. Düsseldorf 1941. S. 206/211. — Neumann, Gustav: Anwendung der Ergebnisse der Gleichgewichtsforschung auf Ofenatmosphären und Fragen der entkohlungs-freien und Blankglühung. Arch. Eisenhüttenw. Bd. 14 (1940/41) Heft 9 S. 429/438 u. Heft 10 S. 479/488.

² Schwedler, H.: Blankglühen mit Schutzgas. Metallwirtsch. Bd. 17 (1938) Heft 38 S. 1006/1008, Heft 39 S. 1029/1032. — Baukloh, W.: Glühen unter Schutzgas. Korrosion u. Metallsch. Bd. 15 (1939) Heft 11/12 S. 357/367. — Simon, G.: Schutzgaserzeuger für Leuchtgas und Ammoniak. Korrosion u. Metallsch. Bd. 15 (1939) Heft 11/12 S. 368/371. — Pawlek, F.: Schutzgase im Elektroöfenbetrieb. ETZ Bd. 60 (1939) Heft 51 S. 1445/1448, Heft 52 S. 1475 bis 1478.

³ Richards, E. T.: Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 11 S. 342/344.

⁴ Gouser, B. W.: The status of prepared atmospheres in the heat treatment of steel. Heat Treat. Forg. Bd. 25 (1939) Heft 5 S. 247/251, Heft 6 S. 306/308.

Der Vergasungsvorgang im Gaserzeuger.

Ortsfeste Schwachgaserzeuger.

Die Gaserzeuger¹ bestehen im einfachsten Fall aus einem ausgemauerten oder von einem Dampf- oder Wassermantel umgebenen Schacht, der nach unten durch einen Rost abgeschlossen ist, während oben das erzeugte Gas abgezogen und der Brennstoff nachgefüllt wird. Durch den von Anton Ritter von Kerpely eingeführten Drehrost² ist die Leistung und der Wirkungsgrad der Gaserzeuger wesentlich gesteigert und damit eine Entwicklung eingeleitet worden, die heute als im wesentlichen abgeschlossen gelten kann. Eine künftige Weiterentwicklung wird daher wesentlich andere und neue Wege gehen müssen. Die Leistungen von Drehrostgaserzeugern sind aus Zahlentafel 55 ersichtlich; grundlegende Unterschiede der einzelnen Bauarten bestehen nicht. Die konstruktiven Fortschritte der letzten Jahrzehnte³ beschränkten sich auf die Art der Brennstoffzufuhr und -verteilung (Verhütung von Entmischungerscheinungen), die Rostform und Rostbewegung — der Sonderfall des stillstehenden Rostes und des drehenden Gaserzeugermantels hat keine praktische Bedeutung —, auf Rühr- und Stochvorrichtungen, den Schlackenausstrag, die Vergasungsmittelzufuhr und -verteilung und auf Verbesserung der Sicherheitseinrichtungen (Stochlochverschlüsse, Explosionssicherungen usw.). Über die schon von Kerpely erreichte mechanische Einwirkung des Drehrostes auf die Schüttung hinaus haben die späteren Verbesserungs- oder Änderungsvorschläge nach Trenkler⁴ keine wesentliche Weiterentwicklung gebracht; ein gewisser Vorteil sei in dem Vorschlag zu erblicken, die Rostbewegung und den Aschenausstrag voneinander unabhängig zu machen (z. B. durch getrennten Antrieb).

Die Brennstoffeigenschaften und die Betriebsverhältnisse spielen für Leistung und Gasqualität eine weit größere Rolle als die baulichen

¹ Über bauliche Einzelheiten vgl. H. R. Trenkler: Die Gaserzeuger. Berlin 1923. — Muhlert, Franz, u. Kurt Drews: Technische Gase, ihre Herstellung und Verwendung. (Chemie u. Techn. d. Gegenwart Bd. IX.) Leipzig 1928. — Schmidt, Kurt: Die Gaserzeuger. (Die Verbrennungskraftmaschine. Hrsg. von H. List. Heft 1 Wien 1939 S. 73/106.) — Brückner, Horst: Handbuch der Gasindustrie. Bd. 2: Generatoren. (Bearbeitet von Fritz Wehrmann und Horst Brückner.) München und Berlin 1940. — Hoff, Hubert, u. Heinr. Netz: Die Hüttenwerksanlagen. I. Bd. Berlin 1938 S. 135/148.

² Über die geschichtliche Entwicklung vgl. Gottfried Reitböck: Der mechanisch betriebene Gaserzeuger, seine Entstehung und Entwicklung. Feuerungstechn. Bd. 21 (1933) Heft 11 S. 148/152.

³ Thau, A.: Die neuzeitliche Entwicklung der Vergasung fester Brennstoffe. Brennstoff- u. Wärmew. Bd. 23 (1941) Heft 6 u. 7 S. 89/96 u. S. 108/116.

⁴ Trenkler, H. R.: Die mechanische Beeinflussung des Brennstoffs im Gaserzeuger. Z. VDI Bd. 69 (1926). Sonderheft „Entgasen und Vergasen“ S. 59/68.

Merkmale. Da die Gaserzeuger mit hoher Schicht arbeiten, ist vor allem die Körnung und die Kornverteilungskennlinie und der zur Überwindung des Schichtwiderstandes zur Verfügung stehende Druck (bzw. Unterdruck) sehr wichtig. Leistungssteigerungen sind in dem Maße möglich, wie durch Senkung des Schichtwiderstandes oder durch Steigerung des Winddruckes der Luft- bzw. Gasdurchsatz gesteigert werden kann, doch darf weder eine gewisse Mindestschichthöhe (etwa 600 mm) unterschritten noch eine Höchstkorngröße, die dem Generatordurchmesser angepaßt sein muß, überschritten werden, weil sonst die Leistungssteigerung auf Kosten der Gasqualität und des Wirkungsgrades geht. Zu kleine Korndurchmesser setzen die Leistungsfähigkeit stark herab, unterhalb etwa 2 mm wird daher die Schichtvergasung zweckmäßig durch die Staubvergasung in der Schwebelage abgelöst. Der Unterkorngehalt soll möglichst gering sein, zweckmäßig wird daher der Brennstoff vor oder bei der Aufgabe nochmals abgesiebt, um auch den auf dem Wege von der Aufbereitungsanlage bis zum Bunker des Gaserzeugers gebildeten Abrieb zu entfernen. Der Steigerung des Druckes sind, abgesehen von den wirtschaftlichen Gesichtspunkten der Kosten der Druckerzeugung, auch bauliche Schranken gesetzt, so vor allem durch die Tauchtiefe der Wasserverschlüsse (besonders bei vorhandenen Anlagen).

Sehr wichtig für die Erhaltung eines gleichmäßig gasdurchlässigen Brennstoffbettes ist das Fehlen jeglicher Backfähigkeit. Aus diesem Gesichtspunkt heraus spielen wärmebehandelte Brennstoffe wie voroxydierte (gealterte) Kohle, Schwelkoks, Hochtemperaturkoks, wie auch von Natur aus nicht backende Brennstoffe wie Anthrazit, Gasflammkohle, Braunkohle (Stückkohle) und Braunkohlenbriketts die Hauptrolle als Vergasungsrohstoffe. Eine geringe Backfähigkeit, die in den niedrigen Schichten einer Feuerung noch einen gewissen Nutzen bringt, ist im Gaserzeuger als leistungshemmend unerwünscht. Einrichtungen, die das leicht zusammengebackene Brennstoffbett durch Aufstoßen, Aufbrechen oder Rühren wieder lockern sollen, stellen nur einen Notbehelf dar.

Der Heizwert des Brennstoffes spielt für die Vergasung keine Rolle, für die Wirtschaftlichkeit und den Gaspreis ist vor allem der Brennstoffpreis und die Gasausbeute ausschlaggebend — vgl. Abb. 26 S. 118 —, ferner die Möglichkeit der Teergewinnung bei der Vergasung teerreicher Brennstoffe in aufsteigender Vergasung mit Schwelschacht oder Schwelaufbau¹. Der Gehalt an flüchtigen Bestandteilen ist für die Gasqualität wesentlich, da die Entgasungsprodukte einen nicht

¹ Skroch, Kurt: Die Schwelvergasung oberschlesischer Steinkohle. Stahl u. Eisen Bd. 60 (1940) Heft 26 S. 557/563.

unbeträchtlichen Beitrag zum Heizwert liefern (vgl. Abb. 145). Der Aschengehalt soll, wie bei der Feuerung, nicht zu gering sein, damit der Rost einen genügenden Schutz durch die Aschen- und Schlackenschicht erhält, aber auch nicht zu hoch, um den vollständigen Umsatz des Kohlenstoffs nicht zu behindern und den Antriebs- und Austragsmechanismus nicht zu sehr zu belasten; wünschenswert ist, daß der Aschengehalt nicht zu sehr schwankt, damit sich die Höhe der Aschenschicht und der darüberliegenden Oxydations- und Reduktionszone

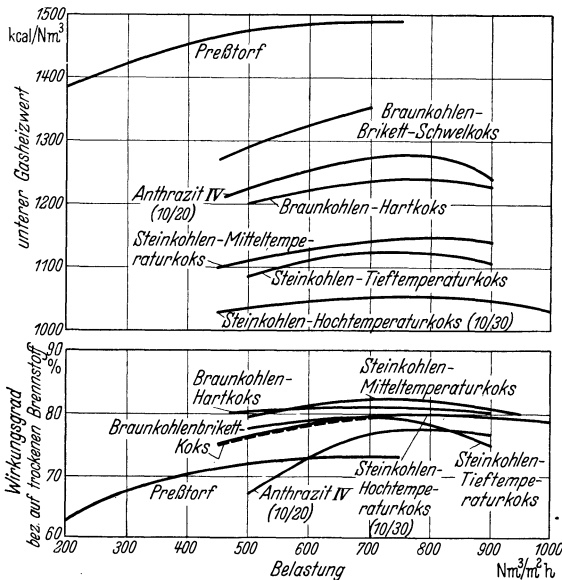


Abb. 145. Einfluß der Brennstoffart und der Belastung auf den Heizwert und den Wirkungsgrad nach Wohlschläger¹.

Belastungswechseln und sonstigen Betriebsveränderungen anpassen muß und wo es auf schnelles Anheizen ankommt, wie z. B. im Fahrzeuggaserzeuger. Im ortsfesten Gaserzeuger dagegen und besonders bei durchlaufendem Betrieb erweisen sich Brennstoffe wie der ausgesprochen reaktionsträge Hüttenkoks und der Anthrazit als ebenso brauchbare Vergasungsrohstoffe wie der reaktionsfreudige Schwelkoks oder die Braunkohle. Die Heizwertunterschiede, die dabei auftreten und gelegentlich auf die unterschiedliche Reaktionsfähigkeit zurückgeführt worden sind, sind lediglich eine Auswirkung des verschiedenen Gehaltes an flüchtigen Bestandteilen. Etwaige Leistungsunterschiede sind hauptsächlich durch die Schluckfähigkeit des Generators bedingt, also weit mehr von der Korngröße und Körnungskennlinie als von chemischen Eigenschaften der Brennstoffe. Grund hierfür ist

¹ Vgl. Fußnote 1 S. 405.

nicht dauernd verlagert oder der Gaserzeuger gar nach oben durchbrennt. Die Verhütung der Verschlackung kann, wie bereits S. 370/1 ausgeführt wurde, durch den Wasserdampfzusatz sichergestellt werden, durch den Wassermantel wird auch das Anbacken von Schlacke an den Schachtwandungen wirksam vermieden.

Die Reaktionsfähigkeit spielt eine viel geringere Rolle, als vielfach angenommen wird; sie tritt nur da in Erscheinung, wo sich der Gaserzeuger schnellen

die Tatsache, daß die physikalischen Vorgänge des Stoffaustausches für die Vergasungsleistung weit mehr ins Gewicht fallen als die chemische Reaktionsgeschwindigkeit. Eine Stufung der Vergasungsleistung¹, ausgedrückt in kcal/m²h, nach der Reaktionsfähigkeit läßt sich daher nicht feststellen.

Der Wassergehalt hat nur geringe Bedeutung. Um die Gasfeuchtigkeit bei Verwendung des Rohgases nicht unnötig zu steigern, wird

Zahlentafel 55. Spez. Leistungen von Drehrost-Gaserzeugern².

Brennstoff	Körnung	Gas- erzeuger- Bauart ³	Spez. Leistung		10 ⁶ kcal/m ² h
			kg/m ² h	Nm ³ _t /m ² h	
Gasflammkohle	Nuß IV	Wm.	120	490	0,700
„	„ IV	Wm.-Rv.	200	780	1,110
„	Nuß I/III	Wm.	140	575	0,820
„	„ I/III	Wm.-Rv.	240	935	1,330
Anthrazit u. Magerkohle	„ IV	Wm.-Vt.	150	675	0,930
„ „ „	„ V	Wm.-Vt.	120	540	0,750
Brechkoks	III	Wm.	220	1030	1,200
„	IV	Wm.	200	940	1,100
„	IV	Wm.-Vt.	250	1125	1,320
„	III+IV+Grus	Wm.-Vt.	270	1215	1,430
Rohbraunkohle	—	Wm.	von 150 bis 180	185 221	0,202 0,242
Braunkohlen-Brikett .		Wm.	von 80 bis 120	192 288	0,288 0,432
„ „ .	Wm.	Wm.	160	350	0,585
„ „ .		HLG.	250	530	0,875
Braunkohlenschwelkoks	—	Wm.-Vt.	250	750	1,030

man trockene Brennstoffe vorziehen, wird aber das Gas ohnehin im Reiniger gewaschen, so fällt dieser Gesichtspunkt weg. Bei von Natur aus sehr feuchten Brennstoffen wie Rohbraunkohle, Torf und Holz ist eine Vortrocknung notwendig, um die Leistung nicht zu schwächen. Bei absteigender Vergasung tritt die Brennstofffeuchtigkeit in die Re-

¹ Die Querschnittsbelastung in kg/m²h ergibt natürlich kein richtiges Bild, auch die spez. Gasleistung in Nm³/m²h ist zum Vergleich weniger geeignet als der je m² Schachtquerschnitt erzielte Gasheizwert in kcal/m²h.

² Als Quellen wurden benutzt: Ruhrkohlen-Handbuch. 3. Aufl. Berlin 1937. — Ruß, E.: Die Vergasung westdeutscher Steinkohlen. Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 29/30 S. 694/698, 713/717. — Braunkohlen-Anhaltszahlen. 4. Ausg. Köln 1934 — Becker, Hermann, u. Fr. Buntentbach: s. Fußnote 2 S. 404. — Möller, Rudolf: Hochleistungs-Gaserzeugungsanlage für eine Glashütte. Z. VDI Bd. 81 (1937) Heft 40 S. 1167/1171. — Wohlschläger, H.: Generatorgas aus Braunkohlenschwelkoks. Z. VDI Bd. 81 (1937) Heft 45 S. 1299/1304.

³ Es bedeuten: Wm. = Wassermantel, Rv. = Rührvorrichtung, Vt. = Brennstoff-Verteiler, HLG. = Hochleistungsgaserzeuger Bauart Demag-Möller.

aktionszone ein und spielt dort die gleiche Rolle wie ein Wasserdampfzusatz zum Vergasungsmittel, muß also auch dem Bestwert angepaßt werden, was ebenfalls Vortrocknung voraussetzt.

Der Staubgehalt trägt, soweit es sich um so kleine Fraktionen handelt, daß sie nicht in der Schüttung verbleiben, sondern vom Gasstrom mitgeführt werden (besonders aus der obersten Schicht und bei der Neubegichtung), zur Erhöhung der Kohlenstoffverluste, zur Verschmutzung des Gases und des Teeres bei und ist daher in jeder Beziehung unerwünscht¹. Die Begichtung ist daher so einzurichten, daß die freie Fallhöhe des Brennstoffs möglichst beschränkt und eine Staubaufwirbelung tunlichst vermieden wird. Der Staubmantel (Brennstoffaufnehmer), ein einfacher Rohreinsatz, der von der Generatordecke bis zur Brennstoffoberfläche reicht, hat sich dafür sehr gut bewährt². Mit Rücksicht auf die Staubbildung wird auch vom Generatorbrennstoff eine möglichst hohe Abriebfestigkeit verlangt. Hierin ist z. B. der Hochtemperaturkoks dem Schwelkoks überlegen.

Der Teergehalt spielt bei teerreichen Brennstoffen insofern eine Rolle, als er unter Umständen das wirtschaftliche Ergebnis günstig beeinflusst; aus rohstofflichen Gründen wird seine Gewinnung angestrebt³. Verbleibt der Teer im Gas (bei Verwendung des Rohgases als Heißgas), so trägt er zur Heizwertsteigerung, auch etwas zur Temperatursteigerung bei der Verbrennung des Gases bei, außerdem spielt er eine Rolle als Karburierungsmittel. Bei teearmen Brennstoffen wird er, da eine wirtschaftliche Teergewinnung kaum möglich ist, nur als störend empfunden und muß durch Teerabscheider entfernt werden. Auf die etwaigen Verschmutzungen der rohgasführenden Leitungen durch Teer und Staub muß geachtet werden (Druckabfallskontrolle), bequeme Reinigungsmöglichkeiten sind dazu notwendig². Über Schwefel und Schwefelreinigung von Gasen vgl. S. 48 und 141/144.

Neben dem Brennstoff werden Leistung und Gasqualität noch vom Vergasungsmittel beeinflusst. Auf den Zusammenhang zwischen Windmenge (Druck) und Leistung wurde bereits mehrfach hingewiesen. Wichtig ist ferner die gleichmäßige Verteilung des Vergasungsmittels über den ganzen Schachtquerschnitt; auch die Art des Gasabzuges spielt für die Gasverteilung im Querschnitt eine entscheidende Rolle, und dies um so mehr, je kürzer der Gasweg ist⁴. Der Einfluß der Luft-

¹ Über Gasreinigung vgl. S. 138.

² Becker, Hermann, u. Friedrich Buntentbach: Leistungssteigerung und Brennstoffersparnis bei Erzeugung von Generatorheißgas aus Braunkohlenbriketts. Stahl u. Eisen Bd. 61 (1941) Heft 18 S. 441/451.

³ Löffler, H.: Kohlenvergasungsanlagen der Ostmark mit Teergewinnung. Gas u. Wasserfach Bd. 84 (1941) Heft 36 S. 498/501.

⁴ Vgl. dazu Bennet u. Brown: Fußnote 3 S. 90.

sättigung geht aus Abb. 146 und 147 nach Messungen von Wohlschläger¹ hervor. Aus dem Tatbestand, daß zunehmender Wasserdampfgehalt der Luft eine zunehmende Wasserstoffmenge liefern kann, daß aber gleichzeitig dadurch die Reaktionstemperatur gesenkt und damit der Zersetzungsgrad sowohl des Wasserdampfes als auch der Kohlensäure abnehmen, ergibt sich ein Bestwert für den Sättigungsgrad, der zu meist zwischen 50 und 60° Sättigungstemperatur (bei Vergasung mit Luft) liegt. Bei Vorwärmung des Vergasungsmittels rückt er nach oben und bei Sauerstoffvergasung liegt er ganz wesentlich höher, muß es aber auch mit Rücksicht auf die auftretenden Höchsttemperaturen in der Oxydationszone und die Verschlackungsgefahr.

Die Belastung wirkt sowohl auf den Heizwert (Einfluß der Strahlungs- und Leitungsverluste²) als auch auf den Wirkungsgrad und auf den wirtschaftlichen Erfolg, d. h. auf den Gaspreis ein³.

