

SAMMLUNG VIEWEG
ARBEITEN AUS DEN GEBIETEN
DER NATURWISSENSCHAFTEN
UND DER TECHNIK

Heft 119

Adolf Leonhard

**Statische Stabilität
bei Drehstrom-Hochleistungs-
übertragung**



FRIEDR. VIEWEG & SOHN
BRAUNSCHWEIG



Die „**Sammlung Vieweg**“ hat sich die Aufgabe gestellt, Wissens- und Forschungsgebiete, Theorien, chemisch-technische Verfahren usw., die im Stadium der Entwicklung stehen, durch zusammenfassende Behandlung unter Beifügung der wichtigsten Literaturangaben weiteren Kreisen bekanntzumachen und ihren **augenblicklichen Entwicklungsstand zu beleuchten**. Sie will dadurch die Orientierung erleichtern und die Richtung zu zeigen suchen, welche die weitere Forschung einzuschlagen hat.

Als Herausgeber der einzelnen Gebiete, auf welche sich die Sammlung Vieweg zunächst erstreckt, sind tätig, und zwar für:

- Physik** (theoretische und praktische, und mathematische Probleme):
Herr Oberregierungsrat Dr. **Hermann Ebert**, Physikalisch-Technische Reichsanstalt, Charlottenburg;
- Chemie** (Allgemeine, Organische und Anorganische Chemie, Physikal. Chemie, Elektrochemie, Technische Chemie, Chemie in ihrer Anwendung auf Künste und Gewerbe, Photochemie, Metallurgie, Bergbau):
Herr Prof. Dr. **Hans-Joachim Schumacher**, Institut für Physikalische Chemie der Universität, Frankfurt/Main;
- Technik** (Wasser-, Straßen- und Brückenbau, Maschinen- und Elektrotechnik, Schiffsbau, mechanische, physikalische und wirtschaftliche Probleme der Technik):
Herr Prof. Dr. **A. Leonhard**, Technische Hochschule Stuttgart.

Neuere und neueste Hefte der „Sammlung Vieweg“

- Heft 41/42. Ing. Georg Duffing: **Erzwungene Schwingungen bei veränderlicher Eigenfrequenz und ihre technische Bedeutung**. Mit 23 Abb. VI, 134 S. RM. 4,25
- Heft 43. Dr. Robert Schwarz: **Feuerfeste und hochfeuerfeste Stoffe**. 2. vermehrte Auflage. Mit 10 Abb. IV, 52 S. RM. 1,80
- Heft 44. Dr. Iwan Döry: **Einphasenbahnmotoren**. Mit 75 Abb. IV, 92 S. RM. 2,70
- Heft 45. Prof. Dr. K. Fajans: **Radioaktivität und die neueste Entwicklung der Lehre von den chemischen Elementen**. Durchgesehener Abdruck der 4. Auflage. Mit 11 Abb. und 14 Tabellen. XI, 137 S. RM. 4,50
- Heft 46. Dr. Bruno Alexander-Katz: **Quarzglas und Quarzgut**. Mit 43 Abb. IV, 52 S. RM. 2,25
- Heft 47. Prof. Dr. G. Berndt: **Radioaktive Leuchtfarben**. Mit 28 Abb. im Text und auf einer Lichtdrucktafel. VI, 108 S. RM. 3,60
- Heft 48. Dr. R. Fürth: **Schwankungserscheinungen in der Physik**. Mit 5 Abb. VIII, 93 S. RM. 3,15
- Heft 50. Prof. Dr. C. Dorno: **Klimatologie im Dienste der Medizin**. Mit 11 Abb. IV, 74 S. RM. 2,70
- Heft 51. Prof. Dr. C. Isenkræhe: **Zur Elementaranalyse der Relativitätstheorie**. V, 133 S. RM. 4,—
- Heft 52. Dr.-Ina. Max Moeller: **Das Ozon. Eine physikalisch-chemische Einzeldarstellung**. Mit 32 Textfiguren. VII, 155 S. RM. 5,40
- Heft 53. Dr. V. Geilen: **Mathematik und Baukunst als Grundlagen abendländischer Kultur. — Wiedergeburt der Mathematik aus dem Geiste Kants**. VI, 94 S. RM. 2,70
- Heft 54. Dr. H. Heinrich Franck: **Die Verwertung von synthetischen Fettsäureestern als Kunstspeisefette in wirtschaftlicher, physiologischer und technischer Beziehung**. Mit 3 Abb. IV, 96 S. RM. 2,90
- Heft 55. Dr. Alfred Weaener: **Die Entstehung der Mondkrater**. Mit 9 Abb. im Text und auf 3 Tafeln. 48 S. RM. 2,—
- Heft 56. Niels Bohr: **Drei Aufsätze über Spektren und Atombau**. 2. Auflage. Mit 13 Abb. VIII, 150 S. RM. 4,50
- Heft 57. Prof. Dr. Hans Cloos: **Der Mechanismus tiefvulkanischer Vorgänge**. Mit 24 Zeichnungen und einer Karte. IV, 95 S. RM. 3,60

Fortsetzung siehe 3. und 4. Umschlagseite.

Statische Stabilität bei Drehstrom- Hochleistungsübertragung

Von

Adolf Leonhard



Fiedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig

1942

**Herausgeber dieses Heftes :
Prof. Dr.-Ing. A. Leonhard-Stuttgart**

83 Abbildungen

**ISBN 978-3-663-04052-1 ISBN 978-3-663-05498-6 (eBook)
DOI 10.1007/978-3-663-05498-6**

Alle Rechte vorbehalten

Vorwort

Die vorliegende Schrift behandelt die Stabilitätsprobleme, wie sie bei Betrieb von langen Fernleitungen auftreten.

Um zu möglichst einfachen, übersichtlichen Ergebnissen zu kommen, sind zunächst Einflüsse von mehr untergeordneter Bedeutung, wie die der Verluste, der Sättigung in den Maschinen, der Ausführung der Maschine mit Einzelpolen, der Unterteilung der Gesamtleistung auf mehrere Maschinen u. dgl. vernachlässigt. Anschließend wird aber dann in Erweiterung praktisch aller auf diesem Gebiet bisher vorliegenden Arbeiten gezeigt, wie im allgemeinen durch verhältnismäßig einfach zu findende Korrekturen auch diese Einflüsse, die u. U. doch eine nicht unbedeutende Rolle spielen können, berücksichtigt werden können.

Als Generatoren werden nicht nur die bisher fast ausschließlich verwendeten Synchronmaschinen berücksichtigt, sondern in besonderen Abschnitten wird auch die Brauchbarkeit von Asynchrongeneratoren, deren Verwendung im Laufe der letzten und allerletzten Zeit immer wieder in Erwägung gezogen worden ist, eingehend untersucht.

Im Gegensatz zu Arbeiten anderer Verfasser wird die Leitung nicht von vornherein durch Ersatzschaltbilder dargestellt, sondern sowohl Induktivität als auch Kapazität werden gleichmäßig verteilt auf der Leitung angenommen. Die Rechnung wird dadurch übersichtlicher und in keiner Weise schwieriger oder komplizierter.

Besonderer Wert wurde gelegt auf die Ermittlung der Stabilität bei Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte, wobei besonders der Einfluß der verwendeten Kompensationsmittel auf die Stabilität ermittelt und die Bemessung der Kompensationseinrichtungen für verschiedene Fälle, unter anderem auch für den Grenzfall einer beliebig langen (unendlich langen) Fernleitung, gezeigt wird.

Die Untersuchungen beschränken sich auf Drehstromfreileitungen, nur an einigen Stellen wird auf entsprechende Konstanten von Drehstromkabeln hingewiesen. Praktisch können nämlich Kabel bei großen Entfernungen für Drehstromübertragung nicht in Frage kommen, weil einerseits die Ausnützung der natürlichen Leistung,

IV

die bei Kabeln etwa sieben- bis achtmal größer ist als bei Freileitungen, bei noch brauchbarem Wirkungsgrad zu sehr großen, praktisch nicht mehr ausführbaren Querschnitten führen und andererseits bei Betrieb weit unter der natürlichen Leistung der Aufwand an Kompensationsmitteln untragbar groß würde.

Durch durchgerechnete, praktische Beispiele werden in allen Abschnitten immer sofort die abgeleiteten Beziehungen erläutert. Außerdem wird im letzten Abschnitt gezeigt, wie an einer künstlichen Fernleitung einerseits die Stabilitätsrechnung kontrolliert, andererseits aber auch Probleme, die der Rechnung schwer oder gar nicht zugänglich sind, gelöst werden können.

Nach umfangreicheren Abschnitten ist jeweils eine Zusammenfassung der Hauptergebnisse des entsprechenden Abschnittes angehängt. Dies wird insbesondere für den Leser wertvoll sein, der nicht die Zeit und vielleicht auch nicht die Lust hat, sehr gründlich in diese Stabilitätsprobleme einzudringen, sich aber doch über das Wichtigste unterrichten möchte.

Und nun noch einige praktische Hinweise für den Leser der Schrift: Die verschiedenen Gleichungen sind in jedem Hauptabschnitt (A, B usw.) durchnummeriert. Wird in einem Abschnitt auf eine Gleichung des gleichen Abschnittes hingewiesen, so ist einfach die entsprechende Nummer angegeben. Wird auf eine Gleichung eines anderen Abschnittes hingewiesen, so wird außer der Nummer noch der Abschnitt angegeben, also z. B. Gleichung (B 5). Am Kopf jeder Seite ist der jeweilige Abschnittsbuchstabe angegeben, so daß ein Auffinden der Gleichungen sehr schnell möglich ist. Lateinische Buchstaben in Gleichungen bedeuten, wie vielfach gebräuchlich, Absolutwerte, deutsche dagegen Vektoren. Zahlen zwischen eckigen Klammern im Text, z. B. [4], beziehen sich auf das Literaturverzeichnis am Ende des Buches.

Herrn Professor Dr.-Ing. e. h., Dr. techn. h. c. Emde, der mich durch wertvolle Hinweise bzw. Anregungen unterstützt hat, Herrn Dipl.-Ing. Benz, der die Zeichnungen angefertigt und Herrn Dipl.-Ing. Hellriegel, der die Korrekturen mitgelesen hat, schulde ich großen Dank.

Stuttgart, im Januar 1942.

A. Leonhard.

Inhalt

	Seite
A. Einleitung	1
B. Theoretische Grundlagen	5
I. Synchronmaschinen	5
a) Vollrotor, ohne Verluste, ohne Sättigung	5
b) Einfluß von ausgeprägten Polen	8
c) Einfluß der Verluste	11
d) Einfluß der Sättigung	12
e) Einfluß der Klemmenspannung	13
II. Asynchronmaschinen	17
III. Drehstromfernleitung	20
a) Leitungskonstanten	20
b) Strom- und Spannungsverlauf längs der Leitung	23
C. Synchronkraftwerk über Leitung auf starres Netz arbeitend	27
I. Kraftwerk mit einer ungesättigten Vollpolmaschine über eine verlustlose Leitung auf ein starres Netz arbeitend	27
a) Strom- bzw. Scheinleistungsdiagramm	27
b) Grenzentfernung, auf die die natürliche Leistung übertragen werden kann	31
c) Stabilität bei beliebiger Belastung	33
II. Einfluß der Leitungsverluste auf die Stabilität	40
III. Einfluß der Sättigung im Generator	47
IV. Einfluß der Einzelpolausführung des Generators	51
V. Einfluß der Unterteilung der Kraftwerksleistung auf mehrere Maschinen	56
VI. Einfluß von Transformatoren am Anfang und Ende der Leitung	59
VII. Einfluß von parallel zu den Generatoren geschalteten Blindlasterzeugern und Einfluß des Magnetisierungsstromes des Kraftwerkstransformators	64
VIII. Zusammenfassung der Hauptergebnisse von Abschnitt C „Synchronkraftwerk über Leitung auf starres Netz arbeitend.“ Stabilitätsverhältnisse bei nachgiebigem Netz	70

	Seite
D. Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte. Einfluß von Kompensationseinrichtungen in den Unterstationen	74
I. Zweek einer Unterteilung	74
II. Stabilität eines Übertragungssystems mit geschwächter Leitung	75
III. Kompensation der Freileitung durch reine Blindwiderstände	78
IV. Kompensation der Freileitung durch Maschinen bzw. Apparate mit eingprägter Spannung	85
a) Kupplung zweier starrer Netze über Leitung mit Zwischenstation	86
b) Kraftwerk über Leitung mit Zwischenstation auf starres Netz arbeitend	92
c) Stabilitätsverhältnisse bei Betrieb einer sehr (unendlich) langen Leitung mit Stützpunkten	96
V. Zusammenfassung der Hauptergebnisse von Abschnitt D „Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte“	104
E. Synchronkraftwerk mit parallelgeschaltetem Verbraucher über eine Leitung mit einem starren Netz zusammenarbeitend	106
F. Generatorisches und motorisches Kraftwerk (Pumpwerk) über eine lange Leitung zusammenarbeitend	114
G. Asynchronkraftwerk über Leitung auf ein starres Netz arbeitend	118
I. Einfache unkompenzierte Asynchronmaschinen	118
II. Kompensierte Asynchronmaschine	120
a) Stromdiagramme	120
b) Ermittlung der Grenzentfernung bei Übertragung der natürlichen Leistung	122
c) Verbesserung der Stabilitätsverhältnisse	124
d) Natürliche Spannungsregelung bei geeigneter Form des Stromdiagramms	124
e) Parallelarbeiten mehrerer Asynchronmaschinen	126
H. Versuchstechnische Lösung von Stabilitätsproblemen ...	127
Literatur	131

A. Einleitung

In allen Industrieländern ist man heute bestrebt, den dauernd steigenden Bedarf an elektrischer Energie möglichst aus Wasserkraftwerken zu decken, um die nur in einem bestimmten einmaligen Ausmaß vorhandenen Energiequellen, wie Kohlengruben oder auch Ölfelder, weitgehend zu schonen.

Wasserkraftwerke sind nun immer unbedingt ortsgebunden. Sie müssen dort gebaut werden, wo eben die Wasserkräfte zur Verfügung stehen, in der Hauptsache also in gebirgigen Gegenden. Dort können aber aus verschiedenen Gründen, vor allem mit Rücksicht auf Transportschwierigkeiten, in den seltensten Fällen große Industriezentren und damit auch Großstädte errichtet werden. Diese liegen vielmehr meist weit ab vom Gebirge etwa in Küstennähe oder in irgendwelchen vielleicht durch das Vorhandensein wichtiger Rohstoffe bevorzugten Gegenden. Will man daher die Wasserkräfte ausnutzen, so wird man häufig gezwungen sein, die Energie auf elektrischem Wege über größere, ja manchmal sogar über sehr große Entfernungen zu übertragen. Es sei hier nur auf einige Beispiele solcher Übertragungssysteme in verschiedenen Erdteilen hingewiesen, die in der Literatur teilweise schon seit vielen Jahren, teilweise aber erst in jüngster Zeit erwähnt werden.

In Europa spielen naturgemäß die Alpenwasserkräfte eine sehr große Rolle. Sie sind zur Zeit nur in einem verhältnismäßig geringen Ausmaß nutzbar gemacht. Immerhin führen schon jetzt lange Übertragungsleitungen (500 bis 700 km) von den Alpen in Industriezentren, wie z. B. eine 220-kV-Leitung von Vorarlberg in das Ruhrgebiet, oder andere Leitungen von den französischen Alpen in französische Industriegebiete. Ungeheure Wasserkräfte liegen zur Zeit noch in Skandinavien brach, ihre restlose Ausnutzung wird aber erst dann möglich sein, wenn die Energie auf elektrischem Wege in die Industriegebiete Mitteleuropas transportiert werden wird, wobei allerdings Entfernungen von mehr als 1000 km zu überbrücken sein werden. Erschwerend kommt in diesem Fall noch hinzu, daß streckenweise mit Seekabeln gearbeitet werden muß. In Rußland [1] werden zur Zeit große Projekte bearbeitet, die die Ausnutzung der großen Wasserkräfte im Kaukasus sowie der Wolga und anderer

Ströme bezwecken. In einem Fall soll z. B. von den Kraftwerken des Knjbyshew-Gebietes nach Moskau, eine Entfernung von 900 km, eine Leistung von 600 MW übertragen werden.

In Afrika, das von allen Erdteilen über die ergiebigsten Wasserkräfte verfügt, werden bei deren Ausnutzung auch sehr große Entfernungen zu überbrücken sein, da die Energie voraussichtlich nur in den Küstengebieten nutzbringend verbraucht werden kann. Seit einer Reihe von Jahren wird z. B. die Nutzbarmachung der Wasserkraft des oberen Nils bei Assuan, wo sich der zur Regelung der Wasserführung angelegte große Stausee befindet, in Erwägung gezogen. Die Leistung, einige 100 MW, soll in diesem Fall in das Gebiet von Kairo und Alexandrien geliefert werden, wobei eine Strecke von etwa 1000 km überbrückt werden müßte [2].

In Indien können die vielen Wasserkräfte des Himalaja nur dann zweckmäßig ausgenutzt werden, wenn die elektrische Leistung in die vom Gebirge weit abliegenden Küstenstädte geliefert wird [3]. Ähnliche Verhältnisse liegen an verschiedenen Stellen auch in Ostasien (Manschukuo) oder in Nordamerika vor.

Das Problem der Leistungsübertragung auf große Entfernungen ist also sehr wichtig, es wird außerdem von Jahr zu Jahr an Bedeutung gewinnen. Die neueste Entwicklung auf diesem Gebiet geht nun in Richtung auf Gleichstromübertragung, weil ein Übertragungssystem mit Gleichstrom verschiedene, recht beachtliche Vorteile gegenüber dem Drehstromsystem mit 50 Hz aufweist. Es sei nur auf das geringere Leitergewicht bei gleichen Stromwärmeverlusten, auf die geringeren Koronaverluste und auf die wohl im allgemeinen gesicherte Stabilität der Übertragung hingewiesen. Leider ergeben sich auf der anderen Seite auch wieder gewisse recht unangenehme technische Schwierigkeiten, deren Überwindung zwar in zahlreichen Forschungsstätten des In- und Auslandes tatkräftig in Angriff genommen ist, die aber vorläufig die Gleichstromübertragung doch praktisch noch unmöglich machen. Wir brauchen uns nur an das Problem der Gleich- und Wechselrichtung bei den für die Übertragung in Frage kommenden sehr hohen Spannungen bis etwa 450 kV, an das der Blindlastlieferung auf der Wechselrichterseite und an das des Gleichstromleistungsschalters zu erinnern. Außerdem wird sich doch wohl auch nach Lösung all dieser Fragen die Gleichstromübertragung auf einige wenige Fälle mit ausgefallenen großen Entfernungen beschränken, während der Großteil aller Leistungsübertragungen mit Drehstrom durchgeführt werden wird.

Nach wie vor wird also die Drehstromübertragung auch in Zukunft eine sehr große Rolle spielen, und es kann daher nicht als unzeitgemäß angesehen werden, wenn in vorliegender Schrift Probleme der Leistungübertragung mit Drehstrom behandelt werden, und zwar speziell Stabilitätsprobleme. Gerade wenn man in vielleicht nicht allzuferner Zukunft nach Lösung der technischen Schwierigkeiten der Gleichstromübertragung vor die Entscheidung der Frage ob Drehstrom oder Gleichstrom gestellt wird, ist es außerordentlich wichtig, daß klar und eindeutig die Eigenschaften beider Systeme übersehen werden können. Dazu gehört aber bei Drehstrom vor allem die Möglichkeit, die Stabilitätsverhältnisse schnell und mit einfachen Mitteln überprüfen zu können.

Die nachstehenden Untersuchungen werden sich auf die Behandlung der statischen Stabilität von Drehstromübertragungen beschränken und nur gelegentlich die dynamische streifen. Als statische Stabilität soll dabei, wie in der Literatur üblich [4], die Fähigkeit eines Systems bezeichnet werden, bei ruhigem, ungestörtem Netzbetrieb im Gleichgewicht zu bleiben, als dynamische¹⁾ die Fähigkeit, ohne Unterbrechung der Stromlieferung nach einer Störung einen neuen Gleichgewichtszustand zu erreichen. Es ist sofort klar, daß die Frage nach der dynamischen Stabilität niemals eine eindeutige sein kann. Je nach der Störung, die wir annehmen, wird sich das System anders verhalten, wir können daher auch niemals von einem dynamisch unbedingt stabilen System sprechen. Anders liegen dagegen die Verhältnisse hinsichtlich der statischen Stabilität. Sie kann praktisch immer einwandfrei und eindeutig festgestellt werden, wenn nur alle Größen der Übertragung bekannt sind, durch die sie beeinflußt wird. Die Untersuchungen werden sich aber in den meisten Fällen nicht darauf beschränken, einfach festzustellen, ob sich ein System im stabilen oder labilen Gleichgewicht befindet, sondern es wird auch klar zu erkennen sein, wie weit entfernt das System vom stabilen Grenzzustand arbeitet, so daß damit auch sofort Schlüsse über das Verhalten der Anordnung bei Störungen, also über die dynamische Stabilität, gezogen werden können. Z. B. wird beim Arbeiten eines Kraftwerkes auf ein Netz über eine Leitung der Sicherheitswinkel des Polrades gegenüber der stabilen Grenzstellung angegeben. Wird nun angenommen, daß an einem Abzweig

¹⁾ Der in Amerika hierfür übliche Ausdruck „Transient Stability“ gibt treffender das wieder, was unter „dynamischer Stabilität“ gemeint ist [25].

auf der Leitung oder im Netz ein Kurzschluß auftritt, so wird das Kraftwerk entlastet, damit das Polrad beschleunigt und je nach der Größe des Schwungmomentes des Generators und der Dauer des Kurzschlusses, die in den meisten Fällen durch die Abschaltzeit des Leistungsschalters gegeben ist, wird der Polradwinkel nach dem Kurzschluß einen ganz bestimmten Wert angenommen haben, der berechnet werden kann, und es wird dann ohne Schwierigkeit möglich sein zu entscheiden, ob sich die Maschine nach Beseitigung der Störung wieder fängt oder außer Tritt fällt.

Wenn die Stabilität von Übertragungssystemen, bestehend aus Maschinen, Transformatoren, Kompensationseinrichtungen und Leitungen, untersucht werden soll, ist unbedingt erforderlich, daß zunächst das Verhalten all dieser Einzelteile für sich behandelt wird. Nur dann wird es möglich, bei den folgenden Untersuchungen mit klaren Begriffen und Bezeichnungen zu arbeiten. Den eigentlichen Stabilitätsbetrachtungen wird daher ein größerer Abschnitt über die theoretischen Grundlagen all dieser Einzelteile, vor allem der Maschinen und Leitungen vorangehen müssen, der sich aber auf das für die Übertragung Wichtigste beschränken wird.

B. Theoretische Grundlagen

I. Synchronmaschinen

a) Vollrotor, ohne Verluste, ohne Sättigung

Zunächst soll eine Vollpolmaschine (Turboläufer) betrachtet werden, d. h. eine Maschine nach Abb. 1, bei der der Luftspalt über den ganzen Umfang konstant bleibt. Außerdem sollen vorläufig Verluste und magnetische Sättigung unberücksichtigt bleiben.

Wir gehen aus vom Betriebsverhalten einer solchen Maschine, die auf ein starres Netz arbeitet (Abb. 2). Das Netz soll — auch in den weiteren Abschnitten des Buches — dann als starr bezeichnet werden, wenn Blind- oder Wirklaständerungen der untersuchten Maschine weder Spannung noch auch Frequenz des Netzes merklich beeinflussen.

Der Strom, den die Maschine bei synchroner Drehzahl n_s ($n_s = \frac{f \cdot 60}{p}$ U/min,

wobei f die Netzfrequenz und p die Polpaarzahl der Maschine bedeuten) aufnimmt bzw. abgibt, ist zunächst abhängig von der Netzspannung (U), dann

vom Erregerstrom (i) bzw. der dem Erregerstrom (i) entsprechenden Leerlaufspannung U_{0i} und dann noch vom Winkel zwischen Netzspannung und Leerlaufspannung. Wir erhalten den Netzstrom sehr schnell und einfach durch Überlagerung der zwei Teilströme, die sich ergeben, wenn wir bei synchroner Drehzahl die Maschine unerregt an das Netz [5] schalten (\mathfrak{Z}_I) und dann sekundär erregen und primär kurzschließen (\mathfrak{Z}_{II}). \mathfrak{Z}_I ist nur abhängig von der Netzspannung und vom Maschinenwiderstand, einer reinen Reaktanz („Synchronreaktanz“), da wir ja die Verluste vernachlässigt haben.

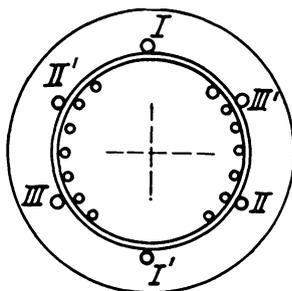


Abb. 1. Synchronmaschine in Vollpolausführung (Turboläufer)

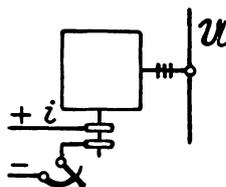


Abb. 2. Synchronmaschine am starren Netz

Wir können also setzen (bei allen Größen Phasenwerte; Drehstrommaschinen sind, wie allgemein üblich, auf Einphasenmaschinen zurückgeführt zu denken):

$$\mathfrak{J}_I = \frac{\mathfrak{U}}{j k}, \tag{1}$$

wobei k die Synchronreaktanz bedeutet. Der Teilstrom \mathfrak{J}_{II} ist proportional der Leerlaufspannung \mathfrak{U}_{0i} , ebenfalls umgekehrt proportional der Synchronreaktanz k und außerdem abhängig von der Winkellage von \mathfrak{U}_{0i} .

Wir setzen:

$$\mathfrak{J}_{II} = -\frac{\mathfrak{U}_{0i}}{j k} e^{j\alpha}. \tag{2}$$

Der Faktor $e^{j\alpha}$ berücksichtigt die Möglichkeit einer Phasenverschiebung von Leerlaufspannung gegenüber Netzspannung. Als Nulllage des Polrades ($\alpha = 0$) ist die Stellung angenommen, bei der die Leerlaufspannung in Phase zur Netzspannung steht, \mathfrak{U}_{0i} also in Phase ist mit \mathfrak{U}_1 .

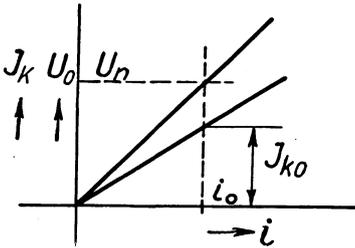


Abb. 3. Leerlauf- und Kurzschlußkennlinie einer (ungesättigten) Synchronmaschine

Wird \mathfrak{U}_{0i} auch der Größe nach gleich der Netzspannung gemacht (die Maschine ist dann richtig synchronisiert), so muß bei $\alpha = 0$ der Maschinenstrom beim Zuschalten auf das Netz Null sein.

Die Synchronreaktanz k kann aus Leerlauf- und Kurzschluß-

kennlinie nach Abb. 3 (ohne Sättigung!) einfach ermittelt werden. Gehen wir von $U_0 = U_n$ (U_n Normalspannung der Maschine), also Leerlauferregung (i_0) aus, so wird bei dieser Erregung der Kurzschlußstrom J_{k_0} und damit der Teilstrom J_{II0} bei Leerlauferregung

$$J_{II0} = J_{k_0}, \tag{3}$$

da ja J_{II} identisch ist mit dem Kurzschlußstrom J_k .

Wir erhalten somit unter Berücksichtigung von Gl. (2) und (3):

$$k = \frac{U_n}{J_{k_0}}. \tag{4}$$

Das Verhältnis $J_{k_0} : J_n$, also das Verhältnis von Kurzschlußstrom bei Leerlauferregung zu Normalstrom (J_n) wird mit „Leerlaufkurzschlußverhältnis“ bezeichnet. Es spielt bei den Stabilitäts-

untersuchungen eine sehr große Rolle. Praktisch liegt dieses Verhältnis bei normal bemessener Maschine zwischen etwa 0,6 bis 1,0, wobei die niedrigen Werte für schnelllaufende Maschinen (Turbo), die höheren für langsamlaufende Wasserkraftgeneratoren gelten. Mit Rücksicht auf Stabilität muß unter Umständen dieses Leerlaufkurzschlußverhältnis bei Übertragung auf große Entfernung anormal hoch gewählt werden, wie sich noch zeigen wird.

Den Gesamtstrom der Maschine (\mathfrak{J}) erhalten wir als Summe von \mathfrak{J}_I und \mathfrak{J}_{II} , er wird also

$$\mathfrak{J} = \mathfrak{J}_I + \mathfrak{J}_{II} = \frac{U}{jk} - \frac{U_{0i}}{jk} e^{j\alpha}. \quad (5)$$

U_{0i}/k , der Absolutbetrag von J_{II} , kann direkt aus der Kurzschlußkennlinie Abb. 3 als der Kurzschlußstrom bei der Erregung i entnommen werden. Die Gleichung (5) sagt aus, daß sich als Ortskurve für den Endpunkt des Vektors \mathfrak{J} bei verschiedenem Winkel α , also verschiedener Winkelstellung der Leerlaufspannung (Polradspannung) gegenüber der Netzspannung, ein Kreis nach Abb. 4 ergibt. J_{II} ist proportional der Leerlaufspannung, also bei unserer Annahme der geradlinigen Leerlaufkennlinie auch proportional dem Erregerstrom i , d. h. der Kreisradius wächst direkt verhältnismäßig mit dem Erregerstrom i , während der Mittelpunkt, entsprechend dem nur von der konstant angenommenen Netzspannung abhängigen Teilstrom J_I immer der gleiche bleibt.

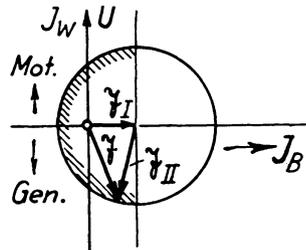


Abb. 4. Stromdiagramm der Synchronmaschine

Vom Stromdiagramm Abb. 4 ergeben im allgemeinen, besonders aber in dem uns besonders interessierenden Fall des Antriebes durch eine Kraftmaschine nur die in der linken Hälfte des Diagramms (schraffiert) liegenden Betriebspunkte stabilen Betrieb, da nur dort mit wachsendem Polradwinkel auch die elektrische Leistung steigt. Ist in diesem Bereich zunächst Gleichgewicht zwischen der von der Kraftmaschine mechanisch an den Generator gelieferten und der vom Generator elektrisch an das Netz abgegebenen Leistung vorhanden und wird jetzt die Beaufschlagung der Kraftmaschine etwas erhöht, so wird das Polrad des Generators beschleunigt, und der Winkel α wächst so lange, bis bei einem größeren Winkel wieder Gleichgewicht

vorhanden ist. Anders liegen die Verhältnisse im rechten Gebiet. Gehen wir hier von einem Gleichgewichtspunkt aus und erhöhen die Beaufschlagung der Kraftmaschine, so wird auch hier der Winkel α größer, damit aber die elektrische Leistung kleiner, das Polrad wird durch die Überschußleistung der Kraftmaschine weiter beschleunigt, die Maschine kommt über Motorbetrieb, Leerlauf, schließlich wieder auf Generatorbetrieb und es kann sich nun unter Umständen im stabilen Betriebsbereich ein neuer Gleichgewichtszustand einstellen. Die gleichen Überlegungen können auch unter der Annahme einer Verringerung der Kraftmaschinenleistung durchgeführt werden, auch hier führen sie hinsichtlich der Stabilität zum gleichen Ergebnis.

b) Einfluß von ausgeprägten Polen

Die Vollpolausführung nach Abb. 1 findet praktisch nur bei schnellaufenden Maschinen (3000 U/min oder 1500 U/min) Anwendung, in neuester Zeit vereinzelt auch bei langsamlaufenden,

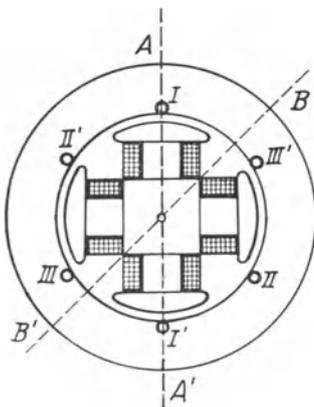


Abb. 5. Synchronmaschine in Einzelpolausführung

aber polumschaltbaren Generatoren [24]. Bei allen übrigen, insbesondere also bei Wasserkraftgeneratoren, kommt nur die Einzelpolausführung nach Abb. 5 in Frage [6].

Wir betrachten auch hier wieder die Maschine bei synchroner Drehzahl am starren Netz arbeitend (Abb. 2) und ermitteln den Ständerstrom \mathfrak{I} wieder aus den beiden Teilströmen \mathfrak{I}_I (Maschine unerregt am Netz) und \mathfrak{I}_{II} (Maschine erregt, primär kurzgeschlossen).

Bei der Vollpolmaschine war der Strom \mathfrak{I}_I unabhängig von der Winkelstellung des Polrades (entsprechend α) reiner Blindstrom konstanter Größe (Abb. 4). Bei der Einzelpolausführung liegen im Gegensatz hierzu die Verhältnisse anders. Der Drehfluß der Maschine, der zur Erzeugung der der Netzspannung das Gleichgewicht haltenden Maschinenspannung erforderlich ist, ist bei konstanter Netzspannung naturgemäß auch konstant und unabhängig von der Läuferlage, so wie auch bei der Vollpolmaschine. Der zur Erzeugung dieses Flusses erforderliche Strom

— in unserem Fall, wo der Erregerstrom i abgeschaltet ist, der Strom J_I — wird aber verschieden sein, je nachdem, ob der Läufer so mit dem Drehfluß umläuft, daß der Schwerpunkt des Flusses in die Richtung der Polachse ($A - A'$, Abb. 5) oder in Richtung senkrecht dazu ($B - B'$) fällt. Im ersten Fall findet der Fluß einen Weg geringen magnetischen Widerstandes, im zweiten einen solchen wesentlich größeren Widerstandes, da er sich jetzt gerade in der Pollücke mit dem großen Luftspalt ausbilden muß. Entsprechend muß im zweiten Fall die den Fluß erzeugende Durchflutung, also damit der Strom J_I wesentlich größer werden als im ersten. Bei Zwischenstellungen (zwischen $A - A'$ und $B - B'$) wird sich ein Zwischenwert des Stromes einstellen. Während nun aber in den ausgezeichneten Stellungen ($A - A'$ und $B - B'$) in der unerregten Maschine genau so wie auch bei der Vollpolmaschine kein Moment auftritt, bildet sich in den Zwischenstellungen ein Moment, das sogenannte Reaktionsmoment aus. Der Drehfluß übt auf das Polrad ein Moment aus und versucht es in die Richtung $A - A'$, also in die Stellung geringsten magnetischen Widerstandes zu ziehen. Dem auftretenden Moment entspricht bei der synchronen Drehzahl eine bestimmte Leistung, so daß also die Maschine jetzt auch in unerregtem Zustand Wirkstrom aufnimmt oder abgibt. Wir sehen aus vorstehenden Überlegungen, daß einmal der Strom \mathfrak{J}_I nicht mehr konstant unabhängig vom Winkel α bleibt, und daß er außerdem, abgesehen von zwei Grenzstellungen, nicht mehr reiner Blindstrom bleibt, sondern eine Wirkkomponente besitzt. Unter gewissen Annahmen bzw. Vernachlässigungen kann hier gesetzt werden:

$$\mathfrak{J}_I = \frac{\mathfrak{U}}{j k'} - \frac{\mathfrak{U}}{j k''} e^{j^2 \alpha} = \mathfrak{J}'_I + \mathfrak{J}''_I e^{j^2 \alpha} = \mathfrak{U} \mathfrak{U}, \quad (6)$$

wobei \mathfrak{U} den vom Winkel α abhängigen Leitwert der unerregten Maschine darstellt. k' und k'' haben folgende Bedeutung:

$$k' = \frac{2k}{1 + \frac{k}{k_q}}, \quad (7)$$

$$k'' = \frac{2k}{\frac{k}{k_q} - 1}. \quad (8)$$

k ist die Synchronreaktanz, die sich ergibt, wenn die Flußrichtung mit der Polmitte ($A - A'$, Abb. 5) zusammenfällt (reiner Längsfluß),

und k_q die geringere Synchronreaktanzen, die sich ergibt, wenn der Fluß sich gerade in der Polflücke ausbilden muß ($B - B'$, Abb. 5) (reiner Querfluß). Praktisch liegt das Verhältnis von $k_q : k$ etwa

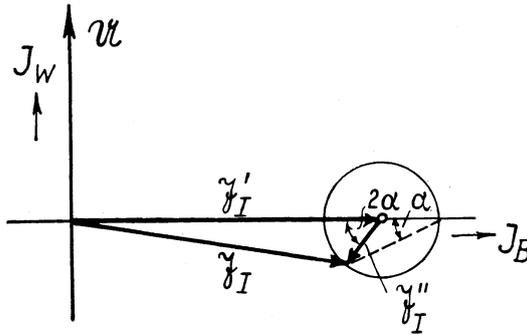


Abb. 6. Stromdiagramm der unerregten Einzelpolmaschine

zwischen 0,7 und 0,8. (In Abb. 6 ist der geringere Wert 0,7 angenommen.)

Wir können somit den Strom \mathfrak{J}_I , der wie auch bei der Vollpolmaschine proportional ist der Klemmenspannung, aber außerdem hier noch abhängig ist von der Polradstellung (α), ermitteln,

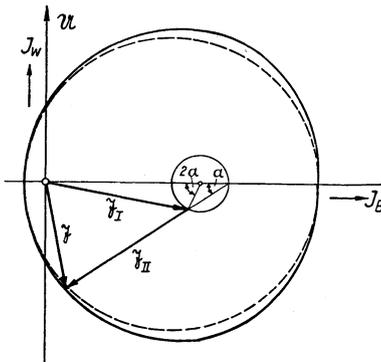


Abb. 7. Stromdiagramm der erregten Einzelpolmaschine

wenn wir die Synchronreaktanzen bei reinem Längsfluß (k) und außerdem das Verhältnis von Quer- zu Längsreaktanzen k_q/k kennen. Die Synchronreaktanzen k kann, wie bei der Vollpolmaschine gezeigt, aus Leerlauf- und Kurzschlußkennlinie entnommen werden, k_q/k muß unter Umständen geschätzt werden. Die Ortskurve für den Endpunkt des Stromvektors \mathfrak{J}_I nach Gl. (6) ist wieder ein Kreis, wie er in Abb. 6 dargestellt ist.

Der Strom \mathfrak{J}_{II} bleibt, wie bei der Vollpolmaschine

$$\mathfrak{J}_{II} = -\frac{u_{0i}}{j k} e^{j\alpha}. \quad (9)$$

Da der Strom \mathfrak{J}_{II} eine Durchflutung ergibt, die der Sekundär- durchflutung entgegenwirkt (Kurzschlußstrom!), diese aber nur in der Längsrichtung (Polmitte!) magnetisierend wirkt, ist in Gl. (9) die Längsreaktanz k einzusetzen.