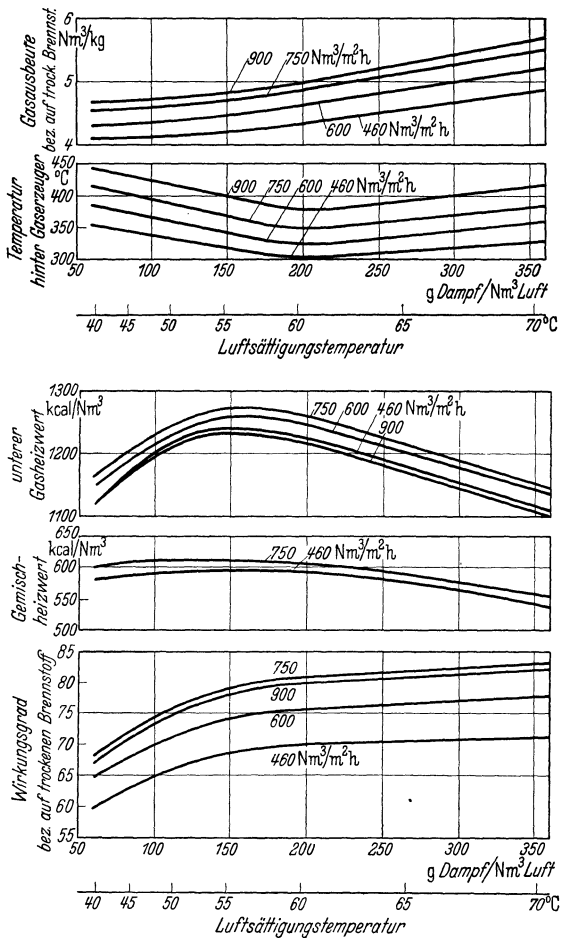


Abb. 146 u. 147. Einfluß des Sättigungsgrades (des Wassergehaltes) der Luft und der Belastung auf die Gasausbeute, die Gastemperatur, den Gas- und Gemischheizwert und auf den Wirkungsgrad nach Wohlschläger.

¹ Wohlschläger, H.: Untersuchungen an Schwachgaserzeugern. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 4 S. 102/106, Heft 8 S. 270.

² Vgl. S. 282.

³ S. Abb. 26 S. 118. — Luth, Friedrich: Der heutige Stand des Gaserzeugerbau- und -betriebes auf Hüttenwerken. Stahl u. Eisen Bd. 52 (1932) Heft 49 S. 1213/1221.

Fahrzeuggaserzeuger.

Die Betriebsbedingungen für Fahrzeuggaserzeuger¹ sind gegenüber den ortsfesten Anlagen erschwert durch folgende Gesichtspunkte:

1. Gesamtleistung und Abmessungen der Fahrzeuggaserzeuger sind gering, der Wärmeverlust infolgedessen hoch, was in einer Erniedrigung des Heizwertes seinen Ausdruck findet, soweit dies nicht durch hohe spezifische Leistungen oder andere Mittel ausgeglichen werden kann.

2. Die Anlage arbeitet mit häufigen Belastungswechseln und Stillständen verschiedener Dauer, wie sie der praktische Fahrbetrieb besonders im Stadtverkehr mit sich bringt.

3. Besondere Anforderungen werden an Einfachheit der Anlage und ihrer Bedienung (vielfach durch weniger sachkundiges Personal) gestellt, wobei berücksichtigt werden muß, daß irgendwelche Eingriffe während der Fahrt nicht möglich sind (ausgenommen z. B. die Betätigung eines Rüttelrostes).

4. Die Möglichkeiten der mechanischen oder chemischen Reinigung des Gases sind beschränkt sowohl hinsichtlich des Gewichtes, des Platz- und Raumbedarfs und des vom Motor zu überwindenden Gesamtwiderstandes.

5. Die Anlage ist den dauernden Erschütterungen des Fahrbetriebes (besonders bei Straßenfahrzeugen) ausgesetzt, was sich in mancher Beziehung allerdings auch günstig auswirkt.

6. Der Gesamttraum für die Anlage ist begrenzt, vor allem auch der Bunkerraum für den Brennstoff.

Daher müssen auch an die Brennstoffe für Fahrzeuggaserzeuger besondere Anforderungen gestellt werden, die sich zwar im wesentlichen mit den Anforderungen an Brennstoffe für ortsfeste Gaserzeugeranlagen decken, in mancher Beziehung aber doch verschärft werden müssen, so vor allem: geeignete Körnung bzw. Stückgröße (bei fossilen Brennstoffen Nuß IV oder V, bei Holz etwa Streichholzschachtelgröße²), geringstmöglichen Unterkorngehalt, bei Holz keine Hobelspäne, Splitter,

¹ Über die verschiedenen Bauarten vgl. H. Finkbeiner: Hochleistungsgaserzeuger für Fahrzeugbetrieb und ortsfeste Kleinanlagen. Berlin 1937 — Holzgaserzeuger für Lastwagenantrieb. Z. VDI Bd. 84 (1940) Heft 35 S. 645/650 (mit 36 Schrifttumshinweisen) — Fahrzeuggaserzeuger für teerfreie Brennstoffe. Z. VDI Bd. 85 (1941) Heft 27 S. 591/599 (mit 18 Schrifttumshinweisen). — Heller, W.: Neuzeitliche Generatoranlagen für Kraftfahrzeuge. Autom.-techn. Z. Bd. 43 (1940) Heft 18 S. 455/459, Heft 21 S. 543/545, Heft 44 (1941) Heft 2 S. 37/39, Heft 5 S. 126/129, Heft 7 S. 179/182 u. Heft 12 S. 318, Heft 22 S. 564/566. — Lutz, H.: Die Entwicklung eines Spezial-Holzgasers für den Gasschlepper. Die Technik in der Landwirtschaft Bd. 22 (1941) Heft 8 S. 141/144. — Vgl. auch die Übersichtstafel Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 11 S. 263.

² Über Anforderungen an Generatorholz vgl. auch E. Norlin: Normer för bilved och bilkol. Tekn. T. Bd. 71 (1941) — Automobil- och Motortekn. Heft 5 S. 33/40. — Ref. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 8 S. 189/190.

Sägemehl und Rinde, geringer Wassergehalt (besonders bei Holz = 25...30%), keine Backfähigkeit, hohe Reaktionsfähigkeit, hohes Schüttgewicht, hohe Abriebfestigkeit, geringer Aschengehalt bzw. geringe Aschenzahl (bei Anthraziten zweckmäßig durch Schwerflüssigkeitsverfahren¹ aufbereitete Nüsse mit 3...4% Asche, bei Schwelkoks, wo der Aschengehalt unvermeidlich etwas höher liegt, 4...6%), bei Holz und Meilerholzkohle keine Verunreinigungen durch Erde od. dgl., geringer Teergehalt (besonders bei aufsteigender Vergasung) und möglichst geringer Schwefelgehalt. Auch bei den Fahrzeuggaserzeugern wird man entweder durch gute Isolierung (Fall des Düsengaserzeugers, bei welchem die sehr kleine Oxydations- und Reduktionszone von frischem Brennstoff schützend umgeben ist) oder durch Wasserdampfzusatz (Fall des Rostgaserzeugers mit aufsteigender Vergasung) den Heizwert möglichst zu steigern versuchen. Abb. 148 zeigt nach den Versuchen von

Rammler, Breitling und Gall² den Einfluß der Körnung bei Vergasung von Steinkohlenschwelkoks im Fahrzeuggaserzeuger, allerdings ist der Heizwertabfall in diesem Ausmaß durch den gleichzeitig steigenden Wasserdampfzusatz (über den Bestwert hinaus) mitbedingt.

Vom Standpunkt der Reichweite einer Bunkerfüllung spielt der Wärmeinhalt von 1 m³ Bunkerraum eine große Rolle. In Zahlentafel 56 sind

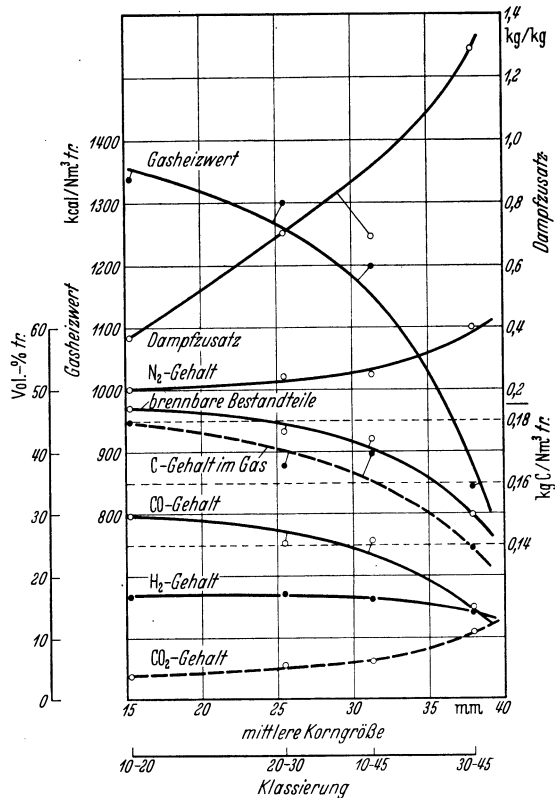


Abb. 148. Einfluß der Korngröße (Klassierung) auf das Vergasungsverhalten von Steinkohlenschwelkoks nach Rammler, Breitling und Gall. (Wasserdampfzusatz nicht konstant!)

¹ Vgl. S. 101.

² Rammler, Breitling u. Gall: Vergasungsverhalten von Steinkohlenschwelkoks im Gaserzeuger mit aufsteigender Vergasung. Bericht D 83 des Reichskohlenrats. Berlin 1938. — Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 4 S. 99/102.

Werte für die wichtigsten Generatorbrennstoffe zusammengetragen, aus denen die Vorzüge des Anthrazits als Weitstreckenbrennstoff hervorgeht, hinzu kommt, daß er auch preislich der weitaus günstigste Brennstoff ist¹.

In den ersten Bauformen von Fahrzeuggaserzeugern mit aufsteigender Vergasung fehlte zunächst die Trennung von Gaserzeuger und Bunker-raum; dies führte zu dem Nachteil, daß die gesamte Brennstofffüllung zunächst entgaste, und daß daher in den ersten 50...100 min ein sehr gutes Gas anfiel, dessen Heizwert und dessen Reaktionsfähigkeit sich dann aber schnell verschlechterte^{2, 3}. Das Wiederaufahren mit dieser entgasten Füllung nach längerem Stillstand wurde notwendigerweise erschwert. Durch die Trennung von Bunker und Vergasungsraum wurde dieser Nachteil beseitigt⁴, ein Gas gleichbleibender Güte erzeugt und zugleich der Schichtwiderstand verringert. Die Weiterentwicklung des Fahrzeuggaserzeugers mit aufsteigender Vergasung sieht Isendahl⁴ in einer Mechanisierung des Aschenaustrages (etwa nach Art des Drehrosters) und in einem Übergang auf Gaserzeuger ohne Ausmauerung (Beseitigung der Gefahr von Schlackenansätzen). Dies dürfte indessen nur möglich sein bei einem Ausgleich der dadurch in Kauf zu nehmenden höheren Wärmeverluste des Reaktionsraumes durch Belastungssteigerung, durch Vermeidung aller überflüssigen Wärmeverluste und durch Ausnutzung der Gaswärme und der Motorabgaswärme zur Vergasungsmittelvorwärmung, wie es von Lutz⁵ für den Holzgaserzeuger vorgeschlagen worden ist. Beachtenswert ist ferner der an sich schon alte Vorschlag einer Motorabgas-Rückführung in den Gaserzeuger, da man auf diese Weise große Wassermengen (der Brennstofffeuchtigkeit und dem Wasserstoffgehalt des Brennstoffs entstammend) in den Gaserzeuger einführen kann, ohne einen Wasserballast mitführen zu müssen, gleichzeitig wird ein Teil der Motorabgaswärme wieder nutzbar gemacht. Auch eine weitere Beladung des Vergasungsmittels mit Wasserdampf ist infolge der Mischvorwärmung leicht möglich.

¹ Lessnig, R.: Betriebshaltung und -kosten von Anthrazitgaslastwagen. Folgerungen für die Weiterentwicklung. Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 4 S. 87/91. Danach steht dem Wärmepreis von Generatorholz von R.M. 13,16...13,56 je 10⁶ kcal ein Wärmepreis des normalen Anthrazits von R.M. 2,11...3,46 gegenüber.

² Lessnig, R.: Steinkohlenschwelkoks als Vergasungsbrennstoff für ortsbewegliche Sauggasanlagen. Bericht D 61 des Reichskohlenrats. Berlin 1937 — Glückauf Bd. 73 (1937) Heft 47 S. 1053/1059.

³ Lang, Kurt: Untersuchung über die Vergasung von Anthrazit, Steinkohlen-Hoch-, Mittel- und Tieftemperaturkoks im Fahrzeuggenerator. Bericht D 66 des Reichskohlenrats. Berlin 1938. Diss. Aachen 1937.

⁴ Isendahl, Herbert: Entwicklung und Untersuchung eines Hochleistungs-Fahrzeuggaserzeugers. Diss. Berlin 1941.

⁵ Lutz, H.: Die Verbesserung des Fahrzeug-Holzgaserzeugers durch wärmetechnische Maßnahmen. Autom.-techn. Z. Bd. 43 (1940) Heft 23 S. 589/595; Bd. 44 (1941) Heft 6 S. 142/148 — Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 8 S. 186/189.

Zahlentafel 56. Schüttgewichte und Wärmeinhalt der Schüttung von Generatorbrennstoffen.

Brennstoff	Abmessung bzw. Körnung mm	Schütt- gewicht kg/m ³	Heizwert kcal/kg	Wärme- inhalt der Schüttung 10 ⁶ kcal/m ³
Holz ¹	80×80×100	350	3500/3800	1,23/1,33
Holzkohle ² :				
Meilerholzkohle, hart	—	250	7880	1,97
weich	—	150	7820	1,17
(eisern. Meiler)	—	210	7820	1,64
Hartholzbrikett	—	550	7640	4,20
Weichholzbrikett	—	480	7520	3,61
Retortenholzkohle	—	240	7630	1,83
Torfkoks ³	—	240/325	7000/7500	1,75/2,44
Braunkohlenschwelkoks ⁴	10...30	750	5270	3,95
	5...15	660	5270	3,48
Steinkohlenschwelkoks ⁵	10...20	384	7204	2,77
	10...20	482	7076	3,41
	10...20	363	7452	2,71
Desgl. ⁶ (Außenbeheizung)	A 10...20	413,5	6860	2,84
	B 10...20	492	6810	3,35
	C 10...25	374	7461	2,79
(Spülgas)	D 10...25	553,5	5554	2,96
	E 10...25	392,5	7174	2,82
	F 0...25	573	6890	3,95
	10...25	527,5	6933	3,66
	H (Mittelwert)	407	6698	2,72
Schwelbriketts ⁵	20×28×36	497	6826	3,41
Desgl. ⁶	G 20×29×38	556	6393	3,55
Hochtemperaturkoks ⁵	10...20	489	7139	3,49
Anthrazit ⁵	6...10	720	7600	5,47
	10...18	710	7000	5,47
	18...30	700	7800	5,48
Desgl. ⁶	8...15	745	7833	5,84

¹ Lessnig, R.: Feuerungstechn. Bd. 29 (1941) Heft 4 S. 88.² List, Hans: Untersuchungen an Holzkohlengasgeneratoren. Reichskuratorium für Wirtschaftlichkeit, Dienststelle Wien. RKW-Veröff. Nr. 132. Wien 1941. S. 23.³ Finkbeiner, H.: Hochleistungs-Gaserzeuger für Fahrzeugbetrieb und ortsfeste Kleinanlagen. Berlin 1937.⁴ Rammler, E.: Braunkohle Bd. 36 (1937) Heft 21 S. 334/352.⁵ Lessnig, R.: Bericht D 61 des Reichskohlenrats. Berlin 1937. S. Fußnote 2 S. 408.⁶ Rammler, Breitling u. Gall: Bericht D 83 des Reichskohlenrats. Berlin 1938. S. Fußnote 2 S. 407.

Wassergas- und Synthesegaserzeuger.

Die Erzeugung von Wassergas¹ erfolgt üblicherweise im Wechselbetrieb, d. h. durch abwechselndes Heißblasen der Brennstoffschicht mit Luft und durch Gasen mit Wasserdampf. Das aus Koks erzeugte Wassergas wird Blauwassergas genannt (da es infolge seines hohen Gehaltes an CO und H₂ mit nichtleuchtender, blauer Flamme verbrennt), im Gegensatz zum karburierten Wassergas, das mit Gas- oder Karburierölen, die bei etwa 700...750 °C zersetzt werden, im Heizwert und in seiner Leuchtkraft verbessert wird. Kohlenwassergas oder Doppelgas² wird durch einen gleichzeitigen Entgasungs- und Vergasungsvorgang aus Kohle, vorzugsweise aus gasreichen, nichtbackenden Kohlenarten hergestellt. Für Synthesezwecke wird das Blauwassergas konvertiert (s. S. 144), um das gewünschte CO:H₂-Verhältnis herzustellen³. Soll reiner Wasserstoff erzeugt werden, so muß der Stickstoffgehalt des Gases, der durch Vermischung mit den Spülgasen immerhin noch 2...6% und darüber betragen kann, möglichst gering gehalten werden. Man schneidet dann nur einen Teil der Wassergasproduktion (etwa 75%) heraus, der den Stickstoffgehalt Null (oder nahezu Null) besitzt, der dann als „Nullgas“ bezeichnet wird.

Das Wassergasprozeß ist also dadurch gekennzeichnet, daß der zu vergasende Koks eine doppelte Aufgabe zu erfüllen hat, nämlich einmal mit der Blaseluft und beim Gasen mit dem Wasserdampf in Reaktion zu treten und zweitens als regenerativ arbeitender Wärmespeicher zu dienen. Da nur die Leistung während des Gasens als Nutzleistung anzusehen ist, muß man bemüht sein, die Blaszeiten, Spülzeiten und Umstellzeiten möglichst kurz zu halten, die Temperaturen möglichst schnell zu steigern und eine möglichst große Wärmemenge zu speichern. Als wesentliche Fortschritte in der Entwicklung zum Hochleistungs-Wassergaserzeuger sind daher — unter Berücksichtigung der für Gas-

¹ Dolch, P.: Wassergas. Chemie und Technik der Wassergasverfahren. Leipzig 1936. — Wehrmann, Fritz: Generatoren für Luft- und Wassergas. (Brückner, H.: Handbuch der Gasindustrie Bd. 2 I. Teil.)

² Wehrmann, Fritz: Doppelgaserzeuger. In Brückner: Handbuch der Gasindustrie Bd. 2 III. Teil. — Gwosdz, J.: Kohlenwassergas. (Kohle, Koks, Teer Bd. 19.) Halle a. d. Saale 1930. — Schroth, Walter, u. Walter Konrad: Fortschritte in der Entwicklung großer Doppelgasgeneratoren. Gas- u. Wasserfach Bd. 77 (1934) Heft 35 S. 608/610.

³ Über die chemischen Grundlagen der Synthesegaserzeugung vgl. P. Dolch: Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 1 S. 1/5, Heft 2 S. 44/51 u. Heft 4 S. 103/108. — Synthesegas wird in Wassergasgeneratoren im Wechselbetrieb oder durch kontinuierliche Wassergasverfahren erzeugt (s. auch S. 115/116). Über Verfahren und Apparaturen vgl. P. Dolch: Fußnote 1, K. Baum: s. Zahlent. 58, W. Gumz u. R. Lessnig: Fußnote 1 S. 128 und H. Brückner: Synthese-, Braunkohlen und Torfgase. In Brückner: Handbuch der Gasindustrie 2. Bd. II. Teil. München und Berlin 1940.

erzeuger und ihre Brennstoffe allgemein geltenden Grundsätze — folgende Maßnahmen anzusehen:

Mechanisierung der Brennstoffaufgabe unter Ausgießen des Abriebs, Verwendung hoher Wind- und Dampfdrücke und -geschwindigkeiten, Mechanisierung aller Umstellvorgänge, Mechanisierung des Aschen- und Schlackenaustrages und Auswahl geeigneter Brennstoffe (Wahl der Körnung, hoher Aschenschmelzpunkt).