Bei der Zusammensetzung von \mathfrak{J}_I und \mathfrak{J}_{II} muß beachtet werden, daß \mathfrak{J}_I jetzt ebenso wie \mathfrak{J}_{II} von der Polradstellung, also vom Winkel α abhängig ist. Abb. 7 zeigt, wie die beiden Ströme zu addieren sind sowie auch gleich das Gesamtortsdigramm für $\mathfrak{J} = \mathfrak{J}_I + \mathfrak{J}_{II}$, das eine Pascalsche Schnecke darstellt. ($k_a/k = 0,7$.) In Abb. 7 ist auch noch der Ortskreis (— — —) eingezeichnet, der sich ergeben würde, wenn die Maschine als Vollpolmaschine mit der reinem Längsfluß entsprechenden Reaktanz ausgeführt wäre. Bei den Stabilitätsuntersuchungen werden wir im allgemeinen mit diesem Ersatzkreis arbeiten, der, wie aus Abb. 7 ersichtlich, eine etwas geringere Kippleistung der Maschine ergeben würde.

c) Einfluß der Verluste

Wir haben bisher den Ständerwiderstand als reine Reaktanz (k) angenommen, den Ohmschen Widerstand, der ja immer vorhanden sein muß, und damit die Stromwärmeverluste also vernachlässigt. Bei einer Berücksichtigung des Widerstandes (r) ändern sich die beiden Gleichungen (1) und (2) in:

$$\mathfrak{J}_I = \frac{U}{r + jk}. \quad (1a)$$

$$\mathfrak{J}_{II} = - \frac{U_{0i}}{r + jk} e^{j\alpha}. \quad (2b)$$

Wir können den Einfluß von r auf \mathfrak{J}_I und \mathfrak{J}_{II} sofort abschätzen, wenn wir berücksichtigen, daß die primären Kupferverluste bei größeren Maschinen, wie sie ja allein für Energieübertragung auf große Entfernungen in Frage kommen, bei etwa 0,5 bis 1,5 % von der Normalleistung der Maschine liegen. Wir können also für r setzen:

$$r \approx (0,005 \text{ bis } 0,015) \frac{U_n \cdot J_n}{J_n^2} = 0,005 \text{ bis } 0,015 \frac{U_n}{J_n}.$$

Wir haben früher festgestellt, daß das Leerlaufkurzschlußverhältnis

$$\frac{J_{k0}}{J_n} = \frac{U_n}{kJ_n} \approx 0,6 \text{ bis } 1,0 \text{ ist, also}$$

$$k \approx (1,67 \text{ bis } 1,0) \frac{U_n}{J_n}.$$

Daraus ergibt sich, daß r/k zwischen 0,015 und 0,003 liegt, d. h. daß der Ohmsche Widerstand den Maschinenstrom praktisch überhaupt nicht beeinflußt, also ohne Bedenken bei den Stabilitätsuntersuchungen vernachlässigt werden kann. Ähnlich liegen die Verhältnisse bei den Eisen- und sekundären Kupferverlusten, die im allgemeinen mechanisch gedeckt werden und die bei großen Maschinen auch zusammen 1,5 bis höchstens 3% von der Normalleistung betragen. Auch sie können ohne weiteres vernachlässigt werden, sie verringern bei Generatorbetrieb die dem Generator von der Kraftmaschine zugeführte Leistung um den oben angegebenen sehr geringen Betrag.

d) Einfluß der Sättigung

Praktisch ergibt sich als Leerlaufkennlinie einer normalen Synchronmaschine nicht eine Gerade, wie in Abb. 3 gezeichnet, sondern eine gekrümmte Kurve, wie in Abb. 8 dargestellt.

Arbeitet die Maschine mit Normalspannung (U_n) an den Klemmen und ist auch die innere Spannung der Maschine (Klemmenspannung + Streuspannung) nicht wesentlich von der Normalspannung verschieden ($\cos \varphi = 1,0$, so daß die Streuspannung etwa senkrecht auf der Klemmenspannung steht), so kann die wirksame Synchronreaktanz k der Maschine mit genügender Genauigkeit aus den Leerlauf- und Kurzschlußkennlinien, wie an Hand von Abb. 3 gezeigt, entsprechend Gl. (4) zu

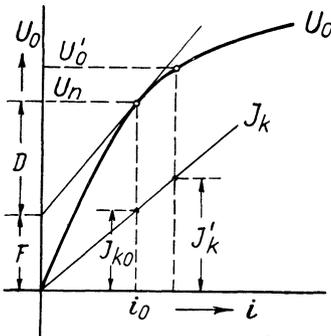


Abb. 8. Leerlauf- und Kurzschlußkennlinien einer Synchronmaschine

$$k = \frac{U_n}{J_{k0}}$$

ermittelt werden, so daß damit nach Gl. (1) auch J_I festliegt¹⁾.

¹⁾ Genauer $k = \frac{U_n}{J_{k0}} + k_s \left(1 - \frac{k_h}{k_{h0}}\right)$, dabei sind k_h die dem Primärfeld und k_s die dem primären Streufeld entsprechenden Reaktanzen ($k = k_h + k_s$) und k_{h0} die Hauptreaktanz im geradlinigen Teil der Kennlinie. $\frac{k_s}{k} \sim 0,08$ bis $0,13$; $1,0 \cong \frac{k_h}{k_0} \cong 0,8$, so daß das Glied $k_s \left(1 - \frac{k_h}{k_{h0}}\right) \cong k \cdot 0,026$.

Auch der Strom J_{II} kann aus der Kurzschlußkennlinie als der Kurzschlußstrom bei der eingestellten Erregung (i) entnommen werden.

Das aus den so ermittelten Teilströmen sich ergebende Stromdiagramm gibt genügend genaue Werte, solange die innere Maschinen- spannung etwa gleich der Klemmenspannung bleibt, solange also etwa mit $\cos \varphi = 1,0$ oder im Leerlauf ohne Blindleistungsabgabe gearbeitet wird. Wird die Maschine im Leerlauf mit starker Blindlastabgabe betrieben, so addiert sich die Streuspannung direkt phasengleich zur Klemmenspannung und die innere Spannung wird um den vollen Streuspannungsbetrag (bei Vollaststrom etwa 13 % von U_n) größer als die Klemmenspannung. Die für diesen Betriebsfall geltende Synchronreaktanz k' kann ebenfalls aus den Leerlauf- und Kurzschlußkennlinien (Abb. 8) gerechnet werden, es wird hier

$$k' = \frac{U'_0}{J'_k}, \quad (10)$$

wobei U'_0 die auftretende innere Spannung und J'_k den Kurzschlußstrom bei einer Erregung bedeutet, die die Spannung U'_0 erzeugt. Die Größe des Stromes J_{II} bleibt praktisch die gleiche, wie bei Betrieb mit $\cos \varphi = 1,0$.

Im Gebiet um $\cos \varphi = 1,0$ bzw. bei geringer Blindstromabgabe muß also mit einem Stromdiagramm gerechnet werden, das mit k nach Gl. (4), bei starker Blindstromabgabe mit einem solchen, das mit k' nach Gl. (10) ermittelt ist.

e) Einfluß der Klemmenspannung

Wichtig für die Stabilitätsbetrachtungen ist noch die Abhängigkeit des Stromdiagrammes von der Klemmenspannung, die daher noch besonders untersucht werden soll. Der Gl. (5) für das Stromdiagramm können wir entnehmen, daß nur der Strom J_I abhängig ist von der Klemmenspannung und daß er, solange wir ohne Sättigung arbeiten, einfach verhältnismäßig mit der Klemmenspannung steigt und fällt. Der Strom J_{II} ist unabhängig von der Klemmenspannung gegeben nur durch die Leerlaufspannung bzw. den eingestellten Erregerstrom; der Radius des Kreises bleibt also auch bei Änderung der Klemmenspannung erhalten. Damit bleibt also der maximale Wirkstrom, den die Maschine aufnimmt oder abgibt, auch unabhängig von der Klemmenspannung, und die maximale Leistung ($J_{W \max} \cdot U$) steigt und fällt einfach verhältnismäßig mit der Spannung.

Während das über den Strom J_{II} Gesagte auch bei gekrümmter Leerlaufkennlinie gilt, muß die Abhängigkeit des Stromes J_I von der Klemmenspannung für diesen Fall noch näher untersucht werden. Man wird bestrebt sein, die Generatoren möglichst mit ihrer Normalspannung zu betreiben und sieht daher auch immer selbsttätige Spannungsregler vor, die dafür sorgen, daß Spannungsänderungen schnell wieder beseitigt werden. Mit großen Spannungsänderungen braucht infolgedessen im Normalbetrieb, wenn nicht eine besondere Störung auftritt, nicht gerechnet zu werden. Wir untersuchen

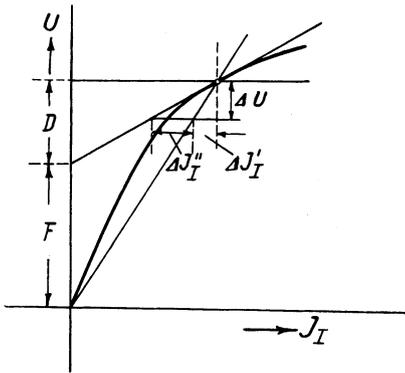


Abb. 9. Ersatz der Leerlaufkennlinie einer Synchronmaschine durch ihre Tangente im Betriebspunkt

deshalb die Änderung des Stromes J_I (Maschine unerregt am Netz) nur bei verhältnismäßig kleinen Spannungsänderungen. Nach Abb. 9, in der für den Erregerstrom i der diesem proportionale Strom J_I eingeführt ist, ersetzen wir die Leerlaufkennlinie im Betriebspunkt (Normalspannung bei $\cos \varphi = 1,0$ oder höhere Spannung bei Blindlastabgabe) durch ihre Tangente. Wir können dann nach Abb. 9 bei einer beliebigen kleinen Spannungsabweichung (ΔU) von der

Normalspannung für die dann auftretende kleine Abweichung des Stromes J_I vom Strom bei Normalspannung J_{In} (ΔJ_I) setzen:

$$\Delta J_I = \Delta J_I' + \Delta J_I'' = \frac{\Delta U}{k} + \frac{\Delta U}{k} \frac{F}{D} = \frac{\Delta U}{k} + \frac{\Delta U}{k} \mu. \quad (11)$$

Wir haben also ein zusätzliches Glied $\left(\frac{\Delta U}{k} \cdot \mu\right)$, durch das die Stromänderung größer wird als bei ungesättigter Maschine und gleicher Synchronreaktanzen im Betriebspunkt (dabei μ der „Sättigungsgrad“ F/D).

Die bei kleinen Spannungsänderungen wirksame Reaktanz k_w wird demnach:

$$k_w = \frac{\Delta U}{\Delta J_I} = \frac{k}{1 + \mu}. \quad (12)$$

Bei der Energieübertragung über große Entfernungen werden vielfach mit Rücksicht auf Spannungshaltung und Stabilität leerlaufende Synchronmaschinen (Phasenschieber) verwendet, auf Grund der vorstehend gefundenen allgemeinen Beziehungen für die Synchronmaschine soll daher noch das Verhalten der leerlaufenden Maschine näher betrachtet werden.

Wir haben gesehen, daß der Strom J_{II} nur abhängig ist von der Erregung, der Strom J_I nur abhängig von der Klemmenspannung. Im Leerlauf, den wir jetzt allein betrachten wollen, wirken beide gegeneinander (Abb. 4). Nehmen wir zunächst geradlinige Leerlaufkennlinie der Maschine an, so wird der tatsächliche Strom J , der immer reiner Blindstrom bleibt:

$$J = \frac{U}{k} - J_{II}. \tag{13}$$

In Abb. 10 ist der Verlauf von J abhängig von U für verschiedene Werte von J_{II} , also verschiedene Erregung aufgezeichnet.

Für den in Abb. 10 mit c' bezeichneten Fall ist noch gezeigt, wie ein Arbeiten im stark gesättigten Teil der Leerlaufkennlinie die Strom-Spannungskennlinie beeinflusst; die wirk-
samen scheinbare Reaktanz

wird wesentlich kleiner ($k'_w = \frac{\Delta U'}{\Delta J'}$ gegen $k_w = \frac{\Delta U}{\Delta J}$ bei ungesättigter Maschine nach Abb. 10).

Bei den Kurven Abb. 10 ist angenommen, daß bei der Änderung der Spannung der eingestellte Erregerstrom konstant bleibt. Praktisch wird man solche Phasenschieber zweckmäßigerweise aber mit schnellarbeitenden, selbsttätigen Spannungsreglern ausrüsten, die durch Änderung der Erregung, also damit des abgegebenen Blindstromes dafür sorgen, daß an der Netzstelle, an der der Phasenschieber eingesetzt ist, die Spannung möglichst konstant bleibt. Es läßt sich in diesem Fall, wenigstens für den stationären Betrieb, eine Kennlinie nach Abb. 11 erzielen. Innerhalb seines Regelbereichs hält der

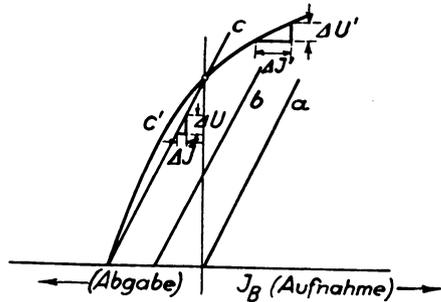


Abb. 10. Strom-Spannungskennlinie einer leerlaufenden Synchronmaschine (ohne Regler) bei verschiedener Erregung. (a ohne, b mit halber, c mit voller Leerlauferregung, c' wie c, aber mit Sättigung.)

Spannungsregler die Spannung durch Änderung des abgegebenen Blindstroms vollkommen konstant. Erst wenn der Regler schließlich den höchst- oder kleinstmöglichen Erregerstrom eingestellt hat, geht die horizontale Kennlinie in die eine oder andere diesen Er-

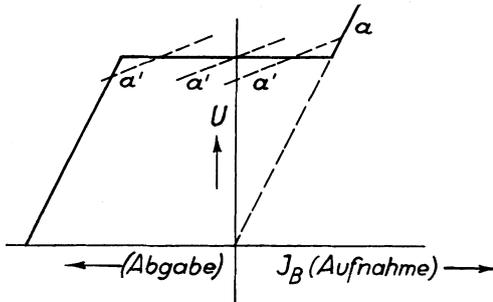


Abb. 11. Strom-Spannungskennlinie einer leerlaufenden Synchronmaschine mit Spannungsregler. (*a* bei langsamen, *a'* bei schnellen Spannungsänderungen.)

regerströmen entsprechende Kennlinie über, die mit den in Abb. 10 gezeichneten übereinstimmen.

Treten sehr plötzlich Spannungsschwankungen, also Spannungstöße auf, so kann natürlich ein Schnellregler, vor allem wegen der magnetischen Trägheit des Polrades, nicht vollkommen ohne Zeit-

verlust wieder die richtige Spannung einstellen. Durch einen guten Schnellregler gelingt es aber doch, auch bei solchen Spannungstößen wenigstens die innere Spannung der Maschine (Netzspannung verringert bzw. bei Übererregung erhöht um den Streuspannungsabfall) konstant zu halten [7]. Der sich einstellende Blindstrom wird also vorübergehend nur von der Spannungsänderung und der Streureaktanz der Ständerwicklung abhängen. Die Streureaktanz ist aber wesentlich kleiner als die Synchronreaktanz, infolgedessen ergeben sich jetzt vorübergehend bei Spannungstößen Kennlinien, wie sie in Abb. 11 gestrichelt eingezeichnet sind (*a'*). Die wirksame

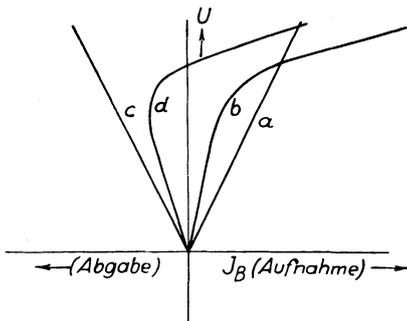


Abb. 12. Strom-Spannungskennlinie von Drosselspulen und Kondensatoren. (*a* ungesättigte, *b* gesättigte Drosselspule, *c* Kondensator, *d* Kondensator mit gesättigter Drosselspule.)

Reaktanz (k_w) ist also jetzt wesentlich kleiner, als aus den Kurven Abb. 10 sich ergeben würde. Für den Streuspannungsabfall bei Nennstrom kann (in dem angenommenen Betriebsfall) mit etwa

Reaktanz (k_w) ist also jetzt wesentlich kleiner, als aus den Kurven Abb. 10 sich ergeben würde. Für den Streuspannungsabfall bei Nennstrom kann (in dem angenommenen Betriebsfall) mit etwa

20 % der Nennspannung gerechnet werden, so daß sich damit eine wirksame Reaktanz von

$$k_w \approx 0,2 \cdot \frac{U_n}{J_n}$$

ergibt, gegenüber einer Synchronreaktanz von 1,0 bis 1,67 U_n/J_n .

Zum Vergleich mit den Kurven Abb. 10 sind in Abb. 12 noch die Strom-Spannungskennlinien, die sich für eine ungesättigte Drosselspule (Transformator), eine gesättigte Drosselspule (Transformator), einen Kondensator und eine Parallelschaltung von Kondensator mit gesättigter Drosselspule ergeben, aufgezeichnet. Je nach der Spannung im Betriebsfall kann auch bei diesen Kurven eine scheinbare wirksame Reaktanz aus $\frac{\Delta U}{\Delta J} = k_w$ ermittelt werden. Wir sehen, daß die Kurve *d* (gesättigte Drosselspule mit parallelgeschaltetem Kondensator) in einem gewissen Bereich einen ganz ähnlichen Verlauf zeigt, wie die Kennlinien der leerlaufenden Synchronmaschine (Abb. 10).

II. Asynchronmaschinen

Wir betrachten die Asynchronmaschine zunächst wieder am starren Netz, und zwar nehmen wir zunächst an, daß sie im Läufer einfach kurzgeschlossen ist (Abb. 13) [8]. Die Verluste sollen vernachlässigt werden und außerdem soll geradlinige Leerlaufkennlinie angenommen werden. (Verluste betragen bei großen Maschinen auch nur wenige % der Normalleistung. Praktisch ausgeführte Maschinen arbeiten im allgemeinen mit geringer Sättigung. Die angegebenen Vernachlässigungen werden also in den meisten Fällen keine großen Abweichungen von den tatsächlichen Verhältnissen ergeben.)

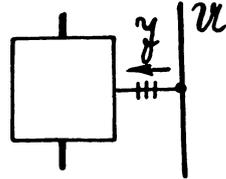


Abb. 13. Asynchronmaschine am starren Netz

Bei synchroner Drehzahl $\left(n_s = \frac{f \cdot 60}{p} \right)$ und außerdem bei sehr hoher (theoretisch bei unendlich hoher) Drehzahl nimmt die Asynchronmaschine (bei unseren Vernachlässigungen) reinen Blindstrom auf, und zwar bei Leerlauf:

$$\mathfrak{I}_0 = \frac{u}{j k} \tag{14}$$

und bei unendlich hoher Drehzahl:

$$\mathfrak{J}_\infty = \frac{U}{j \sigma k}. \quad (15)$$

Dabei ist k die Gesamtprimärreaktanz (Synchronreaktanz) der Maschine und σ der Gesamtstreuungskoeffizient ($\sigma = 1 - \frac{k_{12}}{k_1 k_2}$, wobei k_{12} die Wechselreaktanz zwischen Primär- und Sekundärwicklung und k_2 die Sekundärreaktanz bedeuten). Bei praktisch ausgeführten Maschinen liegt J_0 zwischen $0,25$ und $0,35 \cdot J_n$ und σ zwischen $0,07$ und $0,12$, wobei sowohl für J_0 als auch für σ die größeren Werte für langsamlaufende, vielpolige Maschinen gelten.

Bei allen anderen Drehzahlen, die zwischen der synchronen und $\pm \infty$ liegen, besitzt der Maschinenstrom eine Wirkkomponente. Als Stromdiagramm bei konstanter Klemmenspannung und ver-

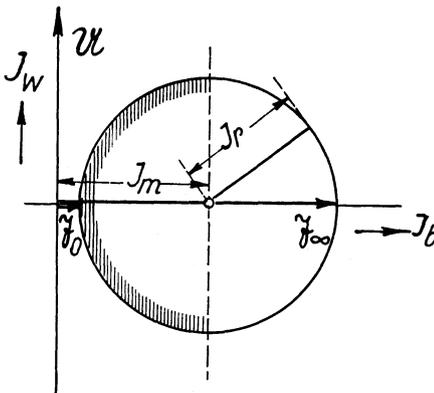


Abb. 14. Stromdiagramm der Asynchronmaschine am starren Netz (Heyland-Diagramm)

änderlicher Drehzahl ergibt sich der Heyland-Kreis nach Abb. 14 mit dem Mittelpunkt auf der Blindstromachse im Abstand

$$J_m = \frac{U(1 + \sigma)}{2 \sigma k} \quad (16)$$

und dem Radius

$$J_r = \frac{U(1 - \sigma)}{2 \sigma k}. \quad (17)$$

(J_m und J_r errechnet sich sehr einfach aus den beiden Kreispunkten für J_0 und J_∞ .)

Auch hier ergibt sich (von besonderen Betriebsfällen abgesehen) nur im linken Teil des Stromdiagramms stabiler Betrieb, wie nach ganz ähnlichen Überlegungen, wie sie bei der Synchronmaschine angestellt wurden, festgestellt werden kann.

Das Stromdiagramm nach Abb. 14 können wir auch als Leitwertdiagramm auffassen, wir brauchen nur die verschiedenen Ströme durch die Spannung U zu dividieren oder einfach den Maßstab entsprechend zu ändern. Wir sind damit vollkommen unabhängig geworden von der Klemmenspannung, die ja bei unseren Stabilitätsuntersuchungen nicht vollkommen konstant bleiben wird. Be-

zeichnen wir den Leitwert der Maschine bei bestimmter Drehzahl (bestimmtem Schlupf) mit \mathfrak{U} , so können wir für den entsprechenden Strom einfach schreiben

$$\mathfrak{J} = \mathfrak{U} \cdot \mathfrak{U}. \quad (18)$$

Gl. (18) sagt aus, daß unser Stromdiagramm Abb. 14 und damit auch der maximale Wirkstrom proportional mit der Klemmenspannung größer bzw. kleiner wird, also die maximale Wirkleistung quadratisch abhängig ist von der Klemmenspannung.

Es wird sich bei den Untersuchungen der Asynchronmaschine mit Leitung zeigen, daß die Maschine in dieser einfachen Schaltung ungeeignet ist für Energielieferung über eine längere Leitung, daß

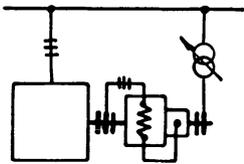


Abb. 15. Leerlaufende Asynchronmaschine mit kompensiertem Frequenzwandler als Phasenschieber

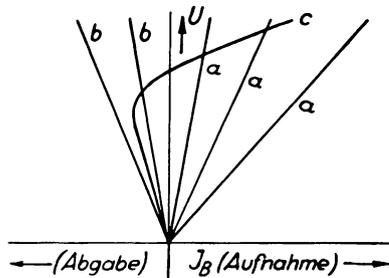


Abb. 16. Strom-Spannungskennlinien eines Asynchronphasenschlebers. (a unter-, b überregert, c mit Kunstschaltung.)

aber bei entsprechender sekundärer Erregung durch Hilfsmaschinen unter Umständen günstigere Übertragungsbedingungen erzielt werden können als mit Synchronmaschinen. Bei diesen Sonderschaltungen wird das Leitwertdiagramm der Asynchronmaschine zwar verändert, aber die Gl. (18) behält auch weiterhin ihre Gültigkeit, nur ergibt sich dann bei bestimmter Drehzahl für \mathfrak{U} , eben ein anderer Wert als bei der einfachen Schaltung nach Abb. 13. Wesentlich ist, daß der Strom \mathfrak{J} immer nur von der Netzspannung und dem entsprechenden Leitwert der Maschine bzw. dem Scheinwiderstand abhängig ist, daß also gewissermaßen der Strom \mathfrak{J}_{II} , der bei der Synchronmaschine auftritt und der von einer eingepprägten fremden Spannung (U_0) herrührt, hier wegfällt. Wir bezeichnen solche Maschinen als reine Widerstandsmaschinen im Gegensatz zu den Maschinen mit eingepprägter Spannung, wie z. B. der Synchronmaschine.

Da auch leerlaufende Asynchronmaschinen mit Läufererregung z. B. durch kompensierte Frequenzwandler nach Abb. 15 als Phasenschieber verwendet werden, soll auch noch kurz auf die Strom-Spannungskennlinie einer solchen Anordnung eingegangen werden.

Wir haben es auch bei dieser Schaltung mit einer reinen Widerstandsmaschine zu tun (die Erregung ist hier nicht konstant, sondern verhältnisgleich der Klemmenspannung) und bekommen daher Kennlinien nach Abb. 16, die bei Untererregung den Kennlinien ungesättigter Drosseln, bei Übererregung den Kennlinien von Kondensatoren entsprechen. Durch besondere Kunstschaltungen (stark gesättigte Drosselspule in Reihe mit ungesättigter im Erregerkreis des Frequenzwandlers [9]) gelingt es aber auch bei Asynchron-Phasenschiebern Kennlinien zu erzielen, die denen der Synchronmaschine ähnlich werden. In Abb. 16 ist eine solche Kennlinie (c) mit eingezeichnet.

Während bei der Synchronmaschine der maximale Blindstrom, den sie im unerregten Zustand aufnehmen kann, gegeben ist durch J_I , also durch das Leerlauf-Kurzschlußverhältnis (S. 6), kann bei der Asynchronmaschine dieser aufgenommene Blindstrom durch Gegenerrregung auf einen sehr großen Wert gesteigert werden; er ist praktisch nur durch die Erwärmung der Maschine begrenzt.

III. Drehstromfernleitung

a) Leitungskonstanten

α) Ohmscher Widerstand. Jede Leitung besitzt zunächst einen gewissen Ohmschen Widerstand, der sich je km Leitungslänge für jeden Strang sehr einfach rechnen läßt zu

$$r = \frac{1000 \cdot \varrho}{q} \text{ (Ohm/km)}. \quad (19)$$

Dabei ist ϱ der spezifische Widerstand des verwendeten Leitermaterials, in Ohm/m/mm² und q der Querschnitt des Leiters in mm². Da bei den großen Entfernungen und großen Leistungen, auf die sich unsere Stabilitätsuntersuchungen in der Hauptsache beschränken sollen, entweder Kupferhohlseile oder Stahl-Aluminiumseile (Aluminium mit Stahlseele) verwendet werden, kann die Wirkung der sonst bei Vollseilen unter Umständen merklich auftretenden Stromverdrängung ohne weiteres vernachlässigt werden.

β) Induktivität der Freileitung. Wird ein Leiter von Strom durchflossen, so bildet sich um den Leiter ein magnetisches Feld aus. Bei Änderung des Stromes ändert sich auch das Feld und im Leiter wird dadurch eine Spannung, eine Selbstinduktionsspannung erzeugt. Bei einer Drehstromfernleitung (Einfachleitung) haben wir es nun mit drei Leitern zu tun, die mit verhältnismäßig geringem Abstand parallel geführt werden. Den drei Strömen in den drei Leitern entsprechend bilden sich drei fiktive Wechselfelder aus, und in jedem Leiter werden außer der Spannung vom eigenen Wechselfeld auch noch Spannungen, Wechselinduktionsspannungen, von den zwei benachbarten Wechselfeldern herrührend, erzeugt. Wir bekommen daher z. B. im Leiter 1 mit dem Strom \mathfrak{I}_1 (sinusförmiger Wechselstrom angenommen) eine Spannung

$$\mathfrak{E}_{1L} = -j\mathfrak{I}_1 \omega L_1 - j\mathfrak{I}_2 \omega L_{21} - j\mathfrak{I}_3 \omega L_{31}. \quad (20)$$

Dabei ist L_1 die Selbstinduktion des Leiters 1, L_{21} die Wechselinduktion zwischen Leiter 2 und 1 und L_{31} die zwischen 3 und 1 für einen bestimmten Leitungsabschnitt, und $\mathfrak{I}_1, \mathfrak{I}_2, \mathfrak{I}_3$ die Ströme in diesem Abschnitt. Je nach der Anordnung der Leiter auf den Masten werden diese Wechselinduktionen verschieden und damit auch die Spannungen in den drei Strängen $\mathfrak{E}_1, \mathfrak{E}_2$ und \mathfrak{E}_3 , so daß sich damit bei größeren Entfernungen eine Unsymmetrie im Spannungssystem ergeben würde. Um diese Unsymmetrie zu vermeiden, vertauscht man in gewissen Abständen die Stellung der Leiter am Mast, man verdreht die Leiter und kann dann für L_{21}, L_{31} und L_{23} mit einem mittleren gleichen Wert rechnen. Wir können daher $L_{21} = L_{31} = L_{23} = L_{ik}$ und außerdem auch $L_1 = L_2 = L_3 = L_i$ setzen.

Da im Drehstromsystem die Summe der Ströme Null sein muß, also

$$\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2 + \mathfrak{I}_3 = 0, \quad (21)$$

erhalten wir nun für Gl. (20) durch Eliminieren von \mathfrak{I}_2 und \mathfrak{I}_3 :

$$\mathfrak{E}_{1L} = -j\mathfrak{I}_1 \omega (L_i - 2L_{ik}) = -j\mathfrak{I}_1 \omega L. \quad (22)$$

Wir berücksichtigen also die Wirkung der benachbarten Leiter durch Einführen einer scheinbaren Betriebselbstinduktion L und brauchen dann die Ströme der benachbarten Leiter weiterhin nicht mehr zu berücksichtigen [10].

Die Betriebselbstinduktion je km (L) wird (angenähert)

$$L = 2 \cdot 10^{-4} \ln \frac{A}{R} \text{ (Hy/km)},$$

wobei $A = \sqrt[3]{A_{12} \cdot A_{23} \cdot A_{31}}$ und $R = \sqrt[3]{R_1 \cdot R_2 \cdot R_3}$ und darin A_{12} , A_{23} , A_{31} die drei Abstände der Leiter gegeneinander und R_1 , R_2 , R_3 die Halbmesser der Leiter bedeuten (beide Größen in gleichen Längeneinheiten gemessen).

γ) Kapazität der Freileitung. Zwischen den Leitern und zwischen Leiter und Erde bilden sich, sobald eine entsprechende Spannungsdifferenz auftritt, elektrische Felder aus. Ändert sich diese Spannungsdifferenz, wie es bei Wechselstrom ja dauernd der Fall ist, so muß sich die Ladung auf den einzelnen Leitern ändern, d. h. es tritt ein kapazitiver Ladestrom auf. Der Ladestrom im Leiter 1 wird z. B.

$$\mathfrak{J}_{1C} = j \mathfrak{U}_{01} \omega C_{10} + j \mathfrak{U}_{21} \omega C_{12} + j \mathfrak{U}_{31} \omega C_{13}. \quad (23)$$

Dabei ist C_{10} die Kapazität von Leiter 1 gegen Erde und C_{12} bzw. C_{13} die Kapazitäten von 1 gegen 2 bzw. 3 für einen bestimmten Leitungsabschnitt und \mathfrak{U}_{01} , \mathfrak{U}_{21} , \mathfrak{U}_{31} die entsprechenden Spannungen in diesem Abschnitt. Bei guter Verdrehung wird

$$C_{10} = C_{20} = C_{30} \equiv C' \quad (24)$$

und

$$C_{12} = C_{23} = C_{31} \equiv C''. \quad (25)$$

Außerdem ist beim symmetrischen Drehstromsystem

$$\mathfrak{U}_{21} + \mathfrak{U}_{31} = 3 \mathfrak{U}_{01}, \quad (26)$$

so daß wir für Gleichung (23) bekommen:

$$\mathfrak{J}_{1C} = j \mathfrak{U}_{01} \omega (C' + 3 C'') \equiv j \mathfrak{U}_{01} \omega C. \quad (27)$$

Wir haben also auch hier unser Drehstromsystem durch Einführen der Betriebskapazität C auf ein Einphasensystem zurückgeführt. Die Betriebskapazität je km (C) wird (mit großer Annäherung)

$$C = \frac{1}{9} \cdot 10^{-6} \frac{1}{2 \ln \frac{A}{R}} \text{ F/km},$$

wobei A und R wieder wie bei der Betriebselbstinduktion zu bestimmen sind.

δ) Ableitung. Der Ableitungswiderstand (r_A) (Isolationswiderstand gegen Erde) liegt bei Freileitungen sehr hoch, man kann mit etwa

$$r_A \geq 20 \cdot 10^6 \text{ Ohm/km}$$

rechnen. Ohne merklichen Fehler können wir ihn bei unseren Untersuchungen als ∞ groß annehmen.

Leitungskonstanten bei Kabeln. Bei Kabeln werden die Leitungskonstanten am zweckmäßigsten an einem ausgeführten Kabelstück festgestellt, da besonders bei Dreileiterkabeln die genaue Berechnung der Selbstinduktion und der Kapazität ziemlich erhebliche Schwierigkeiten bietet.

b) Strom- und Spannungsverlauf längs der Leitung

Wir denken uns ein kurzes Stück aus einer beliebig langen Leitung herausgeschnitten (Abb. 17) und untersuchen zunächst die Änderung von Strom und Spannung längs dieses kurzen Stückes [4]. Gehen wir von Strom und Spannung im Punkt 2 unserer Leitung aus ($\mathfrak{I}_2, \mathfrak{U}_2$) und betrachten diese beiden Größen im Punkt 1, der nahe bei 2 liegen soll, so werden sie sich etwas geändert haben.

Wir können setzen:

$$\mathfrak{I}_1 = \mathfrak{I}_2 + \Delta \mathfrak{I} \tag{28}$$

und

$$\mathfrak{U}_1 = \mathfrak{U}_2 + \Delta \mathfrak{U}. \tag{29}$$

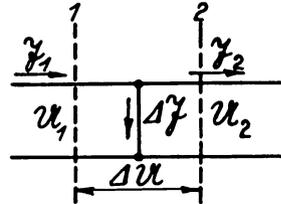


Abb. 17. Kurzes Stück einer beliebig langen Fernleitung

$\Delta \mathfrak{I}$ ist der kleine Strom, der in die Parallelkapazitäten fließt und $\Delta \mathfrak{U}$ ist der kleine Spannungsabfall, der in dem Reihenwiderstand zwischen 2 und 1 auftritt. Wir können setzen:

$$\Delta \mathfrak{I} = \frac{\mathfrak{U}_1 + \mathfrak{U}_2}{2} \left(\frac{1}{r_A} + j \omega C \right) \Delta x \tag{30}$$

(wobei Δx die kleine Entfernung zwischen 2 und 1 bedeutet und $\frac{\mathfrak{U}_1 + \mathfrak{U}_2}{2}$ die mittlere Spannung zwischen 2 und 1) und

$$\Delta \mathfrak{U} = \frac{\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2}{2} (r + j \omega L) \Delta x. \tag{31}$$

Machen wir die Strecke zwischen 2 und 1 sehr klein, schließlich unendlich klein, so bekommen wir aus den Gln. (30) und (31) die Änderung von Spannung und Strom längs der Leitung an irgendeiner Stelle, die z. B. um x km vom Ende der Leitung entfernt ist.

Es wird:

$$\left(\frac{d\mathfrak{J}}{dx}\right)_x = \mathfrak{U}_x \mathfrak{U}, \quad (32)$$

$$\left(\frac{d\mathfrak{U}}{dx}\right)_x = \mathfrak{J}_x \mathfrak{R}, \quad (33)$$

$$\left(\mathfrak{U} = \frac{1}{r_A} + j\omega C; \quad \mathfrak{R} = r + j\omega L\right).$$

Differentiiert man die Gln. (32) und (33) nochmals, und berücksichtigt die beiden Ausgangsgleichungen, so erhält man

$$\left(\frac{d^2\mathfrak{U}}{dx^2}\right)_x = \mathfrak{U}_x \mathfrak{R} \mathfrak{U}, \quad (34)$$

$$\left(\frac{d^2\mathfrak{J}}{dx^2}\right)_x = \mathfrak{J}_x \mathfrak{R} \mathfrak{U}. \quad (35)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichungen ergibt für \mathfrak{U}_x :

$$\mathfrak{U}_x = K_1 \cdot e^{tx} + K_2 \cdot e^{-tx} \quad (36)$$

und unter Berücksichtigung von Gl. (33)

$$\mathfrak{J}_x = \frac{1}{\mathfrak{Z}} (K_1 \cdot e^{tx} - K_2 \cdot e^{-tx}). \quad (37)$$

In den Gl. (36) und (37) sind K_1 und K_2 Integrationskonstanten, die noch zu bestimmen sind. \mathfrak{f} ist für $\sqrt{\mathfrak{R}\mathfrak{U}}$ (1/km) und \mathfrak{Z} für $\sqrt{\mathfrak{R}/\mathfrak{U}}$ (Ohm) gesetzt. \mathfrak{f} wird als Fortpflanzungskonstante bezeichnet, und \mathfrak{Z} ist der sogenannte Wellenwiderstand der Leitung.