Neuzeitliche Hochleistungswassergasanlagen arbeiten mit einer Blaseperiode von 1 Min., das erzeugte Blasegas wird in einer Zündkammer, in die die nötige Verbrennungsluft hineingegeben wird, verbrannt, um daraus in einem Abhitzeessel Dampf von 18 bis 20 atü zu erzeugen. Dieser Dampf wird in einer Gegendruckturbine zunächst zum Antrieb der Gebläse und Pumpen verwendet und dient dann, zusammen mit dem im Dampfmantel erzeugten Dampf (von meist 3...3,5 atü) als Einblasedampf beim Gasen. Die Gaseperiode dauert 2 Min., davon wird 1 Min. von unten und 1 Min. von oben gegast (backrun). Die Gesamtperiode dauert also 3 Min. entsprechend 20 Zügen in der Stunde. Die Dampferzeugung im Mantel und im Abhitzeessel beträgt etwa 1 kg/Nm³ Wassergas, womit der Bedarf von rd. 0,9 kg/Nm³ Wassergas des Gaserzeugers reichlich gedeckt werden kann. Die Brennstoffaufgabe erfolgt während des Abwärtsgasens, so daß dadurch die Verstaubung und ein Staubverlust vermieden und eine schnelle Vergasung des Staubes gewährleistet wird. Die Leistungen mittlerer Wassergasanlagen sowie einiger Hochleistungs-Wassergaserzeuger gehen aus Zahlentafel 57 hervor. Vergleicht man diese Werte

Zahlentafel 57. Leistung von Koks-Wassergas-Anlagen.

Generator- durchm. (m)	Belastung kg/m ² h	Gasausbringen Nm ³ /kg	Gasleistung Nm ³ /m ² h	Heizwert kcal/Nm ³	Wärmeleistung 10 ⁶ kcal/m ² h
Wassergaserzeuger mittlerer Größe ¹					
2,1	192	1,538	295	2745	0,811
2,2	237	1,597	379	2730	1,034
2,6	251	1,536	386	2830	1,091
Hochleistungsgaserzeuger					
3,5	468	1,592	745	2475	1,844
3,5	493	1,440	710	2435	1,729
3,5	502	1,653	830	2560	2,125

mit denen von Generatorgasanlagen (Zahlentafel 55 S. 403), so kann man feststellen, daß die Wärmeleistung der mittleren Anlagen tatsächlich etwa $\frac{2}{3}$ derjenigen bei Schwachgasanlagen entspricht, wie nach

¹ Wehrmann, Fr.: Vgl. Fußnote 1 S. 410.

der Dauer der Gaseperiode zu erwarten, daß aber sowohl durch die höhere Konzentration des Vergasungsmittels als auch durch andere Maßnahmen (Anwendung höherer Drücke und Geschwindigkeiten) die Leistung der Wassergasanlagen auf und über diejenige der Schwachgasanlagen gesteigert werden kann. Einige Angaben über die Wirtschaft des Wassergasprozesses gibt Zahlentafel 58.

Zahlentafel 58.
Wirkungsgrad des Wassergasprozesses im Wechselbetrieb.

Brennstoff	Vergasungswirkungsgrad	Gesamtwirkungsgrad (einschl. Abhitzeverwertung)	Quelle
Hochtemperaturkoks .	66...70%	70...75%	Baum, K.: Ber.-Heft der 74. Hauptvers. des VDI. Darmstadt 1936. S. 59/69.
	58,1	77,5	Müller-Graf: Technologie der Brennstoffe. Wien 1939.
	65,5	75,6	Dolch, P.: Wassergas. Leipzig 1936.
Gasflammkohle . . .	59,4	65,0	Schroth, W.: Gas- u. Wasserfach Bd. 73 (1930) Sonderheft.

Infolge der Wärmelieferung durch einen Speichervorgang ist die Wassergasbildung weder räumlich noch zeitlich konstant. Aus den Versuchen von King, Williams und Thomas¹, die den Verlauf der Isothermen in einem Versuchsgaserzeuger von 1,47 m Durchmesser ermittelt haben, geht hervor, daß nur die untersten Schichten die Temperaturschwankungen von 150...200° C durchlaufen, der übrige Teil der Schüttung spielt ausschließlich die Rolle eines Wärmeaustauschers, zumal sich bei der Vergasung in einer Richtung die Temperaturen etwas verlagern, also beim Gasen von unten z. B. nach oben rücken, während der so erhitze Koks beim Gasen von oben als Vorwärmer für das Vergasungsmittel dient. Abb. 149 zeigt den Verlauf einer Gaseperiode und zugleich den Verlauf des Dampferetzungsgrades. Die Gesamtdauer dieses Zeitabschnittes beträgt etwa 2 Min., die Leistung steigt zunächst schnell auf einen Höchstwert und sinkt in der ersten Minute während des Gasens von unten infolge der schnell fortschreitenden Auskühlung stark ab. Der Einschnitt in der Mitte kommt durch das Umstellen auf Gasen von oben zustande, welches von der 60. bis zur 110. Sekunde dauert. Denkt man sich den Verlauf des ersten Abschnitts, des Gasens von unten, verlängert, so sieht man, daß die Leistung nach der Umkehr

¹ King, J. G., B. H. Williams u. R. V. Thomas: Further experiments upon the water-gas process. Fuel Research Techn. Paper Nr. 43. London 1935.

der Strömungsrichtung höher geworden ist, als sie bei Fortsetzung des Gasens von unten zu erwarten gewesen wäre. Dies ist auf die oben erwähnte Wirkung der Vorwärmung des Vergasungsmittels durch die Koks-schicht zurückzuführen. Am Schluß wird abermals kurz von unten gegast und dabei durch stärkere Dampfzugabe gespült, um das Wassergas aus dem Generator und den Leitungen zu verdrängen. Auch hier entsteht aus den gleichen Ursachen wieder eine Leistungsspitze, bis dann durch Schließen des Schiebers die Leistung auf Null zurückgeht. Das Diagramm zeigt in eindringlichster Weise den Einfluß der Temperatur auf den Dampfzersetungsgrad und damit auf die Leistung, die



Abb. 149. Verlauf einer Gase-Periode beim Wassergasprozeß.

am Ende der Periode nur $\frac{1}{5}$ der Leistung am Anfang ausmacht. Der Dampfzersetungsgrad, der im Mittel 32,4% beträgt, fällt von anfangs 60% auf 12% am Ende. Eine Verlängerung der Gasperiode wäre also ganz zwecklos.

Beim Wassergaserzeuger sind es also vor allem 2 Mittel, die eine Leistungssteigerung hervorbringen können: Eine hohe Querschnittsbelastung (hohe Geschwindigkeiten, hohe Drücke und entsprechende apparative Vorbedingungen, die sie zulassen) und hohe Temperaturen. Die in Zahlentafel 57 an letzter Stelle genannte Anlage z. B. wurde besonders heiß gefahren (was teils von der Rostbauart, teils vom Brennstoff abhängig ist). Um dieses Ergebnis noch zu verbessern, wäre zu empfehlen, das Vergasungsmittel, besonders den Wasserdampf höher zu überhitzen, als dies nach bisheriger Übung der Fall ist. Man arbeitet meist mit Dampf von 3,5 atü und 150° C, könnte aber unbedenklich auf eine Überhitzung auf 500° C übergehen. Bei 2400 kcal/kg C Wärmebedarf der Wassergasreaktion und 1,965 kg Dampf/kg C würde dieser Temperaturunterschied 172,5 kcal/kg Wasserdampf oder 339 kcal/kg C ausmachen, was eine Leistungssteigerung von 12,3% bedeutet.

Druckvergasung.

Wird die Vergasung unter einem Druck von 20 atü vorgenommen¹, so verschiebt sich das Generatorgasgleichgewicht [Gl. (451) S. 264] nach der CO₂-Seite, das Methangleichgewicht [Gl. (470) S. 270] nach der Methanseite, und es entsteht bei Vergasung mit einem Sauerstoff-Wasserdampf-Gemisch ein methan- und kohlenäurereiches Gas von der Zusammensetzung, wie sie Zahlentafel 59 angibt, wenn getrocknete Braunkohle als Vergasungsrohstoff diene.

Zahlentafel 59. Zusammensetzung des Roh- und Reingases bei der Druckvergasung von Braunkohle mit einem Sauerstoff-Wasserdampf-Gemisch ($p = 20$ atü)².

Rohgas	Reingas
30,15% CO ₂	3,0% CO ₂
0,45% H ₂ S	0,0% H ₂ S
0,6% C _n H _m	0,5% C _n H _m
0,1% O ₂	0,1% O ₂
16,5% CO	22,8% CO
34,0% H ₂	48,7% H ₂
16,3% CH ₄	22,6% CH ₄
1,9% N ₂	2,3% N ₂
100,0%	100,0%
H _o = 3206 kcal/Nm ³	H _o = 4402 kcal/Nm ^{3*}
H _u = 2877 kcal/Nm ³	H _u = 3944 kcal/Nm ³

Durch Auswaschen der Kohlensäure bis auf 2...4% entsteht dann das in der rechten Spalte der Zahlentafel 59 angegebene Reingas, welches unmittelbar Stadtgasqualität besitzt. Das Verfahren der Druckvergasung gestattet also unmittelbar die Stadtgaserzeugung durch restlose Vergasung mit Sauerstoff. Der hohe Druck erleichtert das Auswaschen der Kohlensäure und des Schwefelwasserstoffs in einer einfachen Druckwasserwäsche. Das Druckwasser wird nach seiner Entspannung in einem Peltonrad unter Arbeitsleistung im Kreislauf wieder verwendet. Das dabei im Entspannungsturm frei werdende Gas, das neben der Kohlensäure, vor allem Schwefelwasserstoff und einige Prozent brennbare Gase enthält, kann durch Verbrennung z. B. zur Vergasungsmittelvorwärmung ausgenutzt werden, wodurch zugleich der Schwefelwasserstoff in einfachster Weise unschädlich gemacht wird.

¹ Danulat, F.: Diss. Berlin 1936 s. Fußnote 2 S. 283 (dort weiteres Schrifttum).
Danulat, F.: Die Sauerstoff-Druckvergasung fester Brennstoffe. Gas u. Wasserfach Bd. 84 (1941) Heft 40 S. 549/552.

² Drawe, R.: Erfolge der Druckvergasung mit Sauerstoff. Arch. Wärme-wirtschaft. Bd. 19 (1938) Heft 8 S. 201/203.

* Aus der Analyse errechnete Werte.

Abb. 150 zeigt den Einfluß des Druckes und der Kohlenart (Menge und Heizwertbeitrag der flüchtigen Bestandteile). In physikalischer Hinsicht ist bemerkenswert, daß infolge des hohen Druckes und des kleinen spezifischen Volumens sehr hohe Durchsatzleistungen auf kleinem Raum selbst bei feinkörnigen Brennstoffen möglich sind, und daß die Abmessungen der Gaserzeuger, die Leitungsdurchmesser und die Wascher infolgedessen sehr klein werden. Nach Danulat¹ kann etwa eine Leistungssteigerung mit der Quadratwurzel aus dem Druck erwartet werden, das wäre bei 20 at das 4,47-fache gegenüber Normal-

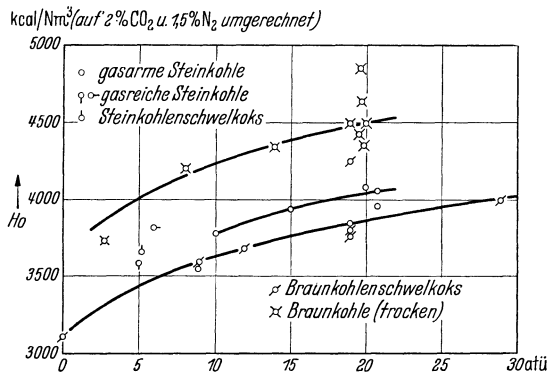


Abb. 150. Einfluß des Druckes und der Brennstoffart auf den oberen Heizwert des Reingases (auf gleichen Inertengehalt umgerechnet).

druck. Mit Braunkohlen-Trockenknorpeln wurden Leistungen bis 821 kg/m²h, entsprechend 922 Nm³/m²h (Rohgas) und 2,640 · 10⁶ kcal/m²h in einer kleinen Versuchsanlage erreicht, ohne daß damit aber ein Grenzwert festgestellt war, der sich nicht bei geeigneter Ausbildung der Apparatur noch wesentlich überschreiten ließe.

Staubvergasung.

Die Vergasung feinkörnigen Brennstoffs im Schachtgaserzeuger ist mit Schwierigkeiten und Leistungseinbußen verbunden; Schwachgas- und Wassergaserzeuger nach den heute gebräuchlichen Verfahren haben zudem eine schmale Brennstoffgrundlage, die in erster Linie hochwertige Brennstoffsorten und -arten (Hochtemperaturkoks, Schwelkoks, Anthrazit, Braunkohlenbriketts) umfaßt, an die besondere Anforderungen gestellt werden müssen (Kornreinheit, mäßige Aschengehalte, keine Backfähigkeit). Um diese Basis zu verbreitern und die Wirtschaftlichkeit zu verbessern, liegt es nahe, billige Brennstoffsorten und -arten wie Rohbraunkohle, Förderkohle, Feinkohle und Staub ähnlich wie in einer Schwebefeuernng oder in einer Kohlenstaubfeuernng in

¹ S. Fußnote 1 S. 414 u. Fußn. 2 S. 283.

der Schweben zu vergasen¹. Vorschläge dieser Art sind daher schon alt, wie die Patentliteratur zeigt, waren aber zunächst über theoretische Erörterungen nicht hinausgekommen². Hier liegen übrigens ganz ähnliche Gründe für das Versagen der ersten Versuche vor, wie sie bereits bei den Schwebefeuern erörtert wurden³, auch ließen viele der älteren Vorschläge kein allzu großes Verständnis für die aerodynamischen Voraussetzungen des Schwebevergasungsvorganges erkennen. Die Entwicklung der Kohlenstaubfeuerung einerseits, die neu gewonnenen Erkenntnisse über die physikalischen Bedingungen des Vorganges⁴ andererseits haben gemeinsam mit dem unzweifelhaft vorliegenden wirtschaftlichen Bedürfnis dazu beigetragen, daß die Staubvergasung erneut aufgegriffen wurde und zum Teil schon technisch brauchbare Lösungen gefunden hat.

Wie die Brennzeit für die Bemessung der Staubfeuerung, ist die Vergasungszeit für die Bemessung der Vergasungsräume bestimmend. Da eine Vergasung — im Gegensatz zur Verbrennung, einer Reaktion mit *Luftüberschuß* — eine Reaktion mit *Kohlenstoffüberschuß* ist, fällt die Möglichkeit weg, die Reaktionszeit durch Überschuß der gasförmigen Reaktionsteilnehmer abzukürzen (lediglich bei der Wassergaserzeugung wäre dies möglich, wenn auch nicht gerade sehr wirtschaftlich), dagegen ist die Reaktionszeit von der Konzentration des Vergasungsmittels abhängig, die unter Umständen viel höher sein kann als bei der üblichen Verbrennung; so erhält man bei der Vergasung mit Luft, reinem Wasserdampf und reinem Sauerstoff unter sonst gleichen Bedingungen (also vor allem auch bei gleicher Temperatur) ein Verhältnis der Vergasungszeiten³ von 1:0,266:0,217. Um den Raumbedarf der Vergasung in der Schweben zu verringern, können folgende Maßnahmen ergriffen werden:

1. Erhöhung der Aufenthaltsdauer des Staubes (besonders des Grobstaubes) im Vergasungsraum

a) durch Vergasung in aufsteigendem Gasstrom (vgl. S. 357/358),

b) durch Vergasung in einem schwach konisch ausgeführten Reaktionsraum,

c) durch Abscheidung und Rückführung des noch unvergasteten Staubes (Brennstoffkreislaufverfahren),

d) durch Hintereinanderschaltung mehrerer solcher Brennstoffkreisläufe.

¹ Gumz, W.: Rohkohlenvergasung in der Schweben. Technisch-wirtschaftliche Möglichkeiten und Vorteile der Staubvergasung. Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 9 S. 257/259.

² Bourcoud, A. E.: Gasification of powdered coal. Chem. Met. Eng. Bd. 24 (1921) Heft 14 S. 600/604. — Haslam, R. T., u. L. Harris: Producer gas from powdered coal. Ind. Eng. Chem. Bd. 15 (1923) Heft 4 S. 355/357.

³ Vgl. S. 367.

⁴ Gumz, W.: Vergasung in der Schweben. Feuerungstechn. Bd. 26 (1938) Heft 12 S. 361/370. — Diss. Berlin 1938.

2. Verkürzung der Vergasungszeit durch Steigerung der Relativgeschwindigkeit zwischen Staub und Vergasungsmittel über die Schwebegeschwindigkeit hinaus

a) durch hohe Einblasegeschwindigkeiten (vgl. S. 356).

b) durch Ausschleudern des Staubes bei Anwendung gekrümmter Bahnen (zyklonartiger Vergasungsraum)¹.

3. Hintereinanderschaltung eines Vergasungs- und eines Verbrennungsvorganges, d. h. Abscheidung des unvergasteten Staubes und seine Verbrennung in einer Kohlenstaubfeuerung.

Da die Vergasung in der Schwebelage stets eine Gleichstromvergasung ist — der zu vergasende Brennstoff wird ja von dem Vergasungsmittel durch den Reaktionsraum getragen —, entfällt die Möglichkeit der Ausnutzung der Gaswärme zur Brennstoffvorwärmung, das Gas tritt mit Reaktionstemperatur bzw. mit einer noch wesentlich höheren Temperatur² aus dem Vergasungsraum aus, sein Wärmeinhalt muß in Abhitzekeßeln nutzbar gemacht werden. Auch eine möglichst hohe Vorwärmung des Vergasungsmittels ist anzustreben.

Der Abhitzedampf, zusammen mit dem — nach Punkt 3 — aus dem Reststaub gewonnenen Dampf deckt nicht nur den Dampfbedarf der Anlage (auch bei Wassergasherstellung), er kann darüber hinaus den Energiebedarf der Sauerstofferzeugungsanlage decken oder als Überschußenergie abgegeben werden; eine verschlechterte Brennstoffausnutzung braucht also keineswegs in Kauf genommen zu werden. Wenn der Grundsatz, nicht mehr Dampf zu erzeugen als für den Gaserzeuger selbst notwendig ist, allgemein durchaus zu Recht besteht, weil der Vergasungsrohstoff (z. B. Koks) für die Dampferzeugung zu hochwertig und daher unwirtschaftlich ist, so fällt dieser Gesichtspunkt jedoch bei den geringwertigen Ausgangsbrennstoffen, die für die Staubvergasung zur Verwendung kommen, weg.

Nach Art der Vergasungsmittel- und Brennstoffzufuhr wird die Wärmeentwicklung, die zur Deckung der Reaktionswärme notwendig ist, und der Temperaturverlauf im Gaserzeuger verschieden sein. Danach kann man unterscheiden:

1. Teilverbrennung mit anschließender weiterer Staubzufuhr (zweistufiger Gaserzeuger), wie bereits von Bourcoud³ vorgeschlagen.

2. Aufheizung eines Wälzgasstromes auf so hohe Temperaturen, daß sein Wärmeinhalt die Reaktionswärme deckt, und

¹ Diena, G.: DRP. 663025 Kl. 24c, 1-03. — Koppers: Franz. Pat. 853510.

² In der Gasphase herrscht ja, wie bereits S. 370 ausgeführt wurde, ein Wärmeüberschuß (Temperaturdifferenz gegenüber der Reaktionstemperatur an der Phasengrenze), besonders solange die Vergasung nicht beendet, also ein namhafter C-Überschuß vorhanden ist.

³ Siehe Fußnote 2, S. 416.

3. gleichzeitige Zuführung von Vergasungsmittel und Brennstoff (einstufiger Gaserzeuger), so daß sich an die Oxydation nach dem Verbrauch des freien Sauerstoffs unmittelbar die Reduktion anschließt, beide Reaktionen also ineinander übergehend verlaufen.

Im ersten Fall treten sehr hohe Spitzentemperaturen auf, ohne Wandkühlung sind sie nicht zu beherrschen, soweit nicht mit hohem Wasserdampfzusatz gearbeitet wird. Im zweiten Fall müssen in dem zur Aufheizung des Wälzgases verwendeten Regenerator sehr hohe Temperaturen zugelassen werden, so daß die Anforderungen an das feuerfeste Mauerwerk besonders hoch sind. Am stärksten ausgeglichen sind die Temperaturen dagegen im dritten Fall.