Die Integrationskonstanten K_1 und K_2 bestimmen wir aus Grenzbedingungen, die wir für das Leitungsende festlegen, von dem aus wir die Entfernung x nach dem Leitungsanfang hin messen wollen. Es sei am Leitungsende, also für $x = 0$, gegeben \mathfrak{J}_2 und \mathfrak{U}_2 , also Strom und Spannung nach Größe und Phase. Damit erhalten wir [in Gl. (36) und (37) $x = 0$ gesetzt]

$$K_1 = \frac{\mathfrak{U}_2 + \mathfrak{J}_2 \mathfrak{Z}}{2}, \quad (38)$$

$$K_2 = \frac{\mathfrak{U}_2 - \mathfrak{J}_2 \mathfrak{Z}}{2} \quad (39)$$

und Gln. (36) und (37) werden:

$$\begin{aligned} \mathfrak{U}_x &= \mathfrak{U}_2 \left(\frac{e^{tx} + e^{-tx}}{2} \right) + \mathfrak{J}_2 \mathfrak{Z} \left(\frac{e^{tx} - e^{-tx}}{2} \right) \\ &= \mathfrak{U}_2 \mathfrak{C} \cos \mathfrak{f} x + \mathfrak{J}_2 \mathfrak{Z} \mathfrak{S} \sin \mathfrak{f} x, \end{aligned} \quad (40)$$

$$\mathfrak{J}_x = \mathfrak{J}_2 \mathfrak{C} \cos \mathfrak{f} x + \frac{\mathfrak{U}_2}{\mathfrak{Z}} \mathfrak{S} \sin \mathfrak{f} x. \quad (41)$$

Bei den Gln. (40) und (41) ist zu beachten, daß die dort vorkommenden Ausdrücke \mathfrak{f} und \mathfrak{Z} komplexe Größen darstellen. Vernachlässigen wir aber die Verluste, so wird

$$\mathfrak{f} = \sqrt{\Re \mathfrak{R}} \approx \sqrt{j \omega L \cdot j \omega C} = j \omega \sqrt{LC} \equiv j b \quad (42)$$

eine rein imaginäre Größe und der Wellenwiderstand

$$\mathfrak{Z} = \sqrt{\frac{\Re}{\mathfrak{R}}} \approx \sqrt{\frac{j \omega L}{j \omega C}} = \sqrt{\frac{L}{C}} \equiv z \quad (43)$$

rein reell. Bei Freileitungen von 50 Hz wird ziemlich genau immer $b = 1,05 \cdot 10^{-3}$ 1/km und $z = 375$ Ohm. (Bei Kabeln liegt b etwa zwischen $2,0 \cdot 10^{-3}$ und $4,0 \cdot 10^{-3}$ 1/km und z zwischen 50 und 75 Ω .) Für diesen Fall der verlustfreien Leitung vereinfachen sich die Gln. (40) und (41) und wir erhalten:

$$u_x = u_2 \cos j b x + \mathfrak{Z}_2 z \sin j b x = \underline{u_2 \cos b x + j \mathfrak{Z}_2 z \sin b x}, \quad (44)$$

$$\mathfrak{Z}_x = \mathfrak{Z}_2 \cos b x + j \frac{u_2}{z} \sin b x. \quad (45)$$

Bei kurzen Leitungen ($x \leq 350$ km) vereinfachen sich die Gln. (44) und (45) noch weiter, da dann $\sin b x \approx b x$ und $\cos b x \approx 1,0 - \frac{b x^2}{2!}$

$$(\sin b x = \frac{b x}{1!} - \frac{(b x)^3}{3!} + \dots; \cos b x = 1 - \frac{(b x)^2}{2!} + \frac{b x^4}{4!} - \dots;$$

$b \cdot x = 10^{-3} \cdot 350 = 0,35$), so daß wir erhalten:

$$u_x = u_2 \left(1 - \frac{\omega^2 L C x^2}{2} \right) + j \mathfrak{Z}_2 \omega L x, \quad (46)$$

$$\mathfrak{Z}_x = \mathfrak{Z}_2 \left(1 - \frac{\omega^2 L C x^2}{2} \right) + j u_2 \omega C x. \quad (47)$$

Dafür läßt sich das Ersatzschaltbild (Abb. 18) angeben mit einer Selbstinduktion $L' = L \cdot x$ und zwei gleichen Kapazitäten am Anfang und Ende der Leitung

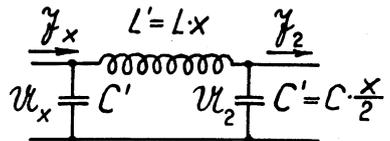


Abb. 18. Ersatzschaltbild für eine kurze, verlustfreie Leitung

$C' = C \cdot \frac{x}{2}$. Zur Berücksichtigung der Verluste kann dieses Ersatzbild noch durch einen Widerstand $r' = r \cdot x$ in Reihe mit $\omega L'$ und

zwei Leitwerten $\frac{1}{r_A} \cdot \frac{x}{2}$ parallel zu den Kapazitäten C' ergänzt werden.

Machen wir $\mathfrak{I}_2 = \mathfrak{I}_{2n} = \pm \frac{\mathfrak{U}_2}{z}$, schließen wir also die Leitung mit dem Wellenwiderstand (+ z bei Motor-, und $-z$ bei Generatorbetrieb) ab, so erhalten wir

$$\mathfrak{U}_x = \mathfrak{U}_2 \cos bx \pm j \mathfrak{U}_2 \sin bx = \mathfrak{U}_2 \cdot e^{\pm jbx} \quad (48)$$

und

$$\mathfrak{I}_x = \mathfrak{I}_2 \cos bx \pm j \mathfrak{I}_2 \sin bx = \mathfrak{I}_2 \cdot e^{\pm jbx}, \quad (49)$$

d. h. Strom und Spannung bleiben längs der Leitung ihrer Größe nach gleich den Werten am Ende der Leitung und ändern nur ihre Phasenlage. Der Winkel gegenüber der Endspannung wird einfach gleich $\pm bx$, er steigt also verhältnismäßig mit der Entfernung an. Bei keiner anderen Belastung der Leitung sind die Spannungs- (und auch Ausnutzungs-) Verhältnisse derartig günstig; man nennt daher die Leistung $U \cdot J_n = \frac{U^2}{z}$ die natürliche Leistung der Leitung.

Sehr häufig werden nicht Einfachleitungen, sondern Doppelleitungen verwendet, es werden also auf einer Gestängereihe zwei Drehstromleitungen geführt. Bei entsprechender Verdrillung [10] beeinflussen sich die beiden Systeme praktisch nicht. Bei Parallelschaltung der Leitungen ergibt sich für die Fortpflanzungskonstante naturgemäß der gleiche Wert wie bei Einfachleitung:

$$\mathfrak{k}_d = \sqrt{\frac{\mathfrak{R}}{2} \cdot 2 \mathfrak{A}} = \sqrt{\mathfrak{R} \mathfrak{A}}, \quad (50)$$

dagegen verringert sich der Wellenwiderstand durch die Parallelschaltung auf die Hälfte.

$$\mathfrak{Z}_d = \sqrt{\frac{\mathfrak{R}}{2 \cdot 2 \mathfrak{A}}} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\mathfrak{R}}{\mathfrak{A}}}. \quad (51)$$

C. Synchronkraftwerk über Leitung auf starres Netz arbeitend

I. Kraftwerk mit einer ungesättigten Vollpolmaschine über eine verlustlose Leitung auf ein starres Netz arbeitend

a) Strom- bzw. Scheinleistungsdiagramm

Nach Abb. 19 soll ein Kraftwerk (1) über eine verlustfreie Leitung (2) auf ein starres Netz (3) arbeiten [12]. Zunächst soll angenommen werden, daß im Kraftwerk nur ein Generator in Vollpolausführung vorhanden ist, der die gesamte zu übertragende Leistung liefert. Bei großen Entfernungen wird für die Übertragung eine sehr hohe Spannung in Frage kommen, so daß zwischen Generator und Leitung ein Transformator geschaltet werden muß. Dieser Transformator ist in Abb. 19 nicht mit eingezeichnet, wir wollen ihn auch zunächst weiter nicht berücksichtigen; wie in einem späteren Abschnitt gezeigt, vergrößert er in der Hauptsache nur die wirksame Synchronreaktanz der Synchronmaschine um ein geringes.

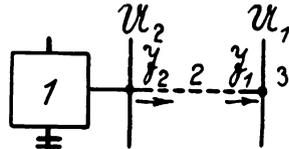


Abb. 19. Synchronkraftwerk
über Leitung auf ein starres Netz
arbeitend

Wir ermitteln nun das Stromdiagramm der Gesamtanordnung, bestehend aus Generator und Leitung, und benutzen hierfür die in Abschnitt B gefundenen Beziehungen. Die Spannung am starren Netz soll nach Abb. 19 mit U_1 , die Spannung auf der Kraftwerksseite der Leitung mit U_2 bezeichnet werden, die Ströme entsprechend.

Für die Abhängigkeit des Stromes (jetzt I_2) der Synchronmaschine von der Verdrehung des Polrades, die wir hier gegen die starre Netzspannung U_1 rechnen wollen, haben wir Gl. (B 5) gefunden, die mit den Bezeichnungen nach Abb. 19 jetzt lautet:

$$I_2 = \frac{U_2}{j k} - \frac{U_{20i} e^{j\alpha}}{j k}. \quad (1)$$

Für Strom und Spannung am starren Netz (U_1, \mathfrak{J}_1) abhängig von Strom und Spannung im Kraftwerk (U_2, \mathfrak{J}_2) erhalten wir nach den Leitungsgleichungen (B 44) und (B 45):

$$U_1 = U_2 \cos bx + j \mathfrak{J}_2 z \sin bx, \quad (2)$$

$$\mathfrak{J}_1 = \mathfrak{J}_2 \cos bx + j \frac{U_2}{z} \sin bx. \quad (3)$$

Aus den Gln. (1) bis (3) eliminieren wir U_2 und \mathfrak{J}_2 und erhalten damit das Stromdiagramm der über eine Leitung arbeitenden Synchronmaschine:

$$\mathfrak{J}_{1I} = \frac{U_1}{jz} \frac{\frac{z}{k} - \operatorname{tg} bx}{\frac{z}{k} \operatorname{tg} bx + 1} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{jz \left(\sin bx + \frac{k}{z} \cos bx \right)} \quad (4)$$

oder

$$\begin{aligned} \mathfrak{J}_{1I} &= \frac{U_1}{jk} \frac{1 - \frac{k}{z} \operatorname{tg} bx}{\frac{z}{k} \operatorname{tg} bx + 1} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{jk} \frac{1}{\frac{z}{k} \sin bx + \cos bx} \\ &= \mathfrak{J}_I \frac{1 - \frac{k}{z} \operatorname{tg} bx}{\frac{z}{k} \operatorname{tg} bx + 1} - \mathfrak{J}_{II0} e^{j\alpha} \frac{1}{\frac{z}{k} \sin bx + \cos bx} \\ &= \mathfrak{J}_{II} + \mathfrak{J}_{III}. \end{aligned} \quad (5)$$

Das in den Gln. (4) und (5) vorkommende Verhältnis z/k , das dem Verhältnis von Kurzschlußstrom bei Leerlauferregung zu Strom bei natürlicher Leistung der Leitung entspricht, bezeichnen wir als relatives Kurzschlußverhältnis und führen dafür den Buchstaben \varkappa ein:

$$\varkappa \equiv \frac{z}{k} = \frac{U_1^2}{U_1^2 \frac{z}{k}} = \frac{N_k}{N_n},$$

wobei unter

$$N_k = \frac{U_1^2}{k}$$

die von der Synchronmaschine im unerregten Zustand aufgenommene Blindleistung, die [theoretische ¹⁾] sogenannte Ladeleistung oder die Leerlaufkurzschlußleistung und unter

$$N_n = \frac{U_1^2}{z}$$

die natürliche Leistung der Leitung zu verstehen ist.

\mathfrak{J}_{II} ist wieder nur abhängig von der Netzspannung (U_1) und den Leitungs- und Maschinenkonstanten, \mathfrak{J}_{II} nur von der Leerlaufspannung (U_{20}) (bzw. dem Strom $J_{II} = \frac{U_{20}}{k}$ bei direktem Anschluß ans Netz), den Leitungsconstanten und dem Winkel zwischen Polrad-

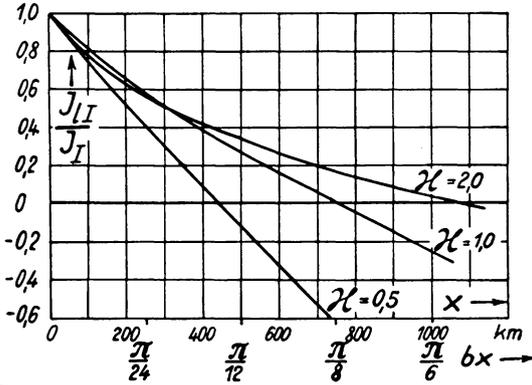


Abb. 20. Änderung des Teilstromes J_I durch Zwischenschaltung einer Fernleitung verschiedener Entfernung bei verschiedenem relativem Leerlaufkurzschlußverhältnis

spannung (U_{20}) und Netzspannung (U_1). Der Gl. (4) entsprechen bei veränderlichem Winkel α für verschiedene Entfernungen (x) als Stromdiagramm wieder Kreise, wie sofort am Aufbau der Gleichung zu sehen ist.

Das erste Glied von Gl. (4), \mathfrak{J}_{II} , der Strom, der sich auf der Netzseite einstellt, wenn die Maschine unerregt über die Leitung an das Netz geschaltet wird, gibt den Mittelpunkt des Kreises, der auf der Blindstromachse liegt, da \mathfrak{J}_{II} senkrecht auf U_1 steht. Die Größe von \mathfrak{J}_{II} ändert sich mit der Leitungslänge. Abb. 20 zeigt den Verlauf von J_{II} bei verschiedenem Verhältnis z/k , bezogen auf den Strom $J_I = \frac{U_1}{k}$, der sich ja nach Gl. (B 1) einstellen würde, wenn keine

¹⁾ Die praktisch ausnutzbare Ladeleistung ist mit Rücksicht auf Sättigung und sicheren Synchronlauf kleiner (30 bis 40 %).

Leitung vorhanden wäre. Durch die Reihenschaltung der Maschinenreaktanz mit der Leitung ergibt sich ein mit wachsender Leitungslänge wachsender Gesamtwiderstand, der schließlich bei $bx = \text{arc tg } \frac{z}{k}$ unendlich groß ($J_{I\text{I}} = 0$) und bei noch größerer Entfernung dann kapazitiv wird.

Das zweite Glied von Gl. (4), der Strom, der sich auf der Netzseite einstellt, wenn die Maschine auf U_{20} erregt auf der Netzseite der Leitung kurzgeschlossen wird, kann einen beliebigen Winkel gegenüber $\mathfrak{J}_{I\text{I}}$ bzw. gegen \mathfrak{U}_1 einnehmen; wir bekommen einen Wirkstromanteil:

$$J_{I\text{I}W} = J_{I\text{I}} \sin \alpha \quad (6)$$

und einen Blindstromanteil

$$J_{I\text{I}B} = J_{I\text{I}} \cos \alpha. \quad (7)$$

Der maximale Wirkstrom $J_{I\text{I}W \max}$ tritt ebenso wie bei der Maschine ohne Leitung immer auf bei $\alpha = \frac{\pi}{2}$, wenn also der Polradvektor,

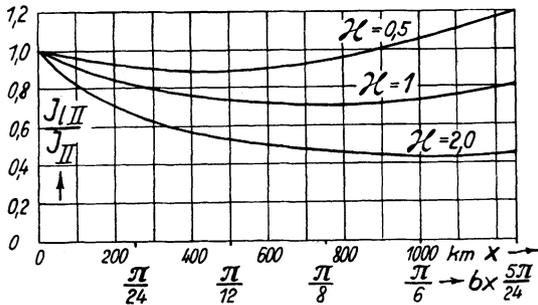


Abb. 21. Änderung des Teilstromes $J_{I\text{I}}$ durch Zwischenschaltung einer Fernleitung verschiedener Entfernung bei verschiedenem relativem Leerlaufkurzschlußverhältnis

der ja der Lage von \mathfrak{U}_{20} entspricht, senkrecht auf dem Netzspannungsvektor \mathfrak{U}_1 steht, es wird dort

$$J_{I\text{I}W \max} = J_{I\text{I}}. \quad (8)$$

Auch die Größe von $J_{I\text{I}}$ ändert sich mit der Leitungslänge, allerdings nach einem anderen Gesetz als bei $J_{I\text{I}}$. Abb. 21 zeigt nach Gl. (4) den Verlauf von $J_{I\text{I}}$ abhängig von der Entfernung wieder bei verschiedenem Verhältnis z/k , bezogen auf den Strom $J_{I\text{I}} = \frac{U_{20}}{k}$, der

sich nach Gl. (B2) ohne Leitung einstellen würde. Wir sehen, daß J_{lII} und damit auch J_{lWmax} , also auch die maximale Leistung, zunächst zurückgeht, ein Minimum wird und dann wieder ansteigt.

Nach den Kurven Abb. 19 und 20 können nun bei bestimmten Maschinen, also bestimmter Reaktanz k und bestimmter Erregung, also gegebenem Strom J_{II} (Kurzschlußstrom bei dieser Erregung!), die Stromdiagramme nach Gl. (4) oder auch die Scheinleistungsdiagramme, mit denen wir in Zukunft arbeiten wollen, bei Betrieb der Maschine über eine Leitung mit dem Wellenwiderstand z bei verschiedener Leitungslänge aufgezeichnet werden. Abb. 22 zeigt solche

Kreise für $\kappa = \frac{z}{k} = \frac{N_k}{N_n} = 1,0$.

Dabei ist die Synchronmaschine so erregt, daß bei der natürlichen Leistung ($N_n = \pm \frac{U^2}{z}$) gerade $\cos \varphi = 1,0$ erreicht wird. Unabhängig von der Leitungslänge gehen dann alle Kreise durch die zwei Punkte: $N_B = 0, N_W = \pm N_n$, da ja in diesem Falle Strom und Spannung unabhängig von der Entfernung der Größe nach konstant und außerdem in Phase miteinander bleiben müssen. Arbeitet also die Maschine am Ende der Leitung mit natürlicher Leistung, so muß auch am Anfang diese Leistung auftreten. Nach den gleichen Überlegungen, wie sie bei der Synchronmaschine ohne Leitung angestellt wurden, ergibt sich bei all diesen Kreisen, daß immer nur die linken Hälften stabilem Betrieb entsprechen, d. h. daß der Winkel zwischen Polradvektor und Netzvektor höchstens $\pi/2$ werden darf.

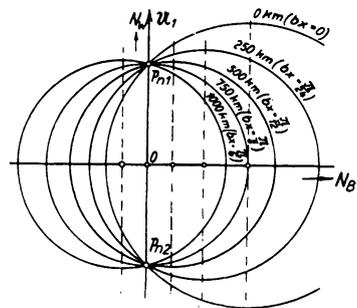


Abb. 22. Synchronmaschine mit einem relativen Leerlaufkurzschlußverhältnis von 1,0 über verschieden lange Leitung auf ein starres Netz arbeitend

b) Grenzentfernung, auf die die natürliche Leistung übertragen werden kann

Aus den Scheinleistungsdiagrammen Abb. 22 sehen wir sofort, daß die Punkte, die der natürlichen Leistung entsprechen (P_{n1} und P_{n2}), nur bis zu einer gewissen Entfernung im stabilen Teil der Diagramme liegen. Bei dem Diagramm, dessen Mittelpunkt gerade

mit dem 0-Punkt des Koordinatensystems zusammenfällt, liegen P_{n1} und P_{n2} gerade im Kippunkt des Diagramms, wir haben also damit die Grenze zwischen stabilem und labilem Gebiet erreicht. Der Mittelpunkt des Kreises fällt aber in den 0-Punkt, wenn der Strom J_{11} nach Gl. (4) Null wird, es muß also in diesem Fall sein

$$\frac{1 - \frac{k}{z} \operatorname{tg} b x_g}{\frac{z}{k} \operatorname{tg} b x_g + 1} = 0. \quad (9)$$

Wenn wir Entfernungen $x > \frac{1}{b} \cdot \frac{\pi}{2}$ vorläufig bei unseren Betrachtungen außer acht lassen, ergibt sich aus Gl. (9):

$$\operatorname{tg} b x_g = \frac{z}{k} = \kappa = \frac{N_k}{N_n}$$

oder

$$x_g = \frac{\operatorname{arc} \operatorname{tg} \kappa}{b}. \quad (10)$$

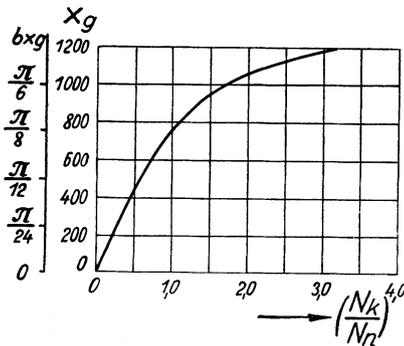


Abb. 23. Grenzentsfernung für Übertragung der natürlichen Leistung abhängig vom relativen Leerlaufkurzschlußverhältnis

In Abb. 23 ist die Abhängigkeit der Grenzentsfernung für die natürliche Leistung vom relativen Leerlaufkurzschlußverhältnis aufgezeichnet. ($b = 1,05 \cdot 10^{-3} \text{ 1/km.}$)

Wir sehen bereits aus dieser Kurve, was sich später noch oft zeigen wird, wie überaus stark das relative Kurzschlußverhältnis der Maschine die Stabilität der Übertragung beeinflusst. Nehmen wir z. B. an, daß die Synchronmaschinen-

leistung gerade der natürlichen Leistung der Leitung entspricht, so daß das tatsächliche Kurzschlußverhältnis der Maschine auch dem relativen entspricht, so ergibt sich bei einer Wasserkraftmaschine mit einem Kurzschlußverhältnis von $\kappa = 1,0$ eine Grenzentsfernung von 750 km, für einen schnellaufenden Turbogenerator mit $\kappa = 0,6$ eine Grenzentsfernung von nur 500 km.

c) Stabilität bei beliebiger Belastung

Es ist aus verschiedenen Gründen nicht immer möglich, die Energieübertragung gerade mit der natürlichen Leistung durchzuführen; wir wollen daher ganz allgemein die Stabilitätsverhältnisse bei beliebiger Last untersuchen [13]. Unseren Betrachtungen soll wieder das Schaltbild (Abb. 19) zugrunde gelegt werden, wobei aber außerdem angenommen werden soll, daß der Generator im Kraftwerk mit einem selbsttätigen Spannungsregler ausgerüstet ist, der durch Änderung der Erregung die Spannung auch auf der Kraftwerksseite der Leitung konstant hält. Der Regler soll aber verhältnismäßig langsam arbeiten, so daß er die Stabilitätsverhältnisse nicht beeinflußt. Wir wollen also bei den Stabilitätsbetrachtungen zwar immer ausgehen von einem Betriebsfall, bei dem die Kraftwerksspannung gerade ihren Sollwert (durch den Regler eingestellt) aufweist, wollen dann aber annehmen, daß die weiteren Vorgänge sich entweder so schnell abspielen, daß der Regler nicht rechtzeitig eingreifen kann, oder daß sie die Spannung so wenig beeinflussen, daß diese noch innerhalb der Ansprechempfindlichkeit des Reglers bleibt. Wir wollen also die rein statische Stabilität untersuchen und den günstigen Einfluß eines schnell arbeitenden Reglers, der bestimmt vorhanden ist, außer acht lassen.

Das Scheinleistungsdiagramm der Synchronmaschine, die über die Leitung arbeitet, haben wir (Kreise nach Abb. 22) gefunden. Bei bestimmter Entfernung liegt der Mittelpunkt aller Kreise, die sich bei verschiedener Erregung, also verschieden großem Strom $J_{I,II}$ ergeben, auf der Blindstromachse entsprechend dem Strom $J_{I,I}$ nach Gl. (4) im Abstand

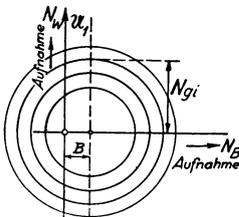
$$B = \frac{U_1^2}{z} \frac{\frac{z}{k} - \operatorname{tg} b x}{\frac{z}{k} \operatorname{tg} b x + 1} = N_n \frac{\frac{N_k}{N_n} - \operatorname{tg} b x}{\frac{N_k}{N_n} \operatorname{tg} b x + 1}, \quad (11)$$

nach Abb. 24.

Der Halbmesser der verschiedenen Kreise ist, wie bereits gesagt, abhängig von der Erregung der Synchronmaschine, und damit ist die Grenzleistung, die ja nach Gl. (8) einfach dem Strom $J_{I,II}$ entspricht, an sich auch nur von der Erregung abhängig (N_{gi}). Bei der Grenzlast stellt sich nach Abb. 24 immer eine Blindlast gleich B entsprechend Gl. (11) ein. Die ermittelten Scheinleistungsdiagramme gelten für konstante Spannung auf der Netzseite, die Spannung auf

der Kraftwerksseite ist dabei aber keineswegs auch konstant, sondern stark abhängig von der Belastung und der Erregung. Wenn wir nun aber diese Spannung auch noch festlegen, wird bei der Blindlast B nur eine ganz bestimmte Wirklast möglich sein, die dann die tatsächliche Grenzleistung darstellt.

Unsere nächste Aufgabe wird also sein, den Strom auf der Netzseite zu ermitteln für den Fall, daß die Spannung auf der Kraftwerksseite (U_2) dem Betrag nach konstant, und zwar in einem bestimmten Verhältnis zur Netzspannung (U_1) gehalten wird. Zu diesem Zweck setzen wir in die Leitungsgleichung (B 44) und (B 45) für $U_2 = \lambda U_1 e^{j\alpha_l}$, wobei dann α_l den Winkel zwischen Anfangs-



24

Abb. 24. Scheinleistungskreise einer über eine Leitung auf ein starres Netz arbeitenden Synchronmaschine bei verschiedener Erregung und entsprechend verschiedener Grenzleistung (N_{gi})

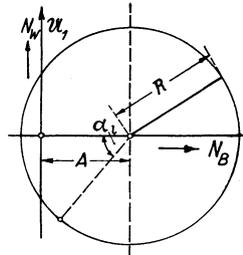


Abb. 25. Scheinleistungsdiagramm am starren Netz bei (dem Betrag nach) konstanter Spannung am Ende der Leitung

und Endspannungsvektor der Leitung und λ das Verhältnis von U_2/U_1 bedeutet. Wir können dann \mathfrak{J}_2 und U_2 eliminieren und erhalten:

$$\mathfrak{J}_1 = \frac{U_1}{jz \operatorname{tg} b x} - \frac{\lambda U_1 e^{j\alpha_l}}{jz \sin b x} = \mathfrak{J}_{1A} + \mathfrak{J}_{1R}. \quad (12)$$

Lassen wir für α_l beliebige Werte zwischen 0 und 2π zu, so erhalten wir nach Gl. (12) als Ortskurven für \mathfrak{J}_1 und entsprechend für die Scheinleistungskreise. Für bestimmtes Spannungsverhältnis λ ist in Abb. 25 ein solcher Scheinleistungskreis aufgezeichnet. Nur bei Strömen, die diesem Kreis entsprechen, tritt auf der Kraftwerksseite die Spannung λU_1 auf.

Der Mittelpunkt des Kreises liegt im Abstand

$$A = \frac{U_1^2}{z \operatorname{tg} b x} = \frac{N_n}{\operatorname{tg} b x} \quad (13)$$

vom Nullpunkt auf der Blindstromachse

$$\left(\text{entsprechend } \mathfrak{I}_{1A} = \frac{U_1}{jz \operatorname{tg} bx} \right).$$

Der Kreishalbmesser wird:

$$R = \frac{\lambda U_1^2}{z \sin bx} = \frac{\lambda N_n}{\sin bx} \tag{14}$$

$$\left(\text{entsprechend } \mathfrak{I}_{1R} = \frac{\lambda U_1 e^{j\alpha_1}}{jz \sin bx} \right).$$

Wir haben nun zwei Bedingungen, die bei der Stabilitätsgrenze für die Scheinleistung erfüllt sein müssen: Mit Rücksicht darauf, daß wir an dieser Grenze im Kippunkt eines Kreises für konstante Erregung nach Abb. 24

arbeiten, liegt die Blindleistung fest, Gl. (11). Mit Rücksicht auf die vorgeschriebene Spannung muß die Scheinleistung einem Punkt auf dem Scheinleistungskreis nach Abb. 25 entsprechen. Wir erhalten daher nach Abb. 26, in dem die beiden Kreise (Erregung konstant, also $U_{20} = \text{const}$ und Spannung $U_2 = \text{const}$) zusammen aufgezeichnet sind, den bei der Grenzleistung sich einstellenden Belastungspunkt als den Schnittpunkt des Kreises nach Abb. 25 mit der Geraden $N_B = B$ und können so die Grenzleistung $N_g = C$ nach Abb. 26 ermitteln. Es wird

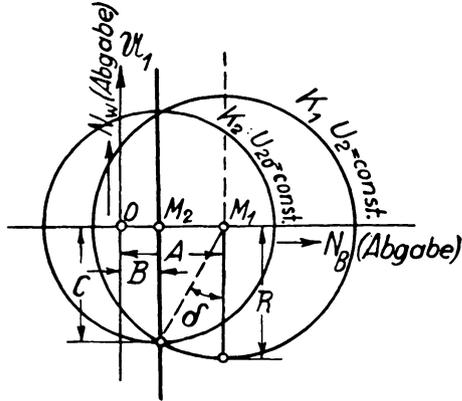


Abb. 26. Ermittlung des stabilen Grenzpunktes aus dem Schnittpunkt des Kreises K_1 ($U_2 = \text{const}$) und dem Kreis K_2 ($U_{20} = \text{const}$)

und da

$$C = R \cdot \cos \delta = \frac{\lambda N_n}{\sin bx} \sqrt{1 - \sin^2 \delta}, \tag{15}$$

$$\sin \delta = \frac{A - B}{R} = \frac{1}{\operatorname{tg} bx} \frac{\kappa - \operatorname{tg} bx}{\kappa \operatorname{tg} bx + 1}, \tag{16}$$

$$\frac{\lambda}{\sin bx}$$

wird die Grenzleistung

$$N_g = C = \frac{\lambda N_n}{\sin b x} \sqrt{1 - \left(\frac{1}{\lambda (\kappa \sin b x + \cos b x)} \right)^2}. \quad (17)$$

Bei gegebenem Übertragungssystem (Maschine mit Leerlaufkurzschlußleistung N_k , Leitung mit natürlicher Leistung N_n , damit bestimmtem Wert für $\kappa = \frac{N_k}{N_n}$, Leitungslänge x , Spannungsverhältnis

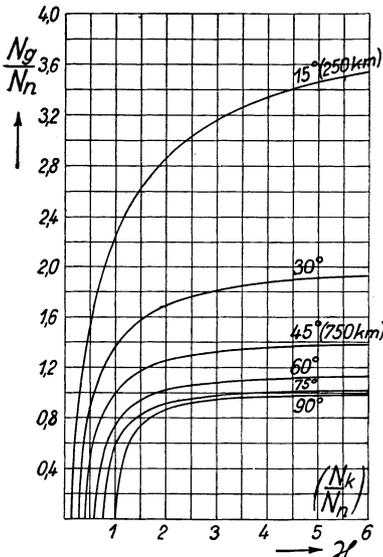


Abb. 27. Verhältnis von Grenzleistung zu natürlicher Leistung der Leitung bei verschiedener Leitungslänge und verschiedenem relativem Kurzschlußverhältnis der Synchronmaschine ($U_2 = U_1$)

nis λ) läßt sich nach Gl. (17) sehr einfach die Grenzleistung ermitteln.

In Abb. 27 ist für verschiedene Leitungslänge die auf die natürliche Leistung bezogene Grenzleistung (N_g/N_n) bei $\lambda=1,0$, also gleicher Spannung am Anfang und Ende der Leitung, abhängig vom relativen Kurzschlußverhältnis (N_k/N_n) aufgezeichnet. Die Kurven haben ganz allgemein Gültigkeit, auch für Kabel, nur entspricht dort dem gleichen Winkel eine wesentlich geringere Entfernung [entsprechend dem größeren Wert von b (s. S. 25)].

Bei großem relativem Kurzschlußverhältnis streben die Kurven auf den Wert

$$\left(\frac{N_g}{N_n} \right)_{\infty} = \frac{\lambda}{\sin b x} \quad (18)$$

zu, der bei Kupplung zweier starrer Netze ($\frac{N_k}{N_n} = \infty$) erreicht wird.

Wir haben damit also auch die Grenzleistung für diesen Fall, als Grenzfall, gefunden.

Beim Kurzschlußverhältnis

$$\left(\frac{N_k}{N_n} \right)_{\min} = \frac{1 - \lambda \cos b x}{\lambda \sin b x} = \frac{1}{\lambda \sin b x} - \frac{1}{\operatorname{tg} b x} \quad (19)$$

wird die übertragbare Leistung des Systems Null. In diesem Fall muß nämlich die Maschine gerade unerregt am Ende der Leitung

angeschlossen sein ($J_{I,II} = 0!$), wenn sich das Spannungsverhältnis λ einstellen soll, die sonst auftretende Spannungserhöhung also gerade kompensiert wird. Die Maschine kann aber als Vollpolmaschine unerregt keine Leistung abgeben oder aufnehmen.

Nach den Kurven Abb. 27 läßt sich bei gegebener Maschine, Leitung und Spannung sofort die übertragbare Grenzleistung bestimmen, also die Stabilität nachträglich kontrollieren, wie an einem Beispiel noch gezeigt werden soll.

Von einem Kraftwerk mit einer Normalleistung $N_m = 150$ MW bei einem Leerlaufkurzschlußverhältnis $\frac{N_k}{N_m} = 1,0$ soll über eine Doppelleitung bei einer Übertragungsspannung (verkettet) von $U_{1\text{ verk}} = U_{2\text{ verk}} = 220$ kV die Gesamtleistung des Kraftwerks auf 500 km übertragen werden. Die natürliche Leistung der Doppelleitung wird: $N_n = \frac{220^2}{375} = 258$ MW und damit das relative Kurz-

schlußverhältnis $\kappa = \frac{N_k}{N_n} = \frac{150}{258} = 0,58$. Aus den Kurven Abb. 27

erhalten wir für $\kappa = 0,58$ und 30° (entsprechend 500 km) $\frac{N_g}{N_n} = 1,0$, d. h. die Grenzleistung wird gleich der natürlichen, also 258 MW, und liegt um etwas über 70 % über der Kraftwerksleistung von 150 MW, das System arbeitet also bestimmt stabil. Die Leitung ist in diesem Fall aber stark unterlastet, man wird daher zweckmäßigerweise wohl eine geringere Übertragungsspannung wählen.

Praktisch wird überhaupt die Aufgabe häufig so gestellt werden, daß die Maschinen gegeben sind, bzw. in ihrer Größe nach wirtschaftlichen Erwägungen bemessen werden, daß außerdem die zu übertragende Leistung festliegt, daß aber die zweckmäßigste Übertragungsspannung gesucht ist. Die zweckmäßigste Spannung hängt nun teils von wirtschaftlichen Einflüssen, teils aber auch von den Stabilitätsverhältnissen ab. Für den Fall, daß die Stabilitätsverhältnisse die ausschlaggebende Rolle spielen, sind nun zur schnellen Ermittlung der zweckmäßigen Spannung die Kurven Abb. 28 aus den Kurven Abb. 27 abgeleitet worden. Die neuen Kurven, die wieder für $\lambda = 1,0$, also Spannungsgleichheit am Anfang und Ende der Leitung gelten, geben abhängig von $\frac{N_k}{N_n}$ die auf

die Kurzschlußleistung N_k bezogene Grenzleistung, also $\frac{N_g}{N_k}$, die sich nach Gl. (17) zu

$$\frac{N_g}{N_k} = \frac{\lambda}{\alpha \sin bx} \sqrt{1 - \left(\frac{1}{\lambda(\alpha \sin bx + \cos bx)} \right)^2} \quad (20)$$

errechnet. N_k liegt nach den Maschinendaten fest, N_g wird um einen gewissen Prozentsatz über der zu übertragenden Leistung gewählt, so daß $\frac{N_g}{N_k}$ festliegt. Nach den Kurven Abb. 28 kann dann $\frac{N_k}{N_n}$

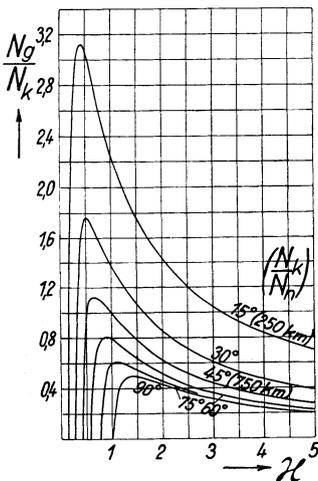


Abb. 28. Verhältnis von Grenzleistung zu natürlicher Leistung der Leitung bei verschiedener Leitungslänge und verschiedenem relativem Kurzschlußverhältnis

aufgezeichnet. Wir sehen sofort, daß die Spannung von 305 kV (P'_b), bei der die Leitung nur mit 30% der natürlichen Leistung arbeitet, bestimmt ausscheidet. Die Leitung ist schlecht ausgenutzt, außerdem muß vom Netz noch eine Blindleistung von 150 MVA aufgenommen werden.

Wie aus Abb. 30 ersichtlich, das die auf die natürliche Leistung bezogene Blindleistung N_{Bg} im Grenzpunkt bei verschiedenem relativem Kurzschlußverhältnis zeigt, muß bei kleinem Kurzschlußverhältnis ganz allgemein immer eine sehr große Blindleistung vom Netz aufgenommen werden. Bei den Kurven Abb. 28 kommt

bzw., da N_k bekannt ist, die natürliche Leistung N_n und damit die Übertragungsspannung U ermittelt werden.

Nehmen wir für unser Beispiel an, daß $\frac{N_g}{N_m} = \frac{N_g}{N_k} = 1,25$ sein soll, so ergibt sich nach Abb. 28 für $\frac{N_k}{N_n}$

$$= 1,2 \text{ oder } 0,3, \text{ also für } N_n = \frac{150}{1,2}$$

$$= 125 \text{ oder } \frac{150}{0,3} = 500 \text{ MW.}$$

Die Übertragungsspannung wäre also zu $U = \sqrt{N_n} \cdot z = 153 \text{ kV}$ oder 305 kV zu wählen. In Abb. 29 sind die zwei Scheinleistungsdiagramme (auf der Seite des starren Netzes), die diesen zwei Spannungen entsprechen,

daher nur dem rechts vom Scheitelwert liegenden Gebiet praktische Bedeutung zu.

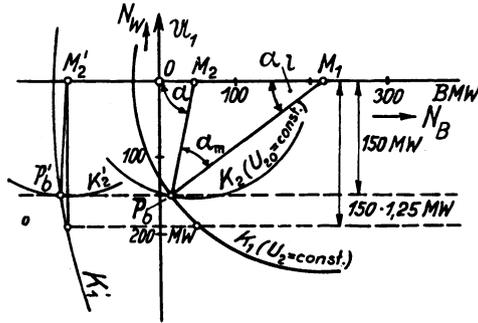


Abb. 29. Scheinleistungsdiagramm bei einer Übertragung von 150 MW über 500 km bei einer Übertragungsspannung von 153 kV (P_b) und 305 kV (P'_b) (Synchronkraftwerk $N_m = N_k = 150 \text{ MW}$)

Wir sehen aber auch aus dem Diagramm für 153 kV (P_b), daß ein gut und schnell arbeitender Spannungsregler vorhanden sein muß,

der dafür sorgt, daß auch bei Störungen im Netz die Klemmenspannung auf der Kraftwerksseite gut konstant gehalten wird, da das System bei nur konstanter Erregung ($U_{20} = \text{const.}$) schon nahe an der Kippgrenze arbeitet, der Gesamtwinkel α wird 78° . Im Diagramm Abb. 29 sind die verschiedenen Winkel zwischen den verschiedenen Spannungen (α , α_m , α_l), die sich bei der Konstruktion von selbst ergeben, eingezeichnet. α ist der Gesamtwinkel zwischen Polrad- und Netzspannung, α_m der zwischen Polrad- und Klemmenspannung der Maschine und α_l der Leitungswinkel. (Der Leitungswinkel α_l läßt sich nach Abb. 25 und

Gl. (14) auch aus der Beziehung $\frac{N}{N_n} = \frac{\lambda \sin \alpha_l}{\sin b x}$ errechnen.)

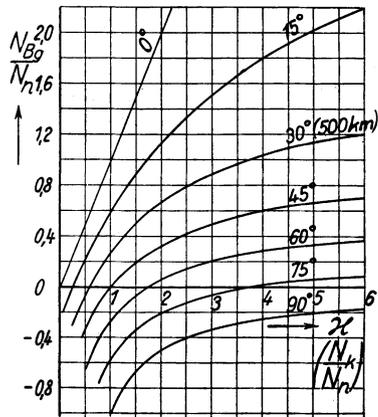


Abb. 30. Verhältnis von der im Grenzpunkt auftretenden Blindleistung zur natürlichen Leistung bei verschiedener Entfernung und verschiedenem relativem Kurzschlußverhältnis

II. Einfluß der Leitungsverluste auf die Stabilität

Die im vorigen Abschnitt gefundenen Ergebnisse gelten genau nur für die verlustfreie Leitung. Praktisch treten aber nun bei jeder Leitung Verluste, und zwar in der Hauptsache Stromwärmeverluste auf. (Koronaverluste können bei entsprechender Wahl der Seildurchmesser klein gehalten werden und die Ableitungsverluste sind bei gesundem Zustand der Freileitung immer verschwindend klein!) Es soll nun noch untersucht werden, wie diese Stromwärmeverluste die Stabilität der Übertragung beeinflussen.