Ausführungen von Staubgaserzeugern sind der Winkler-Gaserzeuger¹, der, mit wallender Brennstoffschicht an der Stabilitätsgrenze arbeitend, baulich auf der Grenze zwischen einem Schacht- und einem Staubgaserzeuger steht, aber doch im wesentlichen — besonders im oberen Teil — die Arbeitsweise und Merkmale eines Staubgaserzeugers aufweist, und der Wintershall-Schmalfeldt-Gaserzeuger, der nach einem Wälzgas-Staubvergasungsverfahren arbeitet mit Flugtrocknung zur Ausnutzung der Gaswärme². Weitere Entwicklungsarbeiten sind im Gange^{3, 4}.

¹ Bosch, C.: Chem. Fabrik Bd. 7 (1934) Heft 1 S. 1/10. — Dolch, P.: Wassergas. Chemie und Technik der Wassergasverfahren. Leipzig 1936. S. 238/255. — Feuerungstechn. Bd. 27 (1939) Heft 4 S. 106. — Brückner, H.: Handbuch der Gasindustrie. Bd. 2: Generatoren. München und Berlin 1940. S. 2/25...2/30.

² Gumz, W., u. R. Lessnig: Z. VDI Beiheft Verfahrenstechn. Folge 1940 Heft 2 S. 40. — Rademacher, H.: Feuerungstechn. Bd. 28 (1940) Heft 4 S. 85/86.

³ Gumz, W.: Stand und Entwicklungsaussichten der Vergasung von Steinkohlen. Vortragsveranst. d. Hauptausschüsse für Forschungswesen des Bergbauvereins in Essen (1940) S. 157/174.

⁴ Fitz, W.: Staubvergasungsversuchsanlage der Fa. Heinrich Koppers, Essen. Nach einem Vortrag im Haus der Technik. Essen. Dez. 1941, s. a. Feuerungstechn. Bd. 30 (1942) Heft 4 u. 5.

Anhang.

Zahlentafel 60. Gastabelle¹.

Bezeichnung	Chem. Symbol	Molekular- gewicht	Norm- kubik- meter- gewicht kg/Nm ³	Mol- volumen Nm ³ / kmol	Heizwerte kcal/Nm ³		$x_0 \cdot 10^6$ *
					H_o	H_u	
Sauerstoff	O ₂	32,000	1,42895	22,39	—	—	—1,3
Stickstoff	N ₂	28,016	1,2505	22,40	—	—	—0,6
Argon	Ar	39,944	1,7839	22,39	—	—	—1,3
Luft	—	28,960	1,2928	22,40	—	—	—0,8
Kohlensäure	CO ₂	44,010	1,9768	22,26	—	—	—9,2
Kohlenoxyd	CO	28,010	1,2500	22,40	3020	3020	—0,6
Schweflige Säure . .	SO ₂	64,060	2,9263	21,89	—	—	—31,2
Schwefelwasserstoff	H ₂ S	34,076	1,5392	22,14	6140 ²	5660 ²	—13,7
					7200 ³	6720 ³	
Wasserstoff	H ₂	2,016	0,08987	22,43	3050	2570	+0,8
Wasserdampf	H ₂ O	18,016	(0,804)	(22,4)	—	—	—
Gesättigte Kohlenwasserstoffe:							
Methan	CH ₄	16,042	0,7168	22,36	9520	8550	—2,9
Äthan	C ₂ H ₆	30,068	1,356	22,16	16820	15370	—15,5
Propan	C ₃ H ₈	44,094	1,562	21,82	24320	22350	—34,6
n-Butan	C ₄ H ₁₀	58,120	2,703	21,49	32010	29510	—54,0
Benzol	C ₆ H ₆	78,108	(3,48)	(22,4)	34960	33520	—
Ungesättigte Kohlenwasserstoffe:							
Azetylen	C ₂ H ₂	26,036	1,1709	22,22	14090	13600	—11,8
Äthylen	C ₂ H ₄	28,052	1,2605	22,24	15290	14320	—10,5
Propylen	C ₃ H ₆	42,078	1,915	21,96	22540	21070	—26,4
Butylen	C ₄ H ₈	56,104	(2,50)	(22,4)	29110	27190	—

¹ Molekulargewichte auf Grund der internationalen Atomgewichtstabelle 1941. Normkubikmetergewichte und Molvolumina nach DIN 1871, Heizwerte nach DIN 1872 (Ausg. 1936).

* Die x -Werte sind temperaturabhängig, zwischen 0° und Raumtemperatur kann jedoch mit dem angegebenen x_0 -Wert gerechnet werden. Vgl. J. Otto: Die physikalischen Eigenschaften technischer Gase. Feuerungstechn. Bd. 24 (1936) Heft 11 S. 187/189.

² Bei Verbrennung zu SO₂.

³ Bei Verbrennung zu SO₃.

Zahlentafel 61.

Spez. Gewicht und Wassergehalt feuchter Luft bei $\varphi = 100\%$.

t° C	$\gamma_{\text{trockene Luft}}$	$\gamma_{\text{feuchte Luft}}$	g/Nm ³ trockene Luft	g/Nm ³ feuchte Luft
0	1,2928	1,2891	4,904	4,846
5	1,2696	1,2654	6,996	6,795
10	1,2471	1,2414	9,891	9,396
15	1,2255	1,2177	13,75	12,82
20	1,2046	1,1941	18,98	17,29
25	1,1844	1,1704	25,97	23,04
30	1,1649	1,1465	35,14	30,36
35	1,1466	1,1225	47,20	39,60
40	1,1277	1,0967	63,12	51,14
45	1,1099	1,0704	83,95	65,44
50	1,0926	1,0426	111,45	82,98
55	1,0761	1,0133	147,88	104,3
60	1,0600	0,9818	196,8	130,2
65	1,0443	0,9477	263,5	161,1
70	1,0291	0,9108	357,0	198,1
75	1,0143	0,8702	493,8	241,8
80	1,0000	0,8259	705,6	293,3
85	0,9860	0,7769	1068,0	353,4
90	0,9724	0,7231	1806,1	423,5

Zahlentafel 62.

Multiplikationstafel zur Errechnung des Heizwertes fester Brennstoffe
[nach Gl. (138) und (139) S. 70].

H_o	1	2	3	4	5	6	7	8	9
C	81,3	162,6	243,9	325,2	406,5	487,8	569,1	650,4	731,7
H	297	594	891	1188	1485	1782	2079	2376	2673
N	15	30	45	60	75	90	105	120	135
S	45,6	91,2	136,8	182,4	228,0	273,6	319,2	364,8	410,4
O	23,5	47,0	70,5	94,0	117,5	141,0	164,5	188,0	211,5

H_u	1	2	3	4	5	6	7	8	9
C	81,3	162,6	243,9	325,2	406,5	487,8	569,1	650,4	731,7
H	243	486	729	972	1215	1458	1701	1944	2187
N	15	30	45	60	75	90	105	120	135
S	45,6	91,2	136,8	182,4	228,0	273,6	319,2	364,8	410,4
O	23,5	47,0	70,5	94,0	117,5	141,0	164,5	188,0	211,5
W	6	12	18	24	30	36	42	48	54

Zahlentafel 63.

Multiplikationstafel zur Errechnung des Heizwertes von Gasen.

H_o	1	2	3	4	5	6	7	8	9
CO	30,2	60,4	90,6	120,8	151,0	181,2	211,4	241,6	271,8
H ₂	30,5	61,0	91,5	122,0	152,5	183,0	213,5	244,0	274,5
CH ₄	95,2	190,4	285,6	380,8	476,0	571,2	666,4	761,6	856,8
C ₂ H ₂	140,9	281,8	422,7	563,6	704,5	845,4	986,3	1127,2	1268,1
C ₂ H ₄	152,9	305,8	458,7	611,6	764,5	917,4	1070,3	1223,2	1376,1
C ₂ H ₆	168,2	336,4	504,6	672,8	841,0	1009,2	1177,4	1345,6	1513,8
C ₆ H ₆	349,6	699,2	1048,8	1398,4	1748,0	2097,6	2447,2	2796,8	3146,4

H_u	1	2	3	4	5	6	7	8	9
CO	30,2	60,4	90,6	120,8	151,0	181,2	211,4	241,6	271,8
H ₂	25,7	51,4	77,1	102,8	128,5	154,2	179,9	205,6	231,3
CH ₄	85,5	171,0	256,5	342,0	427,5	513,0	598,5	684,0	769,5
C ₂ H ₂	136,0	272,0	408,0	544,0	680,0	816,0	952,0	1088,0	1224,0
C ₂ H ₄	143,2	286,4	429,6	572,8	716,0	859,2	1002,4	1145,6	1288,8
C ₂ H ₆	153,7	307,4	461,1	614,8	768,5	922,2	1075,9	1229,6	1383,3
C ₆ H ₆	335,2	670,4	1005,6	1340,8	1676,0	2011,2	2346,4	2681,6	3016,8

Beispiel:

	H_o	H_u
5,4% CO	151,0	151,0
	12,08	12,08
56,8% H ₂	1525,0	1285,0
	183,0	154,2
	24,40	20,56
23,9% CH ₄	1904,0	1710,0
	285,6	256,5
	85,68	76,95
1,6% C ₂ H ₄	152,9	143,2
	91,74	85,92
0,4% C ₆ H ₆	139,84	134,08
	4555,24	4029,49

Zahlentafel 64. Enthalpie der Gase (bezogen auf $p = 1$ Atm).

t ° C	O ₂		N ₂		Luft (trocken)		Ar	
	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
25	5,48	7,83	6,21	7,77	6,02	7,78	3,12	5,57
100	22,04	31,49	24,93	31,17	24,03	31,07	12,46	22,23
200	44,75	63,94	50,00	62,53	48,45	62,64	24,90	44,42
300	68,10	97,31	75,46	94,36	73,16	94,58	37,33	66,59
400	92,31	131,9	101,1	126,7	98,36	127,2	49,77	88,78
500	117,2	167,5	127,7	159,6	124,1	160,4	62,20	111,0
600	142,4	203,5	154,4	193,1	150,7	194,8	74,63	133,1
700	168,2	240,3	181,8	227,4	177,3	229,2	87,06	155,3
800	194,4	277,8	209,9	262,4	204,9	264,9	99,49	177,5
900	220,9	315,7	238,4	298,1	232,7	300,8	111,9	199,6
1000	247,6	353,8	267,4	334,4	260,9	337,3	124,3	221,7
1500	384,2	549,0	416,1	520,3	407,3	526,6	186,5	332,7
2000	526,7	752,6	569,5	712,2	557,6	720,9	248,6	443,5
2500	671,2	959,1	726,1	908,0	710,8	918,9	310,8	554,4
3000	820,4	1172	884,1	1106	866,0	1120	372,9	665,2

Zahlentafel 64. Enthalpie der Gase (bezogen auf $p = 1$ Atm).

(Fortsetzung.)

t ° C	CO ₂		SO ₂		CO		H ₂	
	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
25	5,03	9,94	3,82	11,18	6,21	7,76	85,30	7,67
100	20,99	41,49	15,61	45,68	24,93	31,16	343,3	30,85
200	44,08	87,14	32,17	94,14	50,04	62,55	689,6	61,97
300	68,84	136,1	49,81	145,8	75,70	94,63	1039	93,37
400	94,82	187,4	68,27	199,8	101,8	127,3	1385	124,5
500	122,5	242,2	87,32	255,5	128,5	160,3	1735,5	156,0
600	150,7	297,9	106,9	312,8	155,9	194,9	2087	187,6
700	179,8	355,4	126,8	371,1	183,7	229,6	2443	219,6
800	209,3	413,7	147,0	430,2	212,2	265,3	2801	251,7
900	239,7	473,8	167,5	490,2	241,1	301,4	3163	284,3
1000	270,1	533,9	188,1	550,4	270,5	337,8	3530,5	317,3
1500	428,4	846,9	292,8	856,8	420,8	526,0	5405	485,7
2000	590,9	1168	399,1	1168	575,5	719,4	7474	671,7
2500	755,8	1494	506,3	1482	733,3	916,6	9598	862,6
3000	921,9	1822	613,9	1796	891,5	1114	11791	1060

Zahlentafel 64. Enthalpie der Gase (bezogen auf $p = 1$ Atm).
(Fortsetzung.)

t ° C	CH ₄		C ₂ H ₂		C ₂ H ₄		C ₂ H ₆	
	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	00,0	0,00	0,00
25	13,65	9,78	8,42	9,86	9,08	11,45	5,14	17,90
100	54,15	38,81	42,63	49,92	40,44	50,97	24,97	87,00
200	117,5	84,22	90,13	105,5	89,24	112,5	56,29	196,2
300	189,2	135,6	141,7	165,9	145,4	183,3	94,42	329,0
400	269,0	192,8	195,7	229,2	208,3	262,6	138,9	484,1
500	356,1	255,3	252,2	295,3	276,8	348,9	188,8	657,9
600	450,5	322,9	311,2	364,3	350,0	441,1	243,3	847,6
700	551,3	395,2	371,9	435,4	427,0	538,2	301,8	1052
800	657,4	471,2	434,7	509,0	511,3	644,5	363,5	1267
900	768,2	550,6	498,7	583,9	593,0	747,5	428,1	1492
1000	884,1	633,7	564,4	660,9	681,1	858,5	501,7	1748
1500	—	—	—	—	—	—	—	—
2000	—	—	—	—	—	—	—	—
2500	—	—	—	—	—	—	—	—
3000	—	—	—	—	—	—	—	—

Zahlentafel 64. Enthalpie der Gase (bezogen auf $p = 1$ Atm).
(Fortsetzung.)

t ° C	H ₂ O		OH		NO		N ₂ O	
	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³	kg	Nm ³
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
25	11,62	9,34	10,51	7,97	5,98	8,01	5,24	10,36
100	46,13	37,08	41,86	31,76	23,83	31,94	22,41	44,33
200	92,37	74,24	82,07	62,27	47,84	64,12	46,21	91,40
300	139,5	112,1	123,3	93,55	72,26	96,84	71,48	141,4
400	187,9	151,0	166,3	126,2	97,38	117,1	97,88	193,6
500	237,9	191,2	208,1	157,9	123,1	165,0	125,5	248,2
600	289,3	232,5	250,1	189,8	149,3	200,1	153,5	303,6
700	342,5	275,3	292,6	222,0	176,1	236,0	183,2	362,4
800	397,7	319,6	336,3	255,2	203,3	272,5	213,1	421,5
900	454,5	365,3	379,9	288,2	230,9	309,5	243,8	482,2
1000	512,4	411,8	424,5	322,1	258,7	346,7	274,5	543,0
1500	822,1	660,7	656,1	497,8	401,6	538,2	432,8	856,1
2000	1158	930,4	901,8	684,2	547,8	734,2	595,1	1177
2500	1510,5	1214	1155	876,3	696,5	933,4	760,3	1504
3000	1872,3	1505	1414	1073	844,5	1132	926,6	1833

Zahlentafel 65.

$t^{\circ}C$	$T^{\circ}K$	$\frac{T}{273}$	$\frac{273}{T}$	$\left(\frac{T}{100}\right)^4$
0	273	1,0000	1,0000	55,5
50	323	1,1832	0,8452	108
100	373	1,3660	0,7319	194
150	423	1,5495	0,6454	320
200	473	1,7326	0,5772	498
250	523	1,9158	0,5220	748
300	573	2,0989	0,4764	1078
350	623	2,2821	0,4382	1506
400	673	2,4652	0,4056	2051
450	723	2,6484	0,3776	2720
500	773	2,8315	0,3532	3571
550	823	3,0147	0,3317	4588
600	873	3,1978	0,3127	5808
650	923	3,3810	0,2958	7258
700	973	3,5641	0,2806	8963
750	1023	3,7472	0,2669	10953
800	1073	3,9304	0,2544	13256
850	1123	4,1135	0,2431	15904
900	1173	4,2967	0,2327	18932
950	1223	4,4798	0,2232	22373
1000	1273	4,6630	0,2145	26262
1050	1323	4,8461	0,2063	30636
1100	1373	5,0293	0,1988	35537
1150	1423	5,2124	0,1918	41002
1200	1473	5,3956	0,1853	47076
1250	1523	5,5787	0,1793	53803
1300	1573	5,7619	0,1736	61224
1350	1623	5,9450	0,1682	69387
1400	1673	6,1282	0,1632	78343
1450	1723	6,3113	0,1584	88138
1500	1773	6,4945	0,1540	98820
1550	1823	6,6776	0,1498	110449
1600	1873	6,8608	0,1458	123071
1650	1923	7,0439	0,1420	136747
1700	1973	7,2271	0,1384	151538
1750	2023	7,4102	0,1349	167496
1800	2073	7,5934	0,1317	184671
1850	2123	7,7765	0,1286	203143
1900	2173	7,9597	0,1256	222968
1950	2223	8,1428	0,1228	244206
2000	2273	8,3260	0,1201	266931
2100	2373	8,6923	0,1150	317100
2200	2473	9,0586	0,1104	374008
2400	2673	9,7912	0,1021	510500
2600	2873	10,5238	0,09502	681333
2800	3073	11,2564	0,08884	891740
3000	3273	11,9890	0,08341	1147632

Zahlentafel 66. Umrechnung metrischer und englischer Maße.

1. Längenmaße.

1 mm = 0,03937''	1'' (inch) = 25,4 mm*
1 m = 3,2808' (ft.)	1' (foot) = 0,304800 m
	= 12''
= 1,0933 yards	1 yard = 0,914399 m
	= 3'
1 km = 0,62138 (statute) miles	1 statute mile = 1,6093149 km
	= 1760 yards
1 km = 0,53962 (nautical) miles	1 nautical mile (knot) = 1,85315 km
	= 6080'
1 Seemeile = 0,999379 (nautical) miles	= 1,000621 Seemeilen
= 1,852 km	
1 μ [Mikron] = 0,001 mm = 10^{-4} cm**	} Auch im engl. wiss. Schrifttum gebräuch- lich.
1 m μ (auch $\mu\mu$) = 0,000001 mm = 10^{-7} cm	
[Millimikron]	
1 Å-E = 0,1 m μ = 0,0001 μ = 0,0000001 mm = 10^{-8} cm	
[Ångström-Einheit]	
1 X-Einheit = 0,001 Å-E = 10^{-11} cm	

2. Flächenmaße.

1 mm ² = 0,00155 sq. in.	1 sq. inch = 645,16 mm ²
1 cm ² = 0,1550 sq. in.	1 sq. inch = 6,4516 cm ²
1 m ² = 1550 sq. in.	1 sq. inch = 0,00064516 m ²
= 10,7639 sq. ft.	1 sq.ft. = 0,092903 m ²
= 1,1960 sq. yards	1 sq. yard = 0,836126 m ²
1 ha [Hektar] = 2,47106 acres	1 acre = 0,404685 ha
= 100 Ar	= 4840 sq. yards
= 10000 m ²	

3. Raummaße.

1 cm ³ = 0,061024 cb. in.	1 cb. inch = 16,3870 cm ³
	(cu. in.)
1 dm ³ = 61,024 cb. in.	1 cb. inch = 0,016387 dm ³
= 0,999972 l	
1 l = 61,026 cb. in.	1 cb. inch = 0,0163866 l
= 1,000028 dm ³	
= 0,219975 imp. gall.	1 imperial gallon = 4,54596 l
= 0,26418 USA.-gall.	1 USA.-gallon = 3,78528 l
	1 imperial gallon = 1,20096 USA.-gall.

* Genau 1'' bezogen auf die englische Normaltemperatur von $16\frac{2}{3}$ ° C (62° F) = 25,40095 mm, bezogen auf die deutsche Normaltemperatur von 20° C bei Benutzung von Stahlmaßen (Ausdehnungskoeffizient $\alpha = 0,0000115$). Vgl. DIN 890, Blatt 1. Umrechnungstabellen: DIN 890, Blatt 2—5 und DIN 892—893.