Auch bei Berücksichtigung des Ohmschen Widerstandes erhalten wir als Ortskurven für den Strom auf der Netzseite einmal bei konstanter Erregung ($U_{20} = \text{const}$) und dann auch bei konstanter Spannung auf der Kraftwerksseite ($U_2 = \text{const}$) Kreise, die sich genau so, wie ohne Verluste gezeigt, ableiten lassen. Nur müssen jetzt bei der Berechnung die genaueren Leitungsgleichungen (B 40) und (B 41) an Stelle der angenäherten (B 44) und (B 45) verwendet werden. Wir erhalten dann für den Kreis nach Gl. (4) ($U_{20} = \text{const}$):

$$\mathfrak{J}_{1l} = \frac{u_1}{3} \frac{\frac{3}{k} + j \mathfrak{Z}_g \mathfrak{f} x}{\frac{3}{k} \mathfrak{Z}_g \mathfrak{f} x + j} - \frac{u_{20} \cdot e^{j\alpha}}{3 \left(\mathfrak{S}in \mathfrak{f} x + j \frac{k}{3} \mathfrak{C}os \mathfrak{f} x \right)} \quad (4a)$$

und für den Kreis nach Gl. (12) ($U_2 = \text{const}$):

$$\mathfrak{J}_1 = \frac{u_1}{3 \mathfrak{Z}_g \mathfrak{f} x} - \frac{\lambda u_1 \cdot e^{j\alpha l}}{3 \mathfrak{S}in \mathfrak{f} x} \quad (12a)$$

Die Mittelpunkte der Kreise liegen jetzt nicht mehr auf der Blindleistungsachse, sondern sind nach oben in das Gebiet der Wirklastabgabe des Netzes verschoben. Abb. 31 zeigt zwei solche Kreise Gln. (4a) und (12a) entsprechend. Mit Hilfe von Tafeln zur Berechnung der komplexen Hyperbelfunktionen $\mathfrak{S}in \mathfrak{f} x$, $\mathfrak{C}os \mathfrak{f} x$ und $\mathfrak{Z}_g \mathfrak{f} x$ [19] können die Kreise in jedem Fall nach den beiden Gleichungen ohne besondere Schwierigkeit gefunden werden.

Wenn wir uns aber auf solche Leitungen beschränken, wie sie auch praktisch bei der Energieübertragung auf große Entfernungen allein vorkommen, bei denen das Verhältnis von Ohmschem Widerstand zu Reaktanz der Leitung gleich oder kleiner bleibt als 0,25, bei denen also

$$\frac{r}{\omega L} \leq 0,25$$

ist, so können wir uns die etwas langwierige Rechnung mit den komplexen Hyperbelfunktionen sparen und ohne merklichen Fehler die Kreise Abb. 31 nach den angenäherten Gln. (4) und (12) rechnen und den Einfluß der Verluste durch eine einfache Korrektur berücksichtigen. Es zeigt sich nämlich, daß bei kleinem Widerstand der Strom der Leitung durch die Verluste, wenigstens seinem Absolutbetrag nach, nur sehr wenig beeinflußt wird. Gehen wir von dieser Tatsache aus, so können wir zunächst einmal die Mittelpunkte der zwei Kreise (Leitung auf Kraftwerksseite kurzgeschlossen — Leitung mit unerregter Maschine am Netz) auf folgende Weise erhalten:

Wir errechnen zunächst die zwei den Mittelpunkten entsprechenden Ströme ohne Berücksichtigung der Verluste nach Gln. (11) bzw. (13). Da nun, wie oben gesagt, der Absolutbetrag der Ströme auf der Leitung praktisch durch den Ohmschen Widerstand nicht beeinflußt wird, können wir bei der ohne Verluste gerechneten Stromverteilung die Verluste längs der Leitung ausrechnen und addieren dann hinterher einen diesen Verlusten entsprechenden Wirkstrom bzw. im Scheinleistungsdiagramm direkt die Wirkleistung zu den beiden den Mittelpunkten entsprechenden Blindleistungen [*A* nach Gl. (13), *B* nach Gl. (11)].

Nach der Leitungsgleichung (B 45) bekommen wir, wenn wir jetzt vom Anfang der Leitung, wo uns die beiden Ströme (entsprechend *A* und *B*) gegeben sind, aus rechnen:

$$\mathfrak{I}_x = \mathfrak{I}_1 \cos bx - j \frac{U_1}{z} \sin bx. \quad (21)$$

Nun ist in unserem Fall \mathfrak{I}_1 reiner Blindstrom, wir wollen ihn allgemein

$$\mathfrak{I}_1 = -j \nu \frac{U_1}{z} = -j \nu \mathfrak{I}_n \quad (22)$$

setzen, wobei $\nu \geq 0$ sein kann, und bekommen dann für Gl. (21)

$$\mathfrak{I}_x = -j \nu \mathfrak{I}_n \cos bx - j \mathfrak{I}_n \sin bx \quad (23)$$

oder, wenn wir nun den Absolutwert betrachten:

$$J_x = J_n (\nu \cos bx + \sin bx). \quad (24)$$

Die Verluste für einen unendlich kleinen Streckenabschnitt dx ergeben sich zu

$$(dV) = J_x^2 r dx = J_n^2 r (\nu^2 \cos^2 bx + 2\nu \sin bx \cos bx + \sin^2 bx) dx, \quad (25)$$

wobei r wieder den Ohmschen Widerstand je km bedeutet. Durch Integration über die gesamte Leitungslänge l bekommen wir die Gesamtverluste:

$$V = \int_0^l J_x^2 r dx = \frac{U_1^2}{z} \cdot \frac{r}{z} \left[\frac{\nu^2 - 1}{4b} \sin 2bl + \frac{\nu^2 + 1}{2} l + \frac{\nu}{2b} (1 - \cos 2bl) \right]$$

$$= N_n \frac{r}{2\omega L} \left[\frac{\nu^2 - 1}{2} \sin 2bl + \frac{\nu^2 + 1}{2} 2bl + \nu (1 - \cos 2bl) \right]. \quad (26)$$

(Dabei ist für $z \cdot b = \sqrt{\frac{L}{C}} \cdot \omega \sqrt{L \cdot C} = \omega L$ gesetzt.)

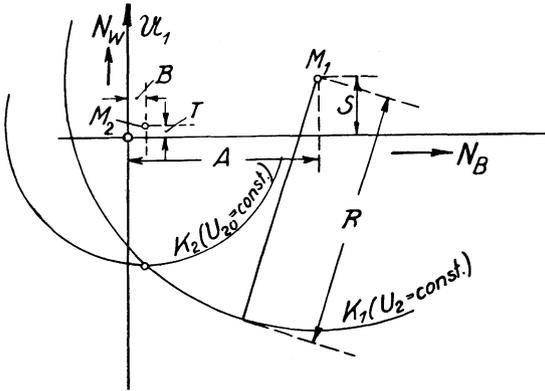


Abb. 31. Scheinleistungsdiagramm unter Berücksichtigung der Leitungsverluste

Die Strecken S bzw. T (Abb. 31) entsprechen nun einfach der Wirkleistung, die sich nach Gl. (26) errechnet. Dabei ist bei der Errechnung von S für $\nu = \frac{A}{N_n}$ von T : $\nu = \frac{B}{N_n}$ einzusetzen. Abb. 32 zeigt den auf die natürliche Leistung bezogenen Wert von $S \left(\frac{S}{N_n} \right)$ für verschiedene Entfernungen und verschiedene Verhältnisse $\frac{r}{\omega L}$.

(Da $\frac{S}{N_n} \sim \frac{r}{\omega L}$ können für beliebiges Verhältnis $\frac{r}{\omega L}$ die Werte aus den Kurven für bestimmte Entfernung einfach umgerechnet werden.)

Der Radius R (für den Kreis K_2 : $U_2 = \text{const}$) kann mit genügender Genauigkeit auch jetzt noch nach Gl. (14) gerechnet werden. Der

Radius des Maschinenkreises K_2 ($U_{20} = \text{const}$) ist je nach der eingestellten Erregung verschieden, er wird durch den selbsttätigen Regler jeweils so eingestellt, daß die Kraftwerksspannung konstant bleibt, daß wir also im stationären Betrieb immer auf einem Punkt des Kreises K_1 ($U_2 = \text{const}$) arbeiten.

Nachdem somit die beiden Ortskreise gefunden sind, muß noch untersucht werden, in welchem Betriebspunkt jetzt die Stabilitätsgrenze erreicht wird.

Der Kreis K_2 in Abb. 31 ist so gezeichnet, daß sich im Betriebspunkt (Schnittpunkt von K_1 und K_2) gerade die maximale Wirk-

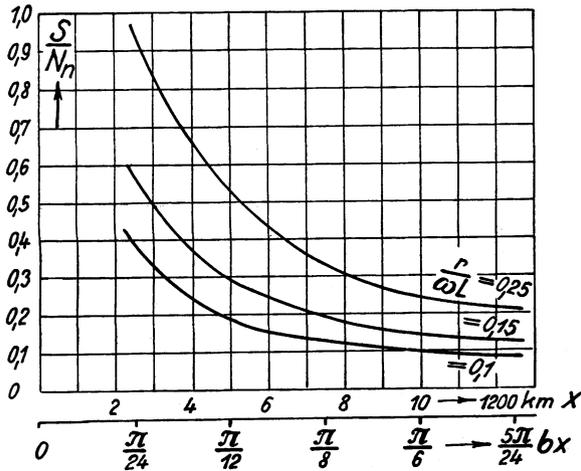


Abb. 32. Verringerung der Grenzleistung durch den Einfluß der Verluste bei verschiedener Entfernung und verschiedenem Verhältnis $r/\omega L$

leistung (bei $U_{20} = \text{const}$, also konstanter Erregung) ergibt. Nach unseren früheren Überlegungen würde dieser Punkt auch gerade den Grenzpunkt für stabilen Betrieb darstellen. Da nun aber der Mittelpunkt von K_1 (M_1) um den Wert S nach oben gerückt ist, der Radius des Kreises R und auch der Abstand des Mittelpunktes M_2 (B) von der Wirkleistungsachse aber erhalten geblieben sind, so würde das bedeuten, daß sich die Grenzleistung einfach um den Wert S verringert, der nach Gl. (26) sehr schnell gerechnet bzw. aus den Kurven (Abb. 32) entnommen werden kann.

Eine genauere Überlegung zeigt aber, daß der stabile Grenzpunkt bei etwas größerer Übertragungsleistung liegen muß. Bei einer

Vergrößerung des Gesamtwinkels zwischen Polradvektor und Netzspannungsvektor um einen kleinen Betrag ($\Delta \alpha$) bleibt zwar in diesem Punkte die in das Netz gelieferte Leistung gerade konstant. Aber der Leitungsstrom vergrößert sich, es fließt mehr Blindstrom in die Leitung und damit erhöhen sich die Verluste der Leitung. Diese erhöhten Verluste müssen vom Kraftwerk gedeckt werden, da ja die Netzleistung konstant bleibt. Mit steigender Beaufschlagung der Kraftmaschine im Kraftwerk steigt also vorläufig auch noch die vom Generator abgegebene Leistung, der Betrieb ist also noch stabil. Die Grenze der Stabilität ist erst dann erreicht, wenn die Zunahme der Verluste gleich wird der Abnahme der ins Netz gelieferten Leistung, wenn also

$$\Delta V = - \Delta N_1 \quad (27)$$

wird.

Nach Abb. 33 wird zunächst die Zunahme der Leistung N_1 , also ΔN_1 , wenn wir von irgendeinem Betriebspunkt auf dem (Strom-) Kreis (K_2) um den kleinen Winkel $\Delta \alpha$ weitergehen,

$$\Delta N_1 = \Delta J \cdot U_1 \sin \beta \quad (28)$$

(bei Abb. 33 ist $\beta < 0$, also die Zunahme negativ!).

Bei der Ermittlung der durch den kleinen Strom ΔJ verursachten Verluste gehen wir wieder von der (berechtigten) Annahme aus, daß der Absolutbetrag der Ströme auf der Leitung durch den Ohmschen Widerstand nicht beeinflusst wird. Bezeichnen wir in Abb. 33 den Blind-

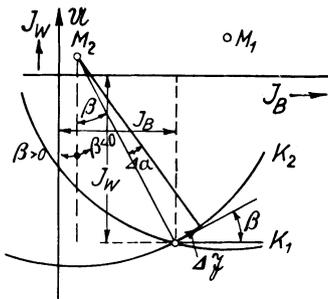


Abb. 33. Ermittlung der Grenzleistung bei Berücksichtigung der Leitungsverluste

und Wirkstrom im Ausgangspunkt mit J_B und J_W , so werden diese Teilströme sich ändern, wenn wir um $\Delta \alpha$ weitergehen. Wir bekommen

$$\Delta J_B = \Delta J \cdot \cos \beta, \quad (29)$$

$$\Delta J_W = \Delta J \cdot \sin \beta. \quad (30)$$

Nun ist nach Gl. (21) und Abb. 33 bei Einsetzen der richtigen Vorzeichen:

$$\begin{aligned} \mathfrak{S}'_x = & - J_W \cos bx - \Delta J \sin \beta \cos bx - j J_B \cos bx \\ & - j \Delta J \cos \beta \cos bx - j J_n \sin bx \quad (31) \end{aligned}$$

und es wird

$$\left. \begin{aligned} J_x'^2 &= (J_W \cos bx + \Delta J \sin \beta \cos bx)^2 \\ &\quad + (J_B \cos bx + J_n \sin bx + \Delta J \cos \beta \cos bx)^2 \\ &= J_x^2 + 2 J_W \Delta J \sin \beta \cos^2 bx \\ &\quad + 2 J_B \Delta J \cos \beta \cos^2 bx + 2 J_n \Delta J \cos \beta \sin bx \cos bx \end{aligned} \right\} (32)$$

und daraus

$$\begin{aligned} \Delta (J_x)^2 &= J_x'^2 - J_x^2 = 2 J_W \Delta J \sin \beta \cos^2 bx \\ &\quad + 2 J_B \Delta J \cos \beta \cos^2 bx + 2 J_n \Delta J \cos \beta \sin bx \cos bx, \end{aligned} \quad (33)$$

und somit werden die durch ΔJ verursachten zusätzlichen Verluste:

$$\begin{aligned} \Delta V &= \int_0^l \Delta (J_x)^2 r dx = 2 J_W \Delta J r \frac{\sin \beta}{b} \left(\frac{1}{4} \sin 2bl + \frac{1}{4} bl \right) \\ &\quad + 2 J_B \Delta J r \frac{\cos \beta}{b} \left(\frac{1}{4} \sin 2bl + \frac{1}{4} bl \right) \\ &\quad + 2 J_n \Delta J r \frac{\cos \beta}{b} \left(\frac{1}{4} - \frac{\cos 2bl}{4} \right). \end{aligned} \quad (34)$$

Da nach Gl. (27) die Zunahme dieser Verluste [ΔV nach Gl. (34)] gleich der Abnahme der Netzleistung [$-\Delta N_1$ nach Gl. (28)] im Grenzpunkt sein muß, erhalten wir eine Gleichung für den Winkel β : Es wird nach einigen Umstellungen ($J_n = \frac{U}{z}$; $z \cdot b = \sqrt{\frac{L}{C}} \cdot \omega \sqrt{LC} = \omega L$)

$$\operatorname{tg} \beta = - \frac{\frac{J_B}{J_n} (\sin 2bl + bl) + (1 - \cos 2bl)}{\frac{2 \omega L}{r} + \frac{J_W}{J_n} (\sin 2bl + bl)}. \quad (35)$$

In dieser Gleichung sind allerdings J_W und J_B noch unbekannt. Da aber die tatsächliche Stabilitätsgrenze durch die Verluste nur wenig beeinflußt wird, können bei der Berechnung von $\operatorname{tg} \beta$ für J_W und J_B die Werte, die sich bei Annahme des Betriebspunktes nach Abb. 31 ergeben [$J_B = \frac{B}{U_1}$; $J_W = \frac{N_g - S}{U_1}$, dabei N_g nach Gl. (17)] eingesetzt werden.

beträgt hier bei dem verhältnismäßig groß angenommenen Ohmschen Widerstand etwa 12 %. Untersucht man das gleiche Beispiel mit $\frac{r}{\omega L} = 0,1$, einem Wert, der bei dieser großen Entfernung eher vorkommen wird als 0,25, so geht der Unterschied zwischen N'_g und N_g auf nur 2 bis 3 % zurück. Rechnen wir daher mit dem aus den Kurven Abb. 27 und 28 (N_g ohne Verluste) und den Kurven Abb. 32 (S) sehr schnell zu ermittelnden Wert

$$N'_g = N_g - S, \quad (36)$$

so bekommen wir bei einem Widerstandsverhältnis $\frac{r}{\omega L} = \frac{1}{10}$ praktisch genau die tatsächliche Grenzleistung, während wir bei größerem Verhältnis $\frac{r}{\omega L}$ einen kleinen Fehler (nach der sicheren Seite) machen. Praktisch wird man daher zweckmäßig nach der Gl. (36) und mit den Kurven Abb. 27, 28 und 32 arbeiten.

III. Einfluß der Sättigung im Generator

Die Stabilitätsuntersuchungen wurden bisher unter der Annahme durchgeführt, daß die Generatoren mit geradliniger magnetischer Kennlinie arbeiten. Da das praktisch im allgemeinen nicht zutrifft, muß nun auch noch der, wie wir sehen werden, günstige Einfluß der Sättigung ermittelt werden. Wie in Abschnitt B gezeigt [Gl. (B 11)], muß bei Spannungsänderung ein zusätzliches Glied $\left(\frac{\Delta U}{k} \mu\right)$ berücksichtigt werden, um das die Änderung des Stromes J_1 , der ja immer senkrecht zur Spannung steht, größer wird als ohne Sättigung. Gehen wir nach Abb. 35 von irgendeinem Betriebspunkt auf dem für geradlinige Kennlinie gültigen Stromkreis K_2 [nach Gl. (4)] um ein kleines Stück weiter, so wird sich damit die Spannung auf der Kraftwerksseite etwas ändern. Der Einfluß dieser Spannungsänderung auf den Primärstromverlauf ($\Delta J'_1$) ist [nach dem Ansatz der Gleichungen, die zu Gl. (4) geführt haben] im Diagramm berücksichtigt, allerdings unter der Annahme gleichbleibender Reaktanz der Synchronmaschine. Zusätzlich bekommen wir nun bei auftretender Sättigung noch eine kleine Stromänderung, die durch den Zusatzstrom $\Delta J''_1 = \frac{\Delta U_2}{k} \mu$, bedingt durch die Sättigung, nach Gl. (B 11)

so daß damit die Spannungsverringerung teilweise wieder aufgehoben wird. Infolge der Sättigung nimmt der Blindstrombedarf der Maschine auf der Kraftwerksseite bei Spannungssenkung stärker ab als bei geradliniger Kennlinie, und damit tritt gewissermaßen eine Stützung der Spannung ein.

Wir können nun nach den vorstehenden Überlegungen an Hand von Abb. 35 und unter Berücksichtigung von Gl. (12) oder (14) zunächst die Spannungsänderung ΔU und dann schließlich die tatsächliche Stromänderung auf der Netzseite ermitteln, wenn vom Betriebspunkt aus der Winkel zwischen Netzspannung und Polradspannung durch Vergrößerung der Beaufschlagung um den kleinen Betrag $\Delta \alpha$ geändert wird:

$$\begin{aligned} \Delta U_2 &= (\Delta J_1' \sin \gamma - \Delta J_1'') z \sin bx \\ &= \left(\Delta J_1' \sin \gamma - \frac{\Delta U_2}{\frac{k}{\mu}} \cos bx \right) z \sin bx, \end{aligned} \quad (39)$$

$$\left(\Delta U_2 = \Delta \left(\frac{R}{U_1} \right) z \sin bx \text{ nach Gl. (14)} \right)$$

und daraus:

$$\Delta U_2 = \frac{\Delta J_1' z \sin \gamma \sin bx}{1 + \mu \frac{z}{k} \cos bx \sin bx}. \quad (40)$$

Damit wird aber nach Gl. (38)

$$\Delta J_1'' = \frac{\Delta U_2}{\mu} \cos bx = \frac{\Delta J_1' \sin \gamma}{1 + \frac{k}{\mu z} \frac{1}{\sin bx \cos bx}} \quad (41)$$

und nach Abb. 35:

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{\Delta J_1' \sin \gamma - \Delta J_1''}{\Delta J_1' \cos \gamma} = \operatorname{tg} \gamma \frac{1}{1 + \frac{\mu z}{k} \frac{1}{2} \sin 2bx} \quad (42)$$

oder

$$\frac{\operatorname{tg} \delta}{\operatorname{tg} \gamma} = \frac{G}{H} = \frac{1}{1 + \frac{\mu z}{k} \frac{1}{2} \sin 2bx}. \quad (43)$$

Wir können nunmehr nach Abb. 35 und Gl. (43) den Verlauf der Kurve, die an die Stelle des Kreises K_1 tritt, in der Nähe irgendeines Betriebspunktes übersehen, wenn wir den Sättigungsgrad $\mu = \frac{F}{D}$

des Generators nach Abb. 9 in diesem Betriebspunkt kennen, und danach kann dann die Stabilität ohne weiteres beurteilt werden. Im Grenzfall, bei vollkommen horizontaler Kennlinie der unerregten Maschine, also $\mu = \infty$ (Abb. 9), wobei die Kraftwerksspannung dann starr gehalten würde, wird $\text{tg } \delta = \delta = 0$, d. h. der Anstieg der Ersatzkurve für K_2 entspricht dem von K_1 ; wir haben dann die Verhältnisse, wie sie sich bei Kupplung zweier starrer Netze ergeben. Praktisch werden wir natürlich diesen äußersten, günstigsten Fall nicht erreichen können, da eben eine vollkommen horizontale Kennlinie der Maschine mit $\mu = \infty$ nicht möglich ist.

Bei dem früher schon behandelten Beispiel (S. 46) einer Leistungsübertragung über 750 km bei $\frac{z}{k} = 1,0$ mit $\frac{U_2}{U_1} = \lambda = 1,0$ soll (unter Vernachlässigung der Verluste) der günstige Einfluß der Sättigung

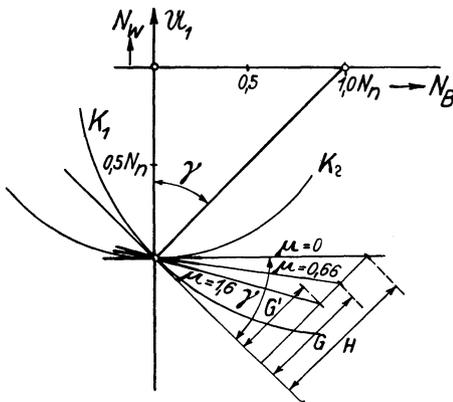


Abb. 36. Einfluß verschieden großer Sättigung (μ) auf das Scheinleistungsdiagramm bei Übertragung der natürlichen Leistung über 750 km von einem Generator mit einem relativen Kurzschlußverhältnis $\kappa = 1,0$

noch besonders gezeigt werden. Wir legen dabei für den Generator die Normal-kennlinie einer Synchronmaschine Abb. 8 [18] zugrunde und untersuchen die Scheinleistungskurve im Punkt der natürlichen Leistung, die ohne Sättigung gerade den Grenzpunkt stabilen Betriebes darstellen würde. Da bei der natürlichen Leistung der Generator mit $\cos \varphi = 1,0$ arbeitet, wird die innere Spannung praktisch gleich der Klemmenspannung und

wir können der Kennlinie Abb. 8 den Sättigungsgrad $\mu = \frac{F}{D} = \frac{0,4}{0,6} = 0,66$ bei Normalspannung entnehmen. Nach Gl. (43) wird

$$\frac{\text{tg } \delta}{\text{tg } \gamma} = \frac{G}{H} = \frac{1}{1 + 0,66 \cdot 0,5 \cdot 1,0} = 0,75.$$

Die in das Netz gelieferte Leistung steigt jetzt nach Abb. 36 in diesem Betriebspunkt mit größer werdendem Winkel noch an, der Betrieb ist also durch die Sättigung stabilisiert worden.

Wesentlich günstiger werden die Verhältnisse noch, wenn wir mit größerer Sättigung, etwa mit $\mu = 1,6$ arbeiten, wie sie bei der Normalkennlinie bei 1,2facher Normalspannung eintreten würde. Wir bekommen dann:

$$\frac{\operatorname{tg} \delta}{\operatorname{tg} \gamma} = \frac{G'}{H} = \frac{1}{1 + 0,8} = 0,55.$$

In Abb. 36 ist auch dieser Fall mit eingezeichnet.

Zusammenfassend kann also gesagt werden, daß der Einfluß der Sättigung auf die Stabilität immer günstig sein wird und daß wir in jedem beliebigen Betriebspunkt die Neigung des Primärstromdiagramms und damit die Änderung der Netzleistung bei Änderung der Beaufschlagung der Kraftmaschine ermitteln können.

IV. Einfluß der Einzelpolausführung des Generators

Wie bereits bei der Behandlung der Maschinen gesagt, kommt die bisher allein behandelte Vollpolausführung der Synchronmaschine praktisch nur bei schnellaufenden Turbogeneratoren (Dampfturbinenantrieb) in Frage. Eine elektrische Energieübertragung auf sehr große Entfernung wird aber im allgemeinen nur von Wasserkraftwerken aus durchgeführt

werden, so daß wir eigentlich immer mit Synchronmaschinen der Einzelpolausführung zu rechnen haben. Das Stromdiagramm der Synchronmaschine am starren Netz wird in diesem Fall, wie in Abschnitt B gezeigt wurde, kein Kreis mehr, sondern eine Pascalsche Schnecke (Abb. 7). Die Berechnung des Stromdiagramms mit Leitung führt

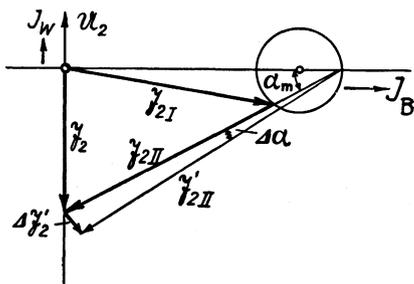


Abb. 37. Änderung des Stromes einer Einzelpolmaschine am starren Netz bei einer kleinen Änderung des Polradwinkels

in diesem Fall zu unübersichtlichen Ausdrücken, aus denen die Stabilität schwer zu beurteilen ist. Es soll daher nur gezeigt werden, und zwar am Beispiel der Übertragung der natürlichen Leistung, daß die für die Vollpolmaschine abgeleiteten Beziehungen mit einer gewissen Annäherung auch hier gelten.

Wir gehen aus vom Stromdiagramm auf der Kraftwerksseite für den Fall der Übertragung der natürlichen Leistung (Abb. 37) mit dem Winkel zwischen Polradspannung und Klemmenspannung der Maschine α_m . Vergrößern wir den Winkel α_m um den kleinen Betrag $\Delta\alpha$, so würde bei konstant bleibender Klemmenspannung eine kleine Änderung des Stromes $\Delta J'_2$ auftreten. Die Klemmenspannung ist aber bei Betrieb der Maschine über die Leitung erst am starren Netz konstant, die Klemmenspannung der Maschine wird sich daher mit der Änderung des Stromes \mathfrak{J}_2 auch ändern. Die Veränderung der Klemmenspannung verursacht nun eine ihr (bei Vernachlässigung der Sättigung) verhältnismäßige Änderung des Stromes \mathfrak{J}_{2I} , so daß sich die Gesamtstromänderung bei einer Winkeländerung aus den zwei Anteilen — Änderung von \mathfrak{J}_{2II} allein durch Winkelverdrehung, Änderung von \mathfrak{J}_{2I} allein durch Änderung der Spannung — zusammensetzt. Wir können daher schreiben unter Berücksichtigung von Gl. (B 6)

$$\Delta \mathfrak{J}_2 = \Delta \mathfrak{J}'_2 + \mathfrak{U} \Delta \mathfrak{U}_2. \quad (44)$$

Der Strom auf der Netzseite war vor der Winkeländerung, da wir ja natürliche Leistung annehmen:

$$\mathfrak{J}_1 = \mathfrak{J}_2 \cdot e^{-jbx}, \quad (45)$$

der Strom nach der Winkeländerung [nach der Leitungsgleichung (B 45) und Gl. (B 49)] wird

$$\mathfrak{J}'_1 = \mathfrak{J}_2 \cdot e^{-jbx} + \Delta \mathfrak{J}_2 \cos bx + j \frac{\Delta \mathfrak{U}_2}{z} \sin bx \quad (46)$$

und aus Gl. (44), (45) und (46) nach Elimination von $\Delta \mathfrak{J}_2$ und $\Delta \mathfrak{U}_2$ ergibt sich die Änderung des Netzstromes J_1 zu:

$$\Delta \mathfrak{J}_1 = \frac{\Delta \mathfrak{J}'_2}{\cos bx + j \mathfrak{U} z \sin bx}. \quad (47)$$

Wenn wir nun die Phasenlage von $\Delta \mathfrak{J}_1$ gegenüber der Netzspannung ermitteln wollen, müssen wir berücksichtigen, daß \mathfrak{U}_1 um den Winkel $-bx$ gegen \mathfrak{U}_2 verschoben ist, daß also $\mathfrak{U}_1 = \mathfrak{U}_2 \cdot e^{-jbx}$ ist [Gl. (B 48)]. Nehmen wir zunächst noch eine Vollpolmaschine an, so wird der Leitwert der unerregten Maschine einfach $\mathfrak{U} = \frac{1}{jk}$ und wir erhalten für Gl. (47)

$$\Delta \mathfrak{J}_{1r} = \frac{\Delta \mathfrak{J}'_2}{\cos bx + \frac{z}{k} \sin bx}. \quad (48)$$

Wir sehen, daß sich in diesem Fall $\Delta \mathfrak{J}_{1v}$ nur der Größe, nicht aber der Richtung nach von $\Delta \mathfrak{J}'_2$ unterscheidet. Wir können die Stabilitätsgrenze hier sehr schnell finden, wenn wir $\Delta \mathfrak{J}_{1v}$ noch aufteilen in Blind- und Wirkanteil, und die Entfernung bestimmen, bei der der Wirkanteil gerade verschwindet; sie entspricht dann gerade der Grenzentfernung. Bezeichnen wir nach Abb. 38 den Winkel zwischen

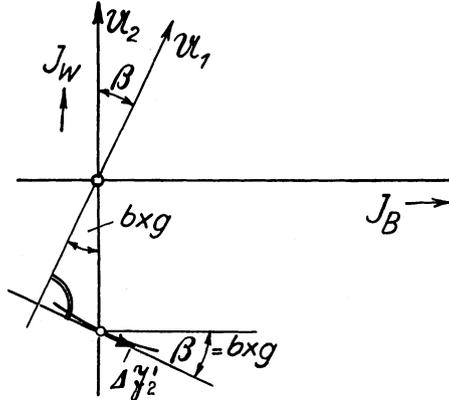


Abb. 38. Ermittlung der Grenzentfernung (x_g) aus dem Anstieg des Stromdiagramms im Punkt natürlicher Leistung bei Betrieb einer Vollpolmaschine am starren Netz

$\Delta \mathfrak{J}'_2$ und der Senkrechten zu u_2 mit β , so können wir für $\Delta \mathfrak{J}'_2$ auch schreiben

$$\begin{aligned} \Delta J'_2 &= \frac{u_2}{U_2} \cdot \Delta J'_2 (-\sin \beta - j \cos \beta) \\ &= \frac{u_1}{U_1} \cdot e^{jbx} \Delta J'_2 (-\sin \beta - j \cos \beta) \\ &= \frac{u_1}{U_1} \Delta J'_2 (\cos bx + j \sin bx)(-\sin \beta - j \cos \beta) \quad (49) \end{aligned}$$

und daraus unter Berücksichtigung von Gl. (48)

$$\Delta J_{1W} = \Delta J'_2 \frac{-\cos bx \sin \beta + \sin bx \cos \beta}{\cos bx + \frac{z}{k} \sin bx} \quad (50)$$

Da bei der Grenzentfernung ΔJ_{1W} Null wird, bekommen wir aus der Gl. (50) die einfache Gleichung für die Grenzentfernung

und
$$\operatorname{tg} \beta = \operatorname{tg} bx_g \quad (51)$$

$$bx_g = \beta. \quad (52)$$

$\Delta \mathfrak{S}_1$ wird also gegenüber $\Delta \mathfrak{S}'_2$ noch um diesen Winkel vorgedreht, so daß jetzt der Winkel (bx) zwischen \mathfrak{U}_1 und \mathfrak{U}_2 nicht mehr gleich β , sondern nur noch $\beta - \varepsilon$ sein darf, wenn ΔJ_{1W} gerade Null werden soll (Bild 39). Also

$$x_g = \frac{\beta - \varepsilon}{b}. \tag{56}$$

Die Größe des Winkels ε kann leicht abgeschätzt werden. Arbeiten wir bei einem Maschinenwinkel $\alpha_m = \frac{\pi}{4}$, so wird nach Gl. (B 7) und (B 8)

$$\frac{\lambda_W}{\lambda_B} = - \frac{\frac{k}{k_q} - 1}{\frac{k}{k_q} + 1} \leq \frac{0,42}{2,42} = 0,17,$$

also auf jeden Fall auch $\text{tg } \varepsilon < 0,170$ und $\varepsilon < 0,170$ (10°). Praktisch ist nun das Glied $\frac{1}{z \text{tg } bx}$ im Nenner von Gl. (55) etwa ebenso groß wie λ_B , so daß damit die Größe des Winkels noch auf die Hälfte, also auf etwa $0,085$ (5°) zurückgeht. 5° entsprechen aber einer Entfernung von 83 km. Um diesen Wert würde im ungünstigsten Fall die Grenzentfernung geringer werden, als sich nach der Neigung des Stromdiagramms bei natürlicher Leistung ($\Delta \beta$) errechnen würde.

Vernachlässigen wir nun die Wirkung der Pollücken überhaupt, rechnen wir also mit einer Vollpolmaschine, deren Reaktanz der Längsreaktanz der Einzelpolmaschine entspricht (wie sie aus der Leerlauf- und Kurzschlußkennlinie auch einfach entnommen werden kann), so wird die Steigung des Stromdiagramms etwas geringer als bei Berücksichtigung der Pollücken und der Unterschied im Neigungswinkel (β) liegt praktisch auch etwa in der gleichen Größe, wie der Winkel ε nach Gl. (55). Wir machen daher keinen oder nur einen sehr geringen Fehler (im allgemeinen allerdings nach der unsicheren Seite!), wenn wir bei der Ermittlung der Grenzentfernung und auch sonst bei der Ermittlung der Stabilitätsgrenze überhaupt immer von vornherein mit einer Vollpolmaschine rechnen. Bei dem Beispiel der 750-km-Leitung mit $\frac{z}{k} = 1,0$ ergibt sich z. B. bei der Einzelpolmaschine mit einem Verhältnis $\frac{k_q}{k} = 0,7$ (kleiner Grenzwert!) ein Grenzentfernungswinkel von (bx) = $42,5^\circ$, entsprechend

710 km gegenüber 750 km bei der Rechnung als Vollpolmaschine. Das etwas ungünstigere Verhalten der Einzelpolmaschine kommt daher, daß der Wirkstrom nicht nur vom Strom J_{II} herrührt, der unabhängig ist von der Spannung, sondern auch noch vom Strom J_I , der spannungsabhängig ist. Bei Vergrößerung des Polradwinkels geht die Spannung und damit auch der Wirkstromanteil von J_I zurück, der Wirkstromanstieg, von J_{II} herrührend, wird also damit etwas verringert. (Vgl. dazu Abschnitt G, Betrieb mit Asynchronmaschine als reine Widerstandsmaschine.)

Zusammenfassend stellen wir also fest, daß wir die Einzelpolmaschine genau so behandeln können wie die Vollpolmaschine, wenn wir einen im allgemeinen sehr kleinen Fehler (nach der unsicheren Seite) zulassen.

V. Einfluß der Unterteilung der Kraftwerksleistung auf mehrere Maschinen

Um den Einfluß der Unterteilung der Kraftwerksleistung auf mehrere (n) Maschineneinheiten kennenzulernen, gehen wir zunächst wieder aus vom Gesamtstromdiagramm des Kraftwerkes, wenn dieses direkt (ohne Leitung!) auf ein starres Netz arbeitet. Der Gesamtstrom setzt sich zusammen aus den Teilströmen der einzelnen Generatoren. Wir können setzen

$$\mathfrak{J} = \mathfrak{J}_a + \mathfrak{J}_b + \mathfrak{J}_c + \cdots + \mathfrak{J}_n, \quad (57)$$

wo \mathfrak{J}_a den Strom von Generator a , \mathfrak{J}_b den von b usw. bedeuten sollen. Den Strom jeder Maschine können wir wieder zusammensetzen aus den zwei Anteilen \mathfrak{J}_I und \mathfrak{J}_{II} , die sich nach Gl. (B 1) und (B 2) berechnen. Wir erhalten dann:

$$\begin{aligned} \mathfrak{J} &= \mathfrak{J}_{aI} + \mathfrak{J}_{bI} + \mathfrak{J}_{cI} + \cdots + \mathfrak{J}_{nI} + \mathfrak{J}_{aII} + \mathfrak{J}_{bII} + \cdots + \mathfrak{J}_{nII} \\ &= \frac{\mathfrak{U}}{jk_a} + \frac{\mathfrak{U}}{jk_b} + \frac{\mathfrak{U}}{jk_c} + \cdots + \frac{\mathfrak{U}}{jk_n} \\ &\quad - \frac{\mathfrak{U}_{a0} e^{j\alpha_a}}{jk_a} - \frac{\mathfrak{U}_{b0} e^{j\alpha_b}}{jk_b} - \cdots - \frac{\mathfrak{U}_{n0} e^{j\alpha_n}}{jk_n} \\ &= \frac{\mathfrak{U}}{jk_r} - \frac{\mathfrak{U}_{a0} e^{j\alpha_a} \frac{k_r}{k_a} + \mathfrak{U}_{b0} e^{j\alpha_b} \frac{k_r}{k_b} + \cdots + \mathfrak{U}_{n0} e^{j\alpha_n} \frac{k_r}{k_n}}{jk_r} \\ &= \frac{\mathfrak{U}}{jk_r} - \frac{\mathfrak{U}_{0r} e^{j\alpha_r}}{jk_r}. \end{aligned} \quad (58)$$

Darin bedeutet jetzt $1/k_r$ den Leitwert aller n Maschinen parallel im unerregten Zustand $(\frac{1}{k_a} + \frac{1}{k_b} + \dots + \frac{1}{k_n})$, $\frac{U_{0r}}{j k_r}$ den resultierenden Kurzschlußstrom (\mathfrak{I}_{II}) aller n Maschinen bei der eingestellten Erregung und α_r bestimmt den resultierenden Winkel dieses Kurzschlußstromes gegenüber der Netzspannung. Die Gl. (58) hat die gleiche Form, wie die nur einer Maschine (B 5) und wir