** Faber, O. M.: Die kleinen Längenmaße. „Staub“ Heft 3 (1936) S. 384/387.

Zahrentafel 66 (Fortsetzung).

Raummaße (Fortsetzung).			
1 m ³ = 35,3148 cb. ft.	1 cb. ft.	= 0,0283168 m ³	
= 1,30795 cb. yards	1 cb. yard	= 0,764553 m ³	
= 219,97 imp. gall.	1 imperial gallon	= 0,00454609 m ³	
= 264,18 USA.-gall.	1 USA.-gallon*	= 0,0037854 m ³	
= 6,2897 USA.-barrels	1 USA.-barrel	= 0,15899 m ³	
	(Petroleum)		
1 hl [Hektoliter] = 6,290 USA.-barrels		= 1,58986 hl	
= 100 l			
= 0,1000028 m ³			
1 m ³ = 0,353148 Reg.-t	1 Register ton**	= 2,83168 m ³	
		= 100 cb. ft.	
4. Gewichte.			
1 kg = 2,20462 lbs. (avoirdupois)	1 lb (avoirdupois)	= 0,453592 kg	
1 kg = 0,019684 cwts.	1 cwt.	= 50,8024 kg	
1 Ztr. = 0,984206 cwts.		= 1,0160475 Ztr.	
1 t = 0,984206 t (long ton)	1 long ton	= 1,0160475 t	
	= 20 cwts.		
1 t = 1,10231 USA.-t	1 USA.-ton	= 0,9071853 t	
	(short ton, net ton)		
1 g = 15,432 grains (troy grain)	1 (troy) grain	= 0,0648 g	
= 0,03215 ozs. (troy)	1 ounce (troy)	= 31,103 g	
= 0,03527 ozs. (avoirdupois)	1 oz. (avoir)	= 28,3495 g	
5. Drücke.			
1 kg/cm ² = 14,2234 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 0,070307 kg/cm ²	
(at. techn.)			
= 10000 kg/m ²			
1 Atm. = 14,69604 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 0,068046 Atm.	
(physikal.)			
= 10332,3 kg/m ²			
= 1,013250 Bar			
1 Bar = 14,5039 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 0,068948 Bar	
(= 1000 Millibar)			
= 10197,2 kg/m ²			
= 750,062 mm Q.-S.			
= 0,98692 Atm.			
1 mm Q.-S. = 0,0193368 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 51,7149 mm Q.-S.***	
= 0,00135951 kg/cm ²			
= 0,00131579 Atm.			
= 1,33322 mb [Millibar]			
1 kg/mm ² = 1422,34 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 0,00070307 kg/mm ²	
1 kg/m ² = 0,00142234 lbs/sq.in.	1 lb/sq.in.	= 703,07 kg/m ²	
1 t/cm ² = 6,3497 long tons/sq.in.	1 long ton/sq.in.	= 0,15749 t/cm ²	

* Das Raummaß einer Gallone ist je nach dem gemessenen Gut verschieden (so z. B. für Wein, Bier, Getreide u. a. m.). Vgl. die Mitteilungen des Amer. Bureau of Measurements.

** Die Brutto-Register-Tonne (BRT) bezieht sich auf den Gesamttrauminhalt eines Schiffes, die Netto-Register-Tonne (NRT) auf den Laderaum allein.

*** 1 lb./sq. inch = 2,0355 inch. Q.-S. bei 32° F (0° C)
= 2,0416 inch. Q.-S. bei 62° F (16²/₃° C).

Zahrentafel 66 (Fortsetzung).

6. Einheitsgewichte, Konzentration, spez. Volumen*.

1 kg/m	= 0,67198 lbs/ft.	1 lb/ft.	= 1,48816 kg/m
1 kg/m	= 2,01648 lbs/yard	1 lb/yard	= 0,49605 kg/m
1 kg/m ²	= 0,20482 lbs/sq. ft.	1 lb/sq. ft.	= 4,88243 kg/m ²
1 kg/cm ³	= 36,1271 lbs/cb. in.	1 lb/cb. in.	= 0,027680 kg/cm ³
1 kg/m ³	= 0,062428 lbs/cb. ft.	1 lb/cb. ft.	= 16,0185 kg/m ³
1 g/ml	= 62,4259 lbs/cb. ft.	1 lb/cb. ft.	= 0,0160176 g/ml
(kg/l)	= 70155 grains/imp. gallon	1 grn/imp.gall.	= 0,000014254 g/ml
1 g/cm ³	= 62,4276 lbs/cb. ft.	1 lb/cb. ft.	= 0,016018 g/cm ³
1 g/m ³	= 0,4370 grains/cb. ft.	1 grain/cb. ft.	= 2,288 g/m ³
1 m ³ /kg	= 16,0185 cb.ft./lb	1 cb. ft./lb.	= 0,062428 m ³ /kg

7. Geschwindigkeiten.

1 m/s	= 196,848 ft./min	1 ft./min	= 0,0050801 m/s
1 km/h	= 54,680 ft./min	1 ft./min	= 0,01829 km/h
	= 0,2777 m/s		
	= 18,227 yards/min	1 yard/min	= 0,05486 km/h
1 Knoten	= 0,999379 knots	1 knot	= 1,000621 Knoten
	= 1 Seemeile/h = 2024,79 yards/h	1 yard/h	= 0,00049388 Knoten
	= 1,852 km/h		
	= 0,5144 m/s		

8. Wärmemengen.

1 kcal	= 3,968 BTU**	1 BTU	= 0,2520 kcal **
10 ⁶ kcal	= 39,68 therms	1 therm	= 0,0252 · 10 ⁶ kcal
			= 100 000 BTU
1 kcal/kg	= 1,80 BTU/lb	1 BTU/lb.	= 0,555 . . . kcal/kg
1 kcal/m ³	= 0,11236 BTU/cb. ft.	1 BTU/cb.ft.	= 8,90 kcal/m ³ ***
1 kcal/Nm ³	= 0,1047 BTU/cb. ft.	1 BTU/cb.ft.	= 9,547 kcal/Nm ³
(0° C, 760, tr.)	(30'', 60° F, wet)	(30'', 60° F, wet)	(0° C, 780, tr.)
1 kcal/Nm ³	= 0,1054 BTU/cb. ft.	1 BTU/cb.ft.	= 9,487 kcal/Nm ³
(0° C, 760, f.)	(30'', 60° F, wet)	(30'', 60° F, wet)	(0° C, 760, f.)
1 kcal/m ²	= 0,36864 BTU/sq. ft.	1 BTU/sq.ft.	= 2,7127 kcal/m ²

* Zur Umrechnung zusammengesetzter Maße bringt man den Ausdruck der Dimension, falls notwendig, durch Kürzung auf die einfachste Form und setzt die entsprechenden einfachen Umwandlungsfaktoren ein. Z. B. kg/m = ? lb./ft. Umwandlungsfaktor = $2,20462/3,2808 = 0,67198$.

** 1 kcal_{J,T} [Kilokalorie der internationalen Dampftafelkonferenz] = 3,968 BTU
 1 kcal_{15°} [gesetzliche Kilokalorie] = 0,99952 · kcal_{J,T} = 3,966 BTU
 1 BTU = 0,25209 kcal_{15°}
 1 kWh = 860 kcal_{J,T} (laut Definition) = 860,41 kcal_{15°}
 1 kcal_{J,T} = 426,986 mkg; 1 kcal_{15°} = 426,782 mkg
 abgerundetes mechanisches Wärmeäquivalent 1 kcal = 427 mkg.

*** Bei gleicher Bezugstemperatur und gleichem Bezugsdruck.

Zahlentafel 66 (Fortsetzung).

Wärmemengen (Fortsetzung).

Spez. Wärme.

$$\begin{aligned}
 1 \text{ kcal/kg } ^\circ\text{C} &= 1 \text{ BTU/lb } ^\circ\text{F} & 1 \text{ BTU/lb. } ^\circ\text{F} &= 1 \text{ kcal/kg } ^\circ\text{C} \\
 1 \text{ kcal/m}^3 \text{ } ^\circ\text{C} &= 0,06243 \text{ BTU/cb.ft. } ^\circ\text{F} & 1 \text{ BTU/cb.ft. } ^\circ\text{F} &= 16,018 \text{ kcal/m}^3 \text{ } ^\circ\text{C}
 \end{aligned}$$

Wärmeleitung.

$$\begin{aligned}
 1 \text{ kcal/mh } ^\circ\text{C} &= 0,67196 \text{ BTU/ft.h } ^\circ\text{F} & 1 \text{ BTU/ft.h } ^\circ\text{F} &= 1,4882 \text{ kcal/mh } ^\circ\text{C} \\
 1 \text{ kcal/mh } ^\circ\text{C} &= 8,0632 \text{ BTUinch/ft}^2\text{h } ^\circ\text{F} & 1 \text{ BTUinch/ft}^2\text{h } ^\circ\text{F} &= 0,12402 \text{ kcal/mh } ^\circ\text{C}
 \end{aligned}$$

9. Temperaturen (vgl. Zahlentafel 68 und Benutzungsanweisung S. 432).

$$\begin{aligned}
 9/5 t^\circ\text{C} + 32 &= t^\circ\text{F}^* & 5/9 (t^\circ\text{F} - 32) &= t^\circ\text{C} \\
 T^\circ\text{C (abs.)} &= 1,8^\circ\text{F (abs.)} & T^\circ\text{F (abs.)} &= 0,555\dots^\circ\text{C (abs.)} \\
 \Delta t^\circ\text{C} &= 1,8^\circ\Delta t^\circ\text{F} & \Delta t^\circ\text{F} &= 0,555\dots\Delta t^\circ\text{C}
 \end{aligned}$$

Wärmeausdehnungskoeffizient

$$\alpha^{0/00}/^\circ\text{C} = 1,8 \cdot \alpha^{0/00}/^\circ\text{F} \quad \alpha^{0/00}/^\circ\text{F} = 0,555\dots\alpha^{0/00}/^\circ\text{C}$$

10. Arbeit und Leistung.

$$\begin{aligned}
 1 \text{ mkg} &= 7,2329 \text{ ft. lb} & 1 \text{ ft. lb} &= 0,1383 \text{ mkg} \\
 1 \text{ PS} &= 0,9863 \text{ HP} & 1 \text{ HP} &= 1,0138 \text{ PS}^{**} \\
 1 \text{ kW} &= 1,3405 \text{ HP} & 1 \text{ HP} &= 0,7458 \text{ kW} \\
 1 \text{ kg/PSh} &= 2,2356 \text{ lb/HPh} & 1 \text{ lb/HPh} &= 0,4473 \text{ kg/PSh} \\
 1 \text{ kg/kWh} &= 1,6455 \text{ lb/HPh} & 1 \text{ lb/HPh} &= 0,6077 \text{ kg/kWh} \\
 1 \text{ kcal/PSh} &= 4,0231 \text{ BTU/HPh} & 1 \text{ BTU/HPh} &= 0,2486 \text{ kcal/PSh} \\
 1 \text{ kcal/kWh} &= 2,9612 \text{ BTU/HPh} & 1 \text{ BTU/HPh} &= 0,3377 \text{ kcal/kWh}
 \end{aligned}$$

Kesselgröße (ausgedrückt durch Kesselpferdekraftstunde):

$$\begin{aligned}
 1 \text{ m}^2 &= 1,07639 \text{ BHP} & 1 \text{ BHP (Boiler horsepower)} &= 10 \text{ sq. ft.} = 0,92903 \text{ m}^2
 \end{aligned}$$

Spez. Kesselleistung (Kesselbelastung):

$$\begin{aligned}
 & 1 \text{ BHP} = 100\% \text{ rating} \\
 & = 34,5 \text{ lbs/10 sq. ft. h. from and} \\
 & \quad \text{at } 212^\circ\text{F (engl. Normaldampf)} \\
 & = 33,5236 \text{ BTU/10 sq. ft. h} \\
 & = 9093,3 \text{ kcal/m}^2\text{h} \\
 & = 16,845 \text{ kg/m}^2 \text{ engl. Normaldampf} \\
 1 \text{ kg/m}^2\text{h Normaldampf} & = 14,223 \text{ kg/m}^2\text{h Normaldampf} \\
 (\text{von } 639,3 \text{ kcal/kg}) & = 7,0309\% \text{ rating} & \text{von } 639,3 \text{ kcal/kg}
 \end{aligned}$$

* Regel zur Verwandlung von Zentigraden in $^\circ\text{F}$ (nach Kent, Mechanical Engineers Handbook): Multipliziere mit 2, ziehe davon $1/10$ ab und addiere 32!

Beispiel: $100^\circ\text{C} = ?^\circ\text{F}$? $2 \cdot 100 = 200 - 20 = 180 + 32 = 212^\circ\text{F}$.

** $1 \text{ PSh} = 0,736 \text{ kWh} = 632,5 \text{ kcal}$, $1 \text{ kWh} = 1,36 \text{ PSh} = 860 \text{ kcal}$.

Zahlentafel 67. Die Zähigkeit von Gasen im metrischen und englischen, physikalischen und technischen Maßsystem.

A. Dynamische Zähigkeit.

Maßsystem: von	Metrisch-technisch		Physikal. CGS	Englisch-technisch		Englisch- physikal.
	kg (Gew.) · s m ²	kg (Gewicht) · h m ²	Poise g (Masse) cm · s	lb (force) · s ft ²	lb (force) · h ft ²	lb (mass) ft · s
$\frac{\text{kg (Gewicht)} \cdot \text{s}}{\text{m}^2}$	1	$277,7 \dots 10^{-6}$	98,1	0,2048	$56,89 \cdot 10^{-6}$	6,5919
$\frac{\text{kg (Gewicht)} \cdot \text{h}}{\text{m}^2}$	3600	1	$0,35316 \cdot 10^6$	737,28	0,2048	23 730
Poise = $\frac{\text{g (Masse)}}{\text{cm} \cdot \text{s}}$	0,0102	$2,833 \dots 10^{-6}$	1	0,002088	$0,580 \cdot 10^{-6}$	0,06721
$\frac{\text{lb (force)} \cdot \text{s}}{\text{ft}^2}$	4,882	$1356,2 \cdot 10^{-6}$	478,96	1	$277,7 \dots 10^{-6}$	32,185
$\frac{\text{lb (force)} \cdot \text{h}}{\text{ft}^2}$	17 578	4,882	$1,7244 \cdot 10^6$	3600	1	115 870
$\frac{\text{lb (mass)}}{\text{ft} \cdot \text{s}}$	0,1517	$42,139 \cdot 10^{-6}$	14,882	0,03107	$8,631 \cdot 10^{-6}$	1

B. Kinematische Zähigkeit.

Maß- system: von	Metrisch-technisch		Physikal. CGS	Englisch-technisch u. physikalisch	Englisch- technisch
	$\frac{\text{m}^2}{\text{s}}$	$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	Stokes cm ² h	$\frac{\text{ft}^2}{\text{s}}$	$\frac{\text{ft}^2}{\text{h}}$
$\frac{\text{m}^2}{\text{s}}$	1	3600	$1 \cdot 10^4$	10,7639	$3,875 \cdot 10^4$
$\frac{\text{m}^2}{\text{h}}$	$277,7 \dots 10^{-6}$	1	2,777...	$29,9 \cdot 10^{-4}$	10,7639
Stokes = cm ² /s	$1 \cdot 10^{-4}$	0,36	1	0,0010764	3,875
ft ² /s	0,092903	334,45	929,03	1	3600
ft ² /h	$25,806 \cdot 10^{-6}$	0,092903	0,25806	$277,7 \dots 10^{-6}$	1

Die „dynamische Zähigkeit“ (englisch „absolute viscosity“) wird mit η , manchmal auch mit μ bezeichnet und im CGS-System in Poise = g (Masse)/cm · s gemessen. Mit Rücksicht auf bequemere Zahlenwerte wird die Zähigkeit bei Flüssigkeiten oft in Zentipoise, bei Gasen und Dämpfen in Mikropoise angegeben. Es ist 1 Poise (P) = 100 Zentipoise (cP) = 1000 Millipoise (mP) = 10⁶ Mikropoise (μ P).

In technischen Rechnungen ist die Dimension kg (Gewicht) · s/m² vorherrschend, doch wird auch kg (Gewicht) · h/m² verwendet. Im englischen und amerikanischen Schrifttum findet man sowohl die Dimension lb/ft · s als auch lb · s/ft² oder seltener lb · h/ft². Die „kinematische Zähigkeit“ ν wird in cm²/s, m²/s und m²/h, im englischen Maßsystem in ft²/s, gelegentlich auch in ft²/h angegeben:

$$\nu = \frac{\eta}{\rho} = \frac{\eta \cdot g}{\gamma}$$

$\rho = \gamma/g$ = Massendichte, γ = spez. Gewicht, g = Erdbeschleunigung. Im CGS-System bezeichnet man die Einheit als Stokes, es ist

$$1 \text{ Stokes} = 100 \text{ Zentistokes} = 1000 \text{ Millistokes} = 10^6 \text{ Mikrostokes.}$$

Zahlentafel 68. Umrechnung von Temperaturen im metrischen und englischen Maßsystem.
Umwandlung von ° Celsius in ° Fahrenheit.

° C	00	10	20	30	40	50	60	70	80	90
-2	-328	-346	-364	-382	-400	-418	-436	-454	—	—
-1	-148	-166	-184	-202	-220	-238	-256	-274	-292	-310
0	—	+14	-4	-22	-40	-58	-76	-94	-112	-130
0	32	50	68	86	104	122	140	158	176	194
1	212	230	248	266	284	302	320	338	356	374
2	392	410	428	446	464	482	500	518	536	554
3	572	590	608	626	644	662	680	698	716	734
4	752	770	788	806	824	842	860	878	896	914
5	932	950	968	986	1004	1022	1040	1058	1076	1094
6	1112	1130	1148	1166	1184	1202	1220	1238	1256	1274
7	1292	1310	1328	1346	1364	1382	1400	1418	1436	1454
8	1472	1490	1508	1526	1544	1562	1580	1598	1616	1634
9	1652	1670	1688	1706	1724	1742	1760	1778	1796	1814
10	1832	1850	1868	1886	1904	1922	1940	1958	1976	1994
11	2012	2030	2048	2066	2084	2102	2120	2138	2156	2174
12	2192	2210	2228	2246	2264	2282	2300	2318	2336	2354
13	2372	2390	2408	2426	2444	2462	2480	2498	2516	2534
14	2552	2570	2588	2606	2624	2642	2660	2678	2696	2714
15	2732	2750	2768	2786	2804	2822	2840	2858	2876	2894
16	2912	2930	2948	2966	2984	3002	3020	3038	3056	3074
17	3092	3110	3128	3146	3164	3182	3200	3218	3236	3254
18	3272	3290	3308	3326	3344	3362	3380	3398	3416	3434
19	3452	3470	3488	3506	3524	3542	3560	3578	3596	3614
20	3632	3650	3668	3686	3704	3722	3740	3758	3776	3794
21	3812	3830	3848	3866	3884	3902	3920	3938	3956	3974
22	3992	4010	4028	4046	4064	4082	4100	4118	4136	4154
23	4172	4190	4208	4226	4244	4262	4280	4298	4316	4334
24	4352	4370	4388	4406	4424	4442	4460	4478	4496	4514
25	4532	4550	4568	4586	4604	4622	4640	4658	4676	4694
26	4712	4730	4748	4766	4784	4802	4820	4838	4856	4874
27	4892	4910	4928	4946	4964	4982	5000	5018	5036	5054
28	5072	5090	5108	5126	5144	5162	5180	5198	5216	5234
29	5252	5270	5288	5306	5324	5342	5360	5378	5396	5414

P. P.		I.	
° C	° F	° C	° F
1	1,8	1	1,8
2	3,6	2	3,6
3	5,4	3	5,4
4	7,2	4	7,2
5	9,0	5	9,0
6	10,8	6	10,8
7	12,6	7	12,6
8	14,4	8	14,4
9	16,2	9	16,2

II.	
° F	° C
1	0,56
2	1,11
3	1,67
4	2,22
5	2,78
6	3,33
7	3,89
8	4,44
9	5,00

Zahlentafel 68 (Fortsetzung).
Umwandlung von ° Fahrenheit in ° Celsius.

° F	00	10	20	30	40	50	60	70	80	90
-4	-240,0	-245,6	-251,1	-256,7	-262,2	-267,7	—	—	—	—
-3	-184,4	-190,0	-195,6	-201,7	-206,7	-212,2	-217,8	-223,3	-228,9	-234,4
-2	-128,9	-134,4	-140,0	-145,6	-151,1	-156,7	-162,2	-167,8	-173,3	-178,9
-1	-73,3	-78,9	-84,4	-90,0	-95,6	-101,1	-106,7	-112,2	-117,8	-123,3
0	-17,8	-23,3	-28,9	-34,4	-40,0	-45,6	-51,1	-56,7	-62,2	-67,8
1	37,8	43,3	48,9	54,4	60,0	65,6	71,1	76,7	82,2	87,8
2	93,3	98,9	104,4	110,0	115,6	121,1	126,7	132,2	137,8	143,3
3	148,9	154,4	160,0	165,6	171,1	176,7	182,2	187,8	193,3	198,9
4	204,4	210,0	215,6	221,1	226,7	232,2	237,8	243,3	248,9	254,4
5	260,0	265,6	271,1	276,7	282,2	287,7	293,3	298,9	304,4	310,0
6	315,6	321,1	326,7	332,2	337,8	343,3	348,9	354,4	360,0	365,6
7	371,1	376,7	382,2	387,8	393,3	398,9	404,4	410,0	415,6	421,1
8	426,7	432,2	437,8	443,3	448,9	454,4	460,0	465,6	471,1	476,7
9	482,2	487,8	493,3	498,9	504,4	510,0	515,6	521,1	526,7	532,2
10	537,8	543,3	548,9	554,4	560,0	565,6	571,1	576,7	582,2	587,8
11	593,3	598,9	604,4	610,0	615,6	621,1	626,7	632,2	637,8	643,3
12	648,9	654,4	660,0	665,6	671,1	676,7	682,2	687,8	693,3	698,9
13	704,4	710,0	715,6	721,1	726,7	732,2	737,8	743,3	748,9	754,4
14	760,0	765,6	771,1	776,7	782,2	787,8	793,3	798,9	804,4	810,0
15	815,6	821,1	826,7	832,2	837,8	843,3	848,9	854,4	860,0	865,6
16	871,1	876,7	882,2	887,8	893,3	898,9	904,4	910,0	915,6	921,1
17	926,7	932,2	937,8	943,3	948,9	954,4	960,0	965,6	971,1	976,7
18	982,2	987,8	993,3	998,9	1004,4	1010,0	1015,6	1021,1	1026,7	1032,2

Ergänzungstafel.
1800 bis 7290° F.

18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36
36	37	38	39	40	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50	51	52	53	54

+3000

+2000

+1000

Benutzungsanweisung zur Zahlentafel 68.

Zur Ausschaltung der durch die verschieden liegenden Nullpunkte der Thermometerskalen bedingten Umständlichkeit sind die Umrechnungsergebnisse in Zahlentafel 68 unmittelbar ablesbar für ganze Zehner und Hunderter bis 2990° C und 1890° F. Die Einer und deren Bruchteile können in gleicher Weise wie bei den Logarithmentafeln in den Proportionalteil-Tafeln abgelesen und zugeschlagen werden. Bei den Temperaturen von 1800 bis 7290° F₁ wird die Ergänzungstafel benutzt, indem man zu den auf gleicher Höhe stehenden Zahlen der Haupttabelle die Werte 1000, 2000 oder 3000 zuschlägt.

Zahlenbeispiele:

$$450^{\circ} \text{C} = ?^{\circ} \text{F} \quad 842^{\circ} \text{F} \text{ (direkt abzulesen).}$$

$$452^{\circ} \text{C} = ?^{\circ} \text{F} \quad 450^{\circ} \text{C} = 842^{\circ} \text{F}$$

$$2^{\circ} \text{C} = 3,6^{\circ} \text{F}$$

$$452^{\circ} \text{C} = 845,6^{\circ} \text{F} \text{ (unter Zuhilfenahme der PP-Tafel).}$$

$$627,8^{\circ} \text{F} = ?^{\circ} \text{C} \quad 620^{\circ} \text{F} = 326,7^{\circ} \text{C}$$

$$7^{\circ} \text{F} = 3,89^{\circ} \text{C}$$

$$0,8^{\circ} \text{F} = 0,444^{\circ} \text{C}$$

$$627,8^{\circ} \text{F} = 331,034^{\circ} \text{C} \text{ (wie vorher).}$$

$$2217^{\circ} \text{F} = ?^{\circ} \text{C} \quad 2210^{\circ} \text{F} = 1000 + 210 = 1210^{\circ} \text{C}$$

$$7^{\circ} \text{F} = 3,89^{\circ} \text{C}$$

$$2217^{\circ} \text{F} = 1213,89^{\circ} \text{C} \text{ (unter Zuhilfenahme}$$

der Ergänzungs- und der PP-Tafel).

Zahlentafel 69. Vergleich der deutschen, englischen und amerikanischen Normprüfsiebe für Kohlenstaub¹. Nach lichten Maschenweiten geordnet².

DIN 1171			B. S. S. Nr. 410—1931 ⁵			I. M. M.-Standard ⁶		Tyler (US. Bur. of Stand.)	
Siebnummer = l. Maschen- weite [mm]	Maschen ³ cm	Maschen ⁴ cm ²	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll	Maschen cm ²	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll
0,060	100	10000	0,053	300	13950	0,064	200		
			0,066	240	8928				
0,075	80	6400	0,076	200	6200	0,084	150	0,074	200
			0,089	170	4480				
0,090	70	4900	0,104	150	3488	0,107	120	0,104	150
			0,100	60	3600				
0,12	50	2500	0,124	120	2232	0,127 0,140	100 90	0,147	100

Fußnoten zur Zahlentafel 69 siehe S. 433.

Zahlentafel 69 (Fortsetzung).

DIN 1171			B. S. S. Nr. 410—1931 ⁵			I. M. M.-Standard ⁶		Tyler (US. Bur. of Stand.)	
Siebnummer = 1. Maschen- weite [mm]	Maschen ³ cm	Maschen ⁴ cm ²	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll	Maschen cm ²	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll	Maschen- weite [mm]	Sieb- nummer Maschen Zoll
0,15	40	1600	0,152	100	1550	0,157	80		
			0,178	85	1120				
0,20	30	900	0,211	72	804	0,211	60	0,208	65
			0,252	60	558				
0,25	24	576	0,295	52	419	0,254	50	0,295	48
			0,353	44	300				
0,3	20	400	0,422	36	201	0,422	30	0,417	35
			0,500	30	134				
(0,43) 0,5	14 12	196 144	0,599	25	97	0,635	20	0,589	28
			0,699	22	75				
0,6	10	100	0,853	18	50	0,792	16	0,833	20
			1,003	16	40				
0,75	8	64	1,057			1,057	12	1,168	14
			1,204	14	30				
1,0	6	36	1,405	12	22	1,270	10		
			1,405	12	22				
1,2	5	25	1,575			1,575	8	1,651	10
			1,676	10	16				
1,5	4	16							
2,0	—	—							

¹ Über die englischen und amerikanischen Normprüfsiebe vgl. H. M. Spiers, Technical Data on Fuel. 4. Aufl. London 1935. S. 31/34.

² Die Siebnummern (Siebbezeichnungen) sind fett gedruckt.

³ Alte Siebbezeichnung. ⁴ Ältere Siebbezeichnung (Maschen/cm²).

⁵ British Standard Specification Nr. 410—1931 (englisches Normprüfsieb).

⁶ Institution of Mining and Metallurgy (in USA. neben dem Tyler-Standard-Sieb gebräuchlich).

Namenverzeichnis.

- | | | |
|---|--|--|
| <p>Abramski 109.
Ackermann 167, 169, 170,
171.
Adams 265, 298.
Adomeit 339, 340.
Agde 80.
van Ahlen 143.
Albrecht, A. 24, 25.
—, F. 38, 39.
Allner 145, 252.
Altschuler 293.
American Soc. f. Testing
Materials 99.
Andreasen 87.
Anger 365.
Anthony 243.
Antufjev 256.
Apfelbeck 103.
Arbatsky 33, 152, 341.
Arend 19, 34, 301.
Armacost 252.
Armstrong 135.
Arrhenius 17.
Artsay 246.
Asbach 77.
Askey 80.
Audibert 297, 298.
Aufhäuser 44.
Augustin 98.
Augustine 194, 195, 306,
308.
Austin 88.
Avogadro 4.</p> <p>Bachmann 311.
Bachmair 364.
Bader 349.
Bähr 80, 142, 143, 144.
Bahr 75.
Bailey 361, 362.
Balling 69.
Bansen 20, 30, 33, 68, 214,
217.
Bargeboer 387.</p> | <p>Barnes 271.
—, C. A. 317.
Barnhart 100.
Bartens 97.
Barth 31, 33.
Barvooyoys 101.
Batke 262.
Bauer 30.
Baukloh 399.
Baum, K. 64, 65, 77, 91,
113, 410, 412.
—, W. 139, 142.
Baumann 245.
Beck, G. 241.
—, K. 319, 320.
Becker, A. E. 124.
—, B. 350.
—, E. R. 100, 107, 364,
365, 366, 369.
—, H. 138, 403, 404.
Benade 94.
Benedict 234, 235, 241.
Benke 256.
Bennett 90, 322, 334, 337,
404.
Beránek 63.
Bergius 128.
Berl 33, 233.
Berner 339, 340.
Bernouilli 26.
Berthelot 14.
Bestehorn 146.
Biederbeck 95.
Bienen 364.
Black 387.
Blake 260.
Blaschke 198.
Le Blanc 110, 125, 126,
141.
Blayden 80.
Bleibtreu 101, 351.
Blümel 102.
Blümner 106.
Bock 333.</p> | <p>Bockhorst 342.
Bode 44.
Bodenstein 287, 288.
Bodmer 265.
Böhm 254.
Börnstein 83, 271.
Bössner 145.
Boie 108, 157, 367.
Boltzmann 6, 13, 17, 233,
234, 239.
Bonhoeffer 289.
Borchardt 141.
Bosch 418.
ten Bosch 103, 233, 240,
259.
Bošnjaković 39.
Bottoms 143.
Boudouard 264.
Bourcoud 416.
Boyle 3.
Brabender 100.
Bradetzeanu 74.
Brandl 19.
Brandt 35.
Brassert 106.
Brauss 226.
Bredemann 383.
Breinl 198.
Breitling 98, 131, 132, 381,
407, 409.
Brewin 80.
Brinkmann 372.
Broche 75, 78, 118.
Brodkorb 143.
Broido 252.
Bronn 140.
Brooks 243.
Brown 90, 322, 404.
Brückner 74, 84, 85, 115,
136, 138, 139, 141, 143,
144, 400, 410, 418.
BUBIAG 115, 116.
Bühne 226.
Bunte, H. 166.</p> |
|---|--|--|

- Bunte, K. 64, 74, 80, 85,
114, 135, 136.
Buntenbach 403, 404.
Burckhardt 95.
Burgess 78.
Burke 299.
- Campredon 76, 77.
Carlsohn 145.
Carman 89.
Carnegie Institute of Tech-
nology 100.
Cerasoli 272.
Le Chatelier 23, 137.
Chittrin 301.
Chorazy 82, 83.
Claude 141.
Claus 285.
Clausius 14.
Clement 265.
Cleve 41, 344, 345, 348,
364.
Clifford 135.
Collin 113.
Concordia 140.
Coufalik 63.
Cremer 291.
Cunningham 35.
Czakó 137.
Czepek 174.
- Daeves 112.
Dalton 4.
Damm 73, 77.
Danulat 272, 283, 414,
415.
Davidowski 285.
Davies 41, 344.
Debrunner 95.
Deinlein 327, 328, 331.
Dell 91.
Demag 403.
Demann 123.
Didier 115, 116.
— -Kogag-Hinselmann
113.
Diemke 94, 96.
Diena 417.
Diepschlag 33.
Dietzel 91.
Dittmer 112.
Doble 80.
Dörflinger 98.
- Dolch, M. 46, 60, 61, 63.
—, P. 115, 270, 293, 294,
373, 410, 412, 418.
Dolinski 285.
Dommer 135.
Donath 62.
Drawe 414.
Dresner 102, 324, 325.
Drewitz 255.
Drews 400.
Dreyer 260.
Dürrwerke A.-G. 339.
Dulong 69.
Dunningham 333, 334.
- Ebel 163.
Eberle 163, 164, 261.
Eck 19.
Eckert 236, 237, 239, 255.
Edenholm 244.
Egloff 126.
Eitel 175, 176.
Elektrowerke A.-G. 364.
Elsner v. Gronow 176.
Endell 372.
Engel 341, 381.
Engelfried 114.
Engelhardt 143.
Engler 377.
Erdelji 349.
Erdmann 82.
Erk 32, 38, 233, 263.
Esser 33.
Essich 385.
Eucken 10, 32, 33, 38, 39,
111, 132, 233, 265, 290.
Euler, H. 32.
—, W. A. 139.
Exter 104.
- Faber 425.
Fachausschuß für Staub-
technik im VDI 381.
Fahrenbach 39.
Farmakowsky 348.
Feddeler 82.
Fehling 20, 33, 55, 62, 64,
90, 92, 185, 197, 285,
292, 309, 310, 347, 362,
370.
Feild 63.
FeiBt 144.
Ferrini 69.
- Fettke 372.
Fieldner 63, 65.
Finkbeiner 116, 406, 409.
Fischbeck 290, 293.
Fischer 364.
—, F. 43, 75, 127, 128,
129, 291.
—, H. G. M. 124.
Fitz 111, 113, 143, 418.
Fleißner 108.
Förthmann 41.
Föttinger 20, 24, 25.
Foos 340.
Ford 259.
Forst 260.
Foxwell 74.
Fränkel-Viebahn 339.
Francke 364.
Friedrich 245, 246.
Fritsch 20, 343.
Fritz, E. 77.
—, W. 72, 94, 96.
Fritzsche 95.
Frössling 35.
Fuchs, O. 119, 265.
—, P. 336.
Funk 230.
Furnas 33, 259.
- Galavics 30.
Gall 407, 409.
Gálocsy 116.
Gasterstaedt 38.
Gay-Lussac 3.
Geipert 143.
Geissen 340.
Gerbel 236.
Germer 27, 218.
Gieseler 77.
Glendenning 387.
Gluud 75, 111, 143, 146.
Goebel 371, 385.
Goecke 100.
Götte 102.
Goldschmidt 113.
Gonell 381.
Gordon 271.
Gouser 399.
Gräfe 199.
Graf, E. 45, 280, 412.
—, O. 371, 385.
Gramberg 194, 195, 306,
307.

- Greger 83.
 Griffin 298.
 Grimison 256.
 Grodzovsky 302.
 Gröber 32, 233, 263, 311.
 Gröbner 77.
 Gröppel 101.
 Groepler 334.
 Gropp 108.
 Gründer 100.
 Grumbrecht 102.
 Grumell 333.
 Gudmundsen 297.
 Guertler 382.
 Gumz 24, 35, 38, 71, 105,
 116, 128, 146, 157, 163,
 174, 176, 183, 184, 185,
 197, 198, 216, 244, 247,
 249, 255, 260, 277, 294,
 301, 302, 311, 323, 327,
 332, 345, 351, 356, 359,
 364, 368, 375, 377, 378,
 410, 416, 418.
 Guthmann 379, 381.
 Guy 391.
 Gwosdz 410.
 Gygi 177.
- H**abert 40.
 Hack 81, 82.
 Haenlein 386.
 Härtig 97.
 Häuser 80.
 Hahn 143.
 Hall 63.
 Haller 368.
 Hardgrove 99.
 Hardie 143.
 Harms 19, 40.
 Harris 416.
 Harrison 382.
 Hartmann 335.
 Haselhoff 383.
 Haskins 265.
 Haslam 416.
 Hassenstein 154, 220.
 Haucke 254.
 Hausen 237.
 Hedicke 128.
 Heeschen 364.
 Hegelmann 33, 233.
 Heiligenstaedt 184, 217,
 229, 233, 259, 263, 399.
- Heinrich 364.
 Heinze 80, 110, 123, 124,
 125, 126, 141, 143.
 Heinzelmann 139, 380.
 Heitmann 301.
 Helbig 158, 163.
 Hellemans 341.
 Heller 406.
 Henning 13, 124, 193.
 Hentze 97.
 Herning 132, 242.
 Herwig 87.
 Heuser 77.
 Hiedemann 35.
 Hilgenstock 112.
 Hillebrand 116.
 Hilpert 256.
 Hinrichsen 56.
 Hinshelwood 288.
 Hinz 297.
 Hirsch 107.
 Hock 77, 92, 110, 111,
 114.
 Hönig 99.
 Hörner 41.
 Hoff 139, 400.
 Hoffmann, E. 110.
 —, P. 43.
 Hofsäss 135.
 Hohberg 174.
 Hold 298, 368.
 Hole 116.
 Holfelder 386.
 Holschuh 33.
 Holthaus 57, 59, 61.
 Holzhauer 261.
 Hoppe 340.
 Horak 277, 280, 281.
 Hottel 239, 353.
 d'Huart 185, 198, 259.
 Hudson 246.
 Hüge 256.
 Huppert 392.
 Hursh 181.
 Hutter 378.
 Håkanson 73.
- I. G. Farbenindustrie**
 A.-G. 128, 144, 382.
 Ilgen 364, 366.
 Imhof 73, 74.
 Isendahl 408.
 Ivanov 341.
- Jacob 97.
 Jacobi 100.
 Jäger 134.
 Jäppelt 86, 111.
 Jahn 135, 136, 138.
 Jakob 32, 33, 38, 39, 111,
 132, 133, 233, 290.
 Jander 35.
 Janissen 324.
 Jebens 338. [111.
 Jenkner 43, 47, 77, 78, 109,
 Jentzsch 81, 82, 83, 84.
 Jeschke 32.
 Johnstone 174.
 de Jonge 71.
 Josse 322.
 Jost 288, 289, 391.
 Jürges 255.
 Junkermann 245.
 Just 114.
 Justi 5, 11, 14, 15, 204.
- K**aiser 378.
 Kammerer 237, 238.
 Karjawina (Karzhawina)
 293, 308.
 Karl 78.
 Karwat 146.
 Kassel 265, 266, 270.
 Kattwinkel 77.
 Kauffmann 322, 364, 366.
 Kayser 34, 90, 107, 292,
 300, 309, 310, 324, 324,
 325.
 Kegel 97.
 Keilmann-Völcker 339.
 Keller 146.
 Keppler 378.
 Kerl 69.
 von Kerpely 400.
 Kerr 342.
 Khodschaian 202.
 Kick 99.
 King 97, 412.
 Kirchhoff 235.
 Klas 112.
 Kleeberg 56.
 Klein 108.
 Klempt 143, 146.
 Klingelfuss 390.
 Klüsener 386.
 Knabner 351, 383.
 Knorre 341.

- Knowles 106.
 Koch, B. 240, 241.
 —, F. 116.
 Köchling 218, 364, 378.
 Köhler 270.
 Kölmel 80.
 Koenig 185, 198.
 Koeniger 322.
 Köppe 364.
 Koepfel 91, 93.
 Koeffler 237, 344, 347, 348.
 Kohler 5.
 Kollbohm 101, 360.
 Koller 116.
 Kolodtzev 305.
 Konrad 139, 410.
 Koppers 77, 80, 113, 115,
 116, 418.
 Kordes 367.
 Korevaar 80.
 Korten 77.
 Kosatschenko 256.
 Krämer, B. 351, 364.
 —, E. 167.
 Kramm 103.
 Kraus 167.
 Kraussold 260.
 Krebs 68.
 Kreisinger 194, 195, 306,
 308.
 Kretschmer 27.
 Krosta 198.
 Kruber 112.
 Krueger 104.
 Krümmer 56.
 Kohlenscheidungs-Gesell-
 schaft (K. S. G.) 340,
 367.
 Kubach 113.
 Kühn 386.
 Kühne 116.
 Kühlwein 47, 101, 102,
 109, 111.
 Kuhn 193.
 Kunisue 79.
 Kurz 47, 109, 110, 111.
 Kussmann 233.
 Kuznecov 256.
- Lambert 236.
 Lameck 143.
 Lamort 23.
 Landolt 83, 271.
- Lang 408.
 Lange, J. 335.
 —, Th. 82.
 —, W. 65, 374.
 Langen 138.
 Langumir 290.
 Langthaler 115.
 Lant 45, 69.
 Lasseter 314.
 Lawrow 293.
 Ledinegg 245, 252.
 Lehnert 56.
 Leichtbaustoff G. m. b.H.
 382.
 Leithe 142, 143.
 Lenhart, E. 185, 339, 340.
 —, K. 323.
 Lenz 198.
 Lenze 139.
 Lessing 47, 57.
 Lessnig 65, 128, 146, 373,
 408, 409, 410, 418.
 Leuchs 371.
 Leye 195, 306, 308.
 Linde 140, 146.
 Lindhagen 73, 342.
 Lindmark 243, 244.
 Lindseth 243.
 Linz 378.
 List 124, 400, 409.
 Litterscheidt 135, 136.
 Löffler 404.
 Löhr 138.
 Loeser 385.
 Löwenstein 306, 331, 343.
 Lokšin 256.
 Lorenzen 142.
 Loschge 197, 331.
 Loschmidt 8, 134.
 Ludewig 74.
 Lüder 14.
 Lüth 381, 405.
 Lummer 10.
 Lundberg 73.
 Lurgi 102, 116, 129, 283.
 Lutz 183.
 —, H. 282, 406, 408.
 Lux 137.
- Mache 391.
 Madel 39.
 Madruck-Brikett A.-G.
 108.
- Mairowitsch 108.
 Makariev 341.
 Malm 342.
 Mangelsdorf 239.
 Mann 132.
 Marcard 20, 82, 197, 310,
 314, 315, 319, 329, 331,
 337.
 Marder 80, 123, 124.
 Mariotte 3.
 Marischka 145.
 Marks 255.
 Martens 123.
 Matschak 97.
 Matsser 24.
 Maughan 335.
 Mayer, A. R. 306, 334,
 335, 343, 346, 347, 348,
 394.
 —, K. 57.
 —, M. 108.
 Maxwell 17.
 Mc Adams 233, 237, 260.
 Meier 306, 343.
 Meldau 383.
 Menzel 201, 266.
 Merkel 233.
 Merx 364, 366.
 Messer 141.
 Meurice 76, 77.
 Meyer, H. 102, 103.
 —, L. 290.
 Meyersberg 335.
 Michel, F. 19, 198, 241,
 249, 260.
 —, R. 70.
 Michelson 391.
 Mittelsteiner 97.
 Möller, R. 403.
 —, W. 35.
 Mönnig 83.
 Molinder 334.
 Mollier 158, 284.
 Molly 255.
 Morrow 243.
 Mortensen 348.
 Moser 72, 94, 96.
 Muck 43, 56.
 v. Müffling 289.
 Müller, R. 41, 348.
 —, W. J. 45, 145, 280,
 412.
 — -Pouillet 10.

- Münzinger 198, 233, 237,
241, 243.
Muhlert 49, 141, 143, 145,
400.
Mulcey 318.
Mullikin 243, 252.
- Namikawa 79.
Naumann 35.
zur Nedden 321.
Nedelmann 78.
Neher 124.
Nelles 382.
Nelson 126.
Nerger 341.
Netz 139, 400.
Neufeld 69.
Neumann 270.
—, B. 11, 111, 112, 119,
125.
—, G. 392, 393, 399.
—, K. 280, 281, 285.
Neussel 259, 285.
Newall 75.
Nicholls 372.
Nichols 195, 306, 308.
Niggemann 102, 113.
Niggemeyer 359, 360.
Nikuradse 29, 30.
Noack 390.
Noble 80.
Noelle 378.
Norlin 406.
Noß 350.
Nusselt 32, 134, 135, 252,
253, 254, 255, 263, 291,
299, 302.
- Oestrich 113.
Ornatskij 257.
Orrok 246, 252.
Oseen 35.
Ostermann 364, 366.
Ostwald 167, 168, 169,
171, 284, 285.
Ott 137.
Otte 340.
Otto, Dr. C. 113.
Otto, J. 419.
Overdick 143.
Ovitz 194, 195, 306, 308.
- Partington 11.
Paschke 92.
- Pawlek 399.
Pawlowitsch 342.
Payer 139, 142.
Payman 135.
Péclet 23.
Peffer 382.
Pensky 123.
Peters 260.
—, H. 378.
—, K. 291.
Pfleiderer 327.
v. Philippovich 124.
Pichler 129.
Pierson 256.
Pieters 143.
Pintsch 116.
Pippig 140.
Pfeiffer 97.
Planck 13.
Plenz 277, 280.
Pöchmüller 63.
Poisseuille 28.
Polak 234.
Pollitzer 197.
Pomerancev 301, 342.
Pott 78, 118.
Praetorius 152, 183, 228,
229, 323.
Prandtl 19, 263.
Prantner 317, 336, 378.
Predvoditelev 302.
Presser 319, 320, 322, 327,
329, 331, 338, 339, 364,
369.
Prost 61.
- Quednau 378.
- Radeloff 383.
Rademacher 355, 418.
Radmacher 43.
Ralston 230.
Rammler 80, 88, 89, 98,
107, 131, 132, 198, 322,
324, 325, 340, 360, 364,
381, 407, 409.
Ramsin 33.
Raschek 378.
Raschig 140.
Reerink 64, 65.
Reichardt, P. 217.
—, R. 313, 314, 364.
Reid 372.
- Reinhardt 102.
Reiher 256.
Reister 272.
Reitböck 400.
Rettenmaier 139, 140.
Reuter 281.
Reynolds 28, 29, 255.
Richards 399.
Richter, C. 103.
—, H. 29, 32, 45, 75,
382.
Riese 143, 144.
Rietschel 32.
Riley 80.
Rinn 265.
Rittinger 99.
Roelen 144.
Roga 77, 82, 83.
Rohrmann 289.
Romadin 301.
Romp 385.
Rose 314.
Rosenthal 145.
Rosin 34, 55, 62, 88, 89,
90, 107, 185, 197, 198,
292, 297, 300, 309, 310,
322, 359, 364, 370, 381.
Rossini 265, 266.
Rost 57.
Rostone Inc. 382.
Roszak 237.
Roth 72.
Rozinek 313, 368.
Ruden 41.
Rüder 102.
Rüter 341.
Ruhrchemie 127.
Rujitschka 108.
Rummel 20, 113, 214, 241,
242, 343, 344, 345, 349,
392, 393, 394, 395, 398.
Ruprecht 339, 369.
Ruß 403.
Rutz 364.
- Sachs 392.
Salau 381.
Salmang 57.
Sass 386.
Sauer mann 378.
Saunders 259.
Schaaack 137.
Schaaffs 10.

- Schack 214, 233, 239, 243, 254, 260.
 Schäfer, A. 115.
 —, O. 101.
 Schauer 372.
 Schaumann 334.
 Scheer 78, 118, 119, 120, 143.
 Schefels 31, 254.
 Scheffer 204.
 Scherschnev 341.
 Schiegler 20.
 Schiller, G. 146.
 —, L. 19, 35, 40.
 Schimpf 338.
 Schläpfer 95, 97.
 Schlichting 28, 40.
 Schlumberger 112.
 Schmalfeldt 116, 418.
 Schmidt, E. 39, 233, 234, 236, 239, 256, 259.
 —, K. 400.
 —, W. 35.
 Schmitt 80.
 Schmitz 75, 78.
 Schneider 338.
 —, A. 382.
 —, G. 45, 56, 73, 94, 98, 111, 112.
 Schön 140.
 Schönfelder, E. 97.
 —, R. 143.
 Schöning 106, 364, 367.
 Schönmüller 101.
 Schondorff 43.
 Schrader 43.
 Schraml 197.
 Schroth 74, 139, 410, 412.
 Schüchtermann und Kremer-Baum A.-G. 102.
 Schüle 11, 197.
 Schüssl 144.
 Schulte, F. 194, 306, 319, 322, 327, 339, 360.
 —, W. 338.
 Schultes 100, 198, 346, 350.
 Schultz-Grunow 20.
 Schulz 385.
 Schulze, E. 254.
 —, R. 322, 324, 338.
 Schumacher 288.
 Schumann, E. 378.
 Schumann, T. E. W. 299.
 Schuster 47, 57, 61, 69, 109, 110, 111, 136, 139, 145.
 Schwackhöfer 69.
 Schwarzmann 95.
 Schwedler 399.
 Schweitzer 386, 389.
 Schwiedeßen 239, 392, 394, 397.
 Schwiete 175, 176.
 Seibert 237, 245.
 Seipp 367.
 Sell 38, 39.
 Selvig 63, 65.
 Semenoff 288.
 Senftleben 234, 235, 241.
 Seufert 167.
 Seyler 34.
 Sherman 318.
 Shilling 11.
 Shreve 382.
 Shute 181.
 Siegel 33.
 Siegert 220.
 Sihvonen 290, 293.
 Simek 108.
 Šimek 63.
 Simmersbach 45, 56, 73, 94, 98, 112.
 Simon 399.
 Sinnatt 75.
 Sirjaev 341.
 Skrabal 282.
 Skroch 401.
 Sloman 100.
 Smekal 99.
 Smirnov 348.
 Smith 297, 298.
 Soennecken 260.
 Spalding 335.
 Spausta 78, 119, 121, 127.
 Speckhardt 80.
 Sperling 89.
 Spiers 433.
 Spilker 112.
 Spruth 364.
 Stach 47, 48.
 Stanton 260.
 Steding 139.
 Stefan 233, 234, 239.
 Stein, F. 398.
 —, Th. 101.
 Steinbrecher 82.
 Steinmann 86, 111.
 Steinmetzer 102.
 Steinmüller 338.
 Steinschläger 113.
 Stender 254, 260.
 Steuer 70.
 Stewart 372.
 Still 113.
 Stimmel 101, 297, 313, 322, 363.
 Stinnes 118.
 Stodola 390.
 Stöber 339.
 Stokes 34, 35.
 Stouff 367.
 Strache 45, 69.
 Strätling 88.
 zur Strassen 88, 176.
 Stratton 367.
 Strauch 75.
 Stuart 353.
 Stumper 261, 336.
 Sümegi 70.
 Sullivan 387.
 Sustmann 56.
 Sutherland 131.
 Swietoslowski 82, 83.
 Szikla 313, 368.
 Taczak 56.
 Tanner 194, 306, 319, 331, 332, 333, 334, 339.
 Tapp 388.
 Tatischtschew (Tatiščev) 301, 348.
 Terebesi 265, 266.
 Terres 57, 95, 143.
 Tettweiler 398.
 Teune 61.
 Thau 78, 106, 109, 110, 112, 138, 143, 312, 400.
 Thieler 49, 141, 143.
 Thomas 412.
 Thompson 80.
 Thornton 335.
 Thorson 382.
 Thyssen 116.
 Tietjens 19.
 Tillmann 113.
 Tingwaldt 193, 239.
 Tollmien 40.
 Topolsky 360.

- Toricelli 3.
 Traustel 259, 260, 263,
 272, 281, 291, 299, 352,
 370, 371.
 Trenkler 109, 115, 400.
 Triebnigg 389.
 Trinks 229.
 Tromp 101.
 Tropsh 127, 128.
 Tzukhanov (Choukhanoff)
 293, 302.
 Tzukhanova 302, 305, 307.

 Ubbelohde, A. R. 289.
 —, L. 135.
 Uhthoff 364.
 Ulich 265, 288.
 Ulsamer 255.
 Uspenskij 348.

 Veh 242.
 Ventres 387.
 Vereinigte Kesselwerke
 A.-G. 339, 340.
 Véron 237.
 VIAG 144.
 Völcker 339.
 Vogel, E. 198.
 —, W. 101.

 Voigt, H. 174.
 —, K. 108, 364, 367.
 Vollmaier 97.
 Vondráček 70.
 Vornehm 257.

 Wärmetechnisches Insti-
 tut, Moskau 301.
 Waeser 144.
 Waetzmann 10.
 Wagner 364.
 —, A. 33.
 Wahl 105.
 Ward 342.
 Warneke 386.
 Washington 255.
 Weber 237.
 Weck 340.
 Wehrmann 115, 139, 400,
 410, 411.
 Weittenhiller 111, 143.
 Wenner 256.
 Wentzel 298.
 Werkmeister 34, 306, 307,
 328, 338, 343.
 Werneburg 239.
 Wesemann 324, 325.
 Wheeler 78, 135.
 Widell 35, 88.

 Wiegmann 114.
 Wiemer 340.
 Wien 19, 40.
 Wierz 158, 163.
 Wilke 144.
 Williams 412.
 Winkel 35.
 Winkler 116, 418.
 Winter 83, 111.
 Wintershall 116, 418.
 Wislicenus 383, 385.
 Witt 144.
 Wobbe 137.
 Wohl 15.
 Wohlenberg 243, 252.
 Wohlschläger 402, 403,
 405.
 Wood 236.
 Wundt 190.
 Wunsch 143.

 Zeise 11, 14, 190, 202, 204.
 Zeuner 40.
 Zimm 40, 344.
 Zimmermann 30, 31, 32,
 218, 381.
 Zinner 386.
 Zinzen 342.
 Zipperer 132.

Sachverzeichnis.

- Abgastemperatur, günstigste 23, 24.
Abgasschäden 378.
Abriebfestigkeit 97, 98.
Abwärmeverluste 218. [170.
Ackermännisches Verbrennungsdreieck
Aktivierungswärme, -energie 17, 18.
Alkylierung 126.
Alterung 86.
Ammoniak als Schutzgas 399.
Analyse der Brennstoffe 42.
—, feste Brennstoffe 50...53.
—, flüssige Brennstoffe 123.
—, gasförmige Brennstoffe 131.
—, Normung 45.
Anilinpunkt 124.
Anströmwinkel, Einfl. a. d. Wärme-
übergang 257.
API-Grad (Dichte) 123.
Arbatskysche Feuerung 33.
Aromatisierung 127.
Arten-Problem 67...68.
Aschenanalysen 61.
Aschengehalt 55.
—, Einfluß a. d. Rosttemperaturen 334.
Aschenschmelzkurven 65.
Aschenschmelzverhalten 61.
Atmosphäre des Gasfeuerungs 398...399.
Aufbereitung 101...103.
Auftrittswinkel, Einfluß a. d. Gasver-
brennung 394.
Auftrieb 20...24.
Ausdehnungskoeffizient (Heizöl) 123.
Ausflammverluste 229.
Ausströmung aus Düsen 39...41.
- Backen der Kohle (Backfähigkeit) 75.
Backfähigkeit, Einfluß a. d. Gaserzeu-
gung 401.
Bauwerke, Rauchgasschäden an —n 385.
Beharrungszustand, Verluste durch
Nichterreichen des —s 229.
Belastung, Abhängigkeit des Wirkungs-
grade von der — 230.
—, des Gaserzeugers, Einfluß a. d. Gas-
beschaffenheit 405.
- Bernouillische Gleichung 26.
Bertinierung 109.
Bewertung der Brennstoffe 66...68.
Bindevermögen (der Kohle) 75...77.
Blähen der Kohle 74.
Böschungswinkel 91.
Boltzmannsche Konstante 9.
Bochumer Methode (fl. Best.) 43.
Boudouardsches Gleichgewicht 264.
Brandschiefer 48.
Braunkohle, Analysen 50...54.
—, *It*-Diagramm 210.
Braunkohlen-Rostfeuerungen 339.
Brechen von Kohle 100.
Bremsweg 37...38.
Brennfläche 299, 370.
Brennkammerbelastung, Kohlenstaub-
feuerung 359.
—, Ölfeuerung 388.
Brennstoffbett, ideales 302.
Brennstoffe 42.
Brennstofftabellen 50...54, 123, 131.
Brennzeit von Kohlenstaub 296, 298.
—, scheinbare, von Kohlenstaub 358.
Brikettierung 103...104.
Bruchfestigkeit von Briketts 97.
BUBIAG-Didier-Verfahren (Wassergas)
116.
Bunsenbrenner 391.
Bunte-Baum-Apparat 64, 370.
Bunte-Dreieck 166.
Butan als Schutzgas 399.
- CAB-Test 80...81.
Cetenzahl 124.
Chemismus der Verbrennung 287.
— der Vergasung 293.
Clarit 47, 48.
Czakó-Schaacksche Kennzahl 137.
- Dampfdruckkurve 6.
Destillation 125.
Dieselindex 124.
Diffusion 134.
Dissoziation 199...210.

- Doppelroste 340.
 Drehrost 400.
 Drehrostgaserzeuger, Leistungen 403.
 Drehtrommelfeuerung 301.
 Druckabfall in Kanälen 32.
 — in Rohren 29...31.
 — in Schüttungen 32...34.
 Druckfestigkeit, Kohle 97.
 —, Koks 98.
 Druckfeuerung 388.
 Druckvergasung 116, 414.
 Düsen, Ausströmung aus — 39...41.
 Düsenanordnung und Regelung (Zweitluft) 348.
 Düsendurchmesser (Zweitluft) 346.
 Durit 47.
 Dynamik gasförmiger Körper 19.
 — der Verbrennung 286.

 Ebene Wand, Wärmeübertragung 255.
 Einblasedruck (Zweitluft) 346, 347.
 Einlasegeschwindigkeit, Bedeutung der
 — f. d. Verbrennung von Kohlenstaub 355...357.
 —, — — Vergasung von Kohlenstaub 415...418
 Eisenabbrand, Einfluß a. d. Verbrennung 184.
 Elektrodenkohle 112.
 Elektrofilter 139, 383.
 Elektrofilterstaub (Sieb- und Sichtanalyse) 380.
 Elektrostatische Aufbereitung 101.
 Elementarzusammensetzung (Tabellen) 50...54, 123, 131.
 Empirische Rauchgas- und Luftmengen-Formeln 185...189.
 Enthalpie 10.
 Enthalpie-Tabellen 422, 423.
 Entwässerung von Kohle 106...108.
 — von Erdöl 125.
 Extraktion 118...119.

 Fahrzeuggaserzeuger 406...409.
 Fallgeschwindigkeit 34...38.
 Feinreinigung (Schwefelreinigung) 143...144.
 Ferngas 114.
 —, *I t*-Diagramm 212.
 —, Verbrennung 161.
 —, Verbrennungsdreieck 170.
 —, Zusammensetzung 114, 131.
 Feste Brennstoffe 42, 50...54.

 Feste Brennstoffe, Rauchgas u. Luftmengen 185...186.
 Festigkeit (Kohle) 97.
 Feuchte Luft 5...7.
 — —, Zahlentafel 420.
 Feuchtigkeit der Brennstoffe 46.
 — der Luft 5...7, 420.
 Feuerfeste Steine, Wärmeleitahlen 261.
 Feuerraumgestaltung (Wanderrostfeuerung) 329.
 Fischer-Retorte 43.
 Fischer-Tropsch-Synthese 121, 127.
 Flammencharakter 398.
 Flammenleistung, spez. 138.
 Flammenstrahlung 241.
 Fleißner-Verfahren 108.
 Fließkohle 106.
 Flotation 101.
 Flüchtige Bestandteile 43.
 — —, Einfluß b. d. Vergasung 276, 401.
 — —, Zusammensetzung 54, 79, 291, 292.
 Flüssige Brennstoffe 121.
 — —, Rauchgas- u. Luftmengen 186...188.
 — —, Siedeverhalten 121.
 — —, Thermische Eigenschaften 124.
 — —, Wichte 123.
 — —, Zusammensetzung 123.
 Flüssiger Schlackenabzug, Feuerungen mit — — 360...362.
 Flugasche 378...382.
 Flugasche-Verwendung 382.
 Förderung, pneumatische 37, 38.
 Fränkel-Viebahn-Muldenrost 339.
 Freistrahle, Geschwindigkeitsverteilung im — 40...41.
 Fullerkurve 93.
 Fusit 47.

 Gasausbeute 54, 77...78.
 —, bei der Vergasung 116...117.
 Gasbrenner 392...393.
 Gas-Dampf-Mischungen 5.
 Gasentgiftung 145.
 Gaserzeuger 400.
 Gasfeuerungen 391.
 —, Wärmeaustausch in — 252.
 Gasförmige Brennstoffe 129.
 — —, Diffusion 134.
 — —, Heizwert 130...131.
 — —, Rauchgasmenge u. Luftmenge 188...189.

- Gasförmige Brennstoffe, Wärmeleitfähigkeit 131.
 — —, Zähigkeit 131...133.
 — —, Zusammensetzung 131.
 Gasgesetze 3.
 Gaskonstante 4, 5.
 Gasöl 129.
 Gasreinigung 138...139.
 Gasstrahlung 238.
 Gaszerlegung durch Tiefkühlung 140...141.
 Gefügebestandteile 47.
 Generatorgas 115, 131, 264, 400.
 — Gleichgewicht 264.
 —, *It*-Diagramm 207.
 —, Schutzgas 399.
 —, Zusammensetzung 130.
 Gichtgas, *It*-Diagramm 213.
 —, Verbrennung (Zahlenbeispiel) 162.
 —, Zusammensetzung 131.
 Glasofen, Verbrennung im — 180...182.
 Gleichgewichtskonstante 16.
 — der Generatorgasreaktion 264...266
 — der Methanreaktion 270...271.
 — der Wassergasreaktion 269...270.
 Glührückstand 57, 60.
 Halbgasfeuerung 301, 313.
 Hardgrove-Methode (Mahlbarkeit) 99.
 Heißdampf, Wärmeübergang 260.
 Heizflächenverschmutzung 373...378.
 Heizöl, *It*-Diagramm 211.
 —, Zusammensetzung 123.
 Heizölzerstäubung 386...387.
 — unter Druck 389.
 Heizwert 68...72.
 — fester Brennstoffe 50...53.
 — flüssiger Brennstoffe 123.
 — Gase 131.
 — gasförmiger Brennstoffe 131.
 Helium als Schutzgas 399.
 Hochdruckgasbrenner 393.
 Hochdruckhydrierung 128.
 Hochleistungswassergaserzeuger 411.
 Holz 50.
 Holzfeuerungen 341...342.
 Hudson-Orrok-Formel 246.
 Hüllflächen gleichen Abbrandes 394.
 Hüttenrauch 385.
 Hutter-Verfahren 378.
 Hydrierung 127...128.
 Ideale Gase 4.
 Impuls 27.
 Isomerierung 127.
It-Diagramm 196...210.
 —, Anwendung 211...217.
 Jenkner Retorte 43.
 Karbozit 109.
 Karburierungsmittel 398.
 Karburitisierung 109.
 Kegelrutsche 323.
 Keilmann-Völcker-Feuerung 339.
 Kerpely-Gaserzeuger 400.
 Kesselstein, Wärmeleitfähigkeit 261.
 Kettenreaktionen 287.
 Kinetische Theorie der Wärme 8.
 Klassifikation der Brennstoffe 44.
 Kleinf Feuerungen, halbmechanische 316.
 Körnung 86...87.
 —, Gaserzeuger 401.
 —, Wanderrostfeuerung 324.
 Körnungskennlinie 88.
 Kogasin 129.
 Kohle, Verbrennung von — 291.
 Kohlenoxyd-Verbrennung 288.
 Kohlensäure, Dissoziation 200...201.
 —, Spaltungsgrad (an C) 268...269.
 Kohlensäuregehalt 164...165.
 Kohlensäurewäsche 144...145, 414.
 Kohlenstaub 104...106.
 Kohlenstaubfeuerung 350...359.
 —, Brennkammertemperatur 193.
 —, Wärmeaustausch in —n 246.
 Kohlenstaubmotor 105.
 Kohlenstaubzusatzfeuerung 368.
 Kohlenstoff-Modifikation 44.
 Kohlenstoff, Verbrennung 290.
 Kohlenveredlung, chemische 119.
 Kohlenwasserstoffe, Verbrennung der — 289.
 Koks 50...51.
 —, Heizwert 72.
 Koks aussehen, Einteilung nach dem — 73.
 Koksöfen 113.
 Koks ofengas, *It*-Diagramm 212.
 —, Rauchgaszusammensetzung 161.
 —, Verbrennung 161.
 —, Verbrennungsdreieck 170.
 —, als Schutzgas 399.
 —, Zusammensetzung 114, 130.
 Kokswassergasanlagen (Leistungen) 411.
 Konvektion, Wärmeübergang durch — 252.

- Konvertierung 144.
 Koppers-Verfahren (Wassergasherstellung) 116.
 Korngröße, optimale — f. Wanderroste 324...326.
 Kracken 126.
 Krämer-Mühlenfeuerung 364...366.
 Kraftstoff, von der Kohle zum — 120.
 Kreuzstrom 263.
 KSG-Naßkohlenfeuerung 367.
 Kühlverhältnis (Roststäbe) 333.
 Kugel, Schwebegeschwindigkeit 35...37.
 —, Wärmeübergang 260.
 —, Widerstand 34...38.
 Kugelmühlenmethode 99.

 Lagerung von Brennstoffen 85.
 Laminare Strömung 28.
 Laminarstromverfahren (Vogel) 101.
 Leistungsregelung (Wanderrost) 323.
 Leitungs- und Strahlungsverluste 227.
 Lepolofen 177.
 Linde-Karwat-Verfahren (Methanspaltung) 146.
 Linz-Verfahren (Heizflächenreinigung) 378.
 Lohe-Feuerungen 342.
 Lorenzen-Brenner 388.
 Loschmidtsche Zahl 4, 8.
 L-Rost (Steinmüller) 338.
 Lückenvolumen 90...93.
 Luftgas 264.
 —, Zusammensetzung 267.
 Luftmenge (empir. Formeln) 185...189.
 Luftüberschuß 165.
 —, scheinbarer 163.
 —, Verbrennung mit — 150.
 Luftzuführung (Wanderrost) 327.
 Lurgi-Druckvergasung 116, 414.
 Lutz-Verfahren 183.

 Madruckverfahren (Torftrocknung) 108.
 Magern von Kokskohle 109.
 Mahlbarkeit 97...100.
 Mahlen von Kohle, Kosten 101.
 — — —, Kraftbedarf 100.
 Makariev-Feuerung 341.
 Martin-Rückschubrost 338.
 Maße, Umrechnung metr. u. engl. 425...429.
 Massenwirkungsgesetz 16.
 Meidinger-Scheibe 25.
 Methangleichgewicht 270.
 Methanisierung 145.
 Methanspaltung 145...146.
 Methansprung 78.
 Micum-Trommel 98.
 Mindestluftmenge 148...149.
 Mineralische Bestandteile, Verhalten b. d. Erhitzung 57.
 Mittengas (im Gaserzeuger) 281.
 Mol 4.
 Molekulargewicht der Gase 419.
 Molekülgeschwindigkeit 10.
 Molvolumen 4, 419.
 Mühlenfeuerung 364...366.

 Naßkohlenfeuerung 367.
 Nebenprodukte 112...114
 Neutrale Zone (i. d. Brennstoffschicht) 307.
 Niederdruckgasbrenner 393.
 Normkubikmetergewicht der Gase 419.
 Norm-Prüfsiebe 432, 433.
 Normzustand 3.

 Oberluftzuführung 344.
 Oberzündung 309...310, 319.
 Öl, Wärmeleitzahl 261.
 —, Wärmeübergang an — 260.
 Ölfeuerung 385.
 —, Wärmeaustausch in der — 252.
 Ölerstäubung 386...387.
 —, unter Druck 389.
 Oktanzahl 124.
 Ostwaldsches Verbrennungsdreieck 168.
 Ott-Zahl 137.
 Oxydation bei niedrigen Temperaturen 84.

 Parachor, spez. 124.
 Pechkohle 50, 54.
 Peco-Verfahren (Torftrocknung) 108.
 Pendelschurre 323.
 Petrographie der Kohle 47.
 Physikalische Eigenschaften der Kohle 86...101.
 Pilzrost (Geissen) 340.
 Pintsch-Hillebrand-Verfahren (Wassergas) 116.
 Pitotrohr 27.
 Planrostfeuerung 314.
 Poisseuillesches Gesetz 28.
 Polymerisation 126.
 Probenahme 44...45.

- Propan als Schutzgas 399.
 Prüfung von Brennstoffen (Normung) 45.
 Quantentheorie, Plancksche 13.
 Quellen der Kohle 74.
 Raffination 127.
 Randgas im Gaserzeuger 281...282.
 Raschek-Verfahren 378.
 Rauchgasmenge (empir. Formeln) 185...189.
 Rauchgasgewicht 155.
 Rauchgasrückführung 183.
 Rauchneigung verschiedener Kohlenarten 314.
 Rauchschäden 383...384.
 Reaktionsfähigkeit 79...81.
 —, Bedeutung für die Gaserzeugung 402.
 Reaktionskinetik 16.
 Reaktionsmechanismus 17.
 Reaktionstemperatur, Bedeutung f. d. Gaserzeugung 282.
 Reale Gase, realer Gaszustand 4...5.
 Reformieren 126.
 Reibungsverluste in Schornsteinen 24.
 Reynoldsche Zahl 29.
 —, kritische 28.
 Rheowäsche 101.
 Rippenrohre, Wärmeübergang 259.
 Rohr (außen), Wärmeübergang 255.
 —, innen, Wärmeübergang 252.
 Rohrbündel, Wärmeübergang 255.
 Rohstaubeuerung 368.
 Rohwichte 93...94.
 Rostbelag 331.
 Rostbelastung, günstigste 321.
 —, bei Zonenwanderrosten 320.
 Rostfeuerung, Temperaturen in der — 194...195.
 —, Wärmeaustausch in — 245.
 Rostkühlung 334.
 Roststabmaterial 335.
 Roststabtemperaturen 332.
 Rüttelgewicht 93.
 Rußbläser 377...378.
 Saacke-Brenner 386.
 Salzhaltige Kohle, Heizflächenverschmutzung durch — 377.
 Sättigungstemperaturen der Vergasungsmittel, Kontrolle 284.
 Sandwich-Verfahren 335.
 Sauerstoff, Verbrennung mit — 182.
 Sauerstoffvergasung 283.
 Sauerstoffzone (Brennstoffschicht) 303.
 Scherschnev-Feuerung 341.
 Schicht, Verbrennung in der — 300.
 Schichthöhe (Wanderrost) 322...323.
 Schichtwiderstand 32...34, 90.
 Schirmventilrost (KVG-Geissen) 340.
 Schlackenangriff auf feuerfeste Steine 371...372.
 Schlackenbodenfeuerung 359...362.
 Schmelzkammerfeuerung 359...362.
 Schornsteintemperatur, günstigste 23.
 Schüreinrichtungen (für Wanderroste) 327.
 Schürroste 337.
 Schüttgewicht (von Brennstoffen) 91...93, 409.
 Schüttung, Druckverlust 32...34, 90.
 Schüttungskenngrößen 89.
 Schutzgas 399.
 Schutzschichten (Wanderrost) 335.
 Schwachgaserzeuger, ortsfeste 400.
 Schwarzer Körper, Strahlung 230.
 Schwebe, Verbrennung in der — 294.
 —, Vergasung in der — 415...418.
 Schwebefeuerungen 367.
 Schwebegeschwindigkeit 36...37, 297.
 Schwebeteilchen, Wärmeübergang an — 260.
 Schwefelgehalt fester Brennstoffe 48.
 —, Einfluß a. d. Rauchgastaupunkt 174.
 Schwefelreinigung 141...144.
 Schweißbrenner, Temperaturen 192...193.
 Schwelanalysen 54.
 Schwelkoks, Roste für — 340.
 Schwelkoksverfeuerung 313.
 Schwelung 109...110.
 Schwelung i. d. Feuerung 312.
 Schwelverfahren 110.
 Schwerkraftrost (Dürr-Ruprecht) 339.
 Schwimmaufbereitung 101.
 Schwinden der Kohle 75.
 Schwingrost (VKW) 339.
 Seitschrägrost 340.
 Sekundärluft s. Zweitluft 342.
 Selbstgang einer Feuerung 68.
 Selbstkarburierung 242.
 Siebnormen, Vergleich 432, 433.
 Siedekennziffer 121.
 Siedeverhalten flüssiger Brennstoffe 120.

- Siliziumsulfid, Rolle des —s bei der
 Heizflächenverschmutzung 373...374
 Sophia-Jakoba-Verfahren 101.
 Sortenproblem 67.
 Spaltungsgrad der Kohlensäure
 268...269.
 Speicherverluste 229.
 Spez. Gewicht fester Brennstoffe 93.
 — — flüssiger Brennstoffe 123.
 — Wärme 10,15.
 — — fester Brennstoffe 94...96.
 — — flüssiger Brennstoffe 123.
 Stadtgaserzeugung 114...115.
 Statik gasförmiger Körper 19...20.
 Staub II 102.
 Staubaufbereitungskosten, Senkung der
 — 363.
 Staubgehalt, Bedeutung für den Gas-
 erzeuger 404.
 — von Industriegasen 379.
 Staubmeßwesen 381.
 Staubvergasung 415...418.
 Staurohr, Prandtl'sches — 27.
 Steinkohlen, Analysen 50...54.
 —, *It*-Diagramm 209.
 —, Verbrennungsdreieck 168.
 Steinmüller L-Rost 338.
 Stoffaustausch 263.
 Stokesscher Bereich 35.
 Strahlung 233...252.
 —, Gase 238.
 —, Gesamtstrahlung 244.
 —, graue Körper 234.
 —, leuchtende Flammen 241.
 —, schwarze Körper 233.
 Strömung, Grundgesetze 26...29.
 Strukturprüfer (Brabender) 100.
 Sturzfestigkeit 97...98.
 Synthese (Fischer-Tropsch) 121, 127.
 Synthesegaserzeuger 410.
 Synthesegaserzeugung 115.

 Taupunkt 172...174.
 Teerausbeute 78, 112.
 Teergehalt 54.
 Temperaturen, Umrechnung °C/°F
 430...432.
 Temperaturtafel 424.
 Temperaturleitfähigkeit fester Brennstoffe 96.
 Temperaturunterschied, mittlerer 262.
 Teplmassen 112.

 Thermische Brennstoffveredlung
 108...118.
 Thyssen-Galocsy-Koller-Verfahren
 (Oxygas) 116, 267.
 Torf 50, 54.
 Torffeuerungen 341.
 Torr 3.
 Treiben der Kohle 74.
 Treibstoffe, Gewinnung 125.
 Treppenrost 339.
 Toppen 125.
 Trocknung 106...108.
 — in der Feuerung 312.
 Tromp-Verfahren 101.
 Turbulente Strömung 29.

 Überschubfeuerung 316.
 U-Flamme, Kohlenstauffeuerung mit
 — 354.
 Unbeharrungsverluste 229.
 Ungleichgewichtszustand 281.
 Unterschubfeuerung 316...317, 336.
 Unterzündung 309...310, 319.
 Unverbranntes, Verluste durch — 226.
 Unverbrannte Gase (im Feuerraum) 307.
 Unvollkommene Verbrennung 162.
 — —, Wärmeverluste durch — —
 225...226.

 Veloxkessel (Druckfeuerung) 390.
 Verbandsformel 69.
 Verbrennung, aschenreicher Brennstoffe
 175.
 —, fester u. flüssiger Brennstoffe 147.
 —, im Feuerraum einer Rostfeuerung
 196.
 —, gasförmiger Brennstoffe 159.
 —, in der Schicht 300...305.
 —, schnelle 301.
 —, in der Schwebe 294...300.
 —, unvollkommene 162.
 —, im Zementofen 175.
 Verbrennungsdreieck, Ackermannsches
 170.
 —, Ostwaldsches 168.
 Verbrennungsrechnung, vereinfachte
 156.
 —, Genauigkeitsansprüche an die —
 158.
 Verbrennungstemperatur 189...196.
 —, theoretische 191.
 —, von C in Wasserdampf-Luft-Ge-
 mischen 371.

- Verbrennungsvorgang in der Feuerung 311.
 Verbrennungsvorgänge 286.
 Verbrennungswärme 68...72.
 Verbundofen 113.
 Vergasung 115...118, 264...285.
 —, Chemismus der — 293.
 Vergasungsdiagramme 284...285.
 Vergasungskosten 118.
 Vergasungsmittel, Einfluß auf die Gasbeschaffenheit 404.
 Vergasungsversuche, Vergleich mit der Rechnung 277...281.
 Vergasungsvorgang, Hilfsmittel zur Beurteilung des —s 283.
 Vergasungsvorgänge, Vorausberechnung 271.
 Vergasungswirkungsgrad 116...117.
 Vergleichskohle, Vergleichskoks 68.
 Verkokung 111...114.
 Verluste der unverbr. Gase 223...224.
 Verschlackung 65, 369...378.
 —, im Gaserzeuger 371.
 —, Heizflächen, Maßnahmen gegen die — 375.
 Viskosität der Schlacke 372.
 Vitrit 47.
 Völcker-Kettenrost 339.
 Vorschubfeuerung 316.
 Vorschwelung 312.
 Vortrocknung 312.
 Vorvergasung 313.

Wärme, Verhalten der Kohle in der — 73...79.
 Wärmeaustausch in Feuerungen 245.
 Wärmebilanz der Vergasung 275.
 Wärmedurchgang 261.
 Wärmeleitfähigkeit von gasförmigen Brennstoffen 132.
 — von festen Brennstoffen 96.
 — von flüssigen Brennstoffen 124.
 Wärmeleitzahlen fester Stoffe 261.
 Wärmesperre 230.
 Wärmeübertragung 233...263.
 Wärmeverluste 233...263.
 Wanderrost 318...331.
 Wanderzonenrost 329.
 Ward-Feuerung 342.
 Waschkurve 102...103.
 Wasser, Wärmeübergang an — 260.
 Wasserdampftabelle 6.
 Wassergaserzeuger 410.
 Wassergasgleichgewicht 269...271.
 Wassergasherstellung im Wechselbetrieb (Schwierigkeiten) 371.
 Wassergasprozeß, Wirkungsgrad 412.
 Wassergehalt, d. Brennstoffs, Bedeutung für die Gaserzeugung 403.
 —, der Luft 5...7, 420.
 Wasserschräge 25.
 Wasserstoffverbrennung 288.
 Wichte von Brennstoffen 93.
 Widerstand von Schüttungen 90.
 — umströmter Körper 34...38.
 Wind, Einfluß auf die Zugstärke 25.
 Winddruck, Bedeutung für den Gaserzeuger 401.
 Winkelverhältnis 235...238.
 Winkler-Generator 116...117, 418.
 Wintershall-Schmalfeldt-Verfahren (Staubvergasung) 116, 418.
 Wirbelbrenner 355.
 Wobbe-Zahl 137.
 Wurfffeuerung 315.

Zähigkeit von Gasen 131.
 — (Flüssigkeitsgrad) d. Schlacke 372.
 Zementofen, Verbrennung im — 175...180.
 Zerkleinerungsgesetze 99.
 Zoneinteilung (Wanderrost 327.
 Zündkohle 104.
 Zündgeschwindigkeit 134...136.
 Zündgrenzen 136...137.
 Zündlücke 310.
 Zündmuffel 359.
 Zündtemperatur (Zündpunkt) 82...84.
 Zündung (Wanderrost) 319.
 Zündvorgang 81...84, 308...311.
 — in der Kohlenstaubfeuerung 352.
 Zündwert (nach Jentzsch) 84.
 Zündzeit 311.
 Zugerzeugung 20...26.
 Zugstärke 22...23.
 Zweischachtofen 146.
 Zweischichtenverfahren 335.
 Zweitluftzuführung 301, 319, 342...350.
 — nach Bader 349.
 — in Gasfeuerungen 396...397.
 — in Lokomotivkesseln (Erdelji-Farmakowsky) 348...349.
 Zylinder, Widerstand 38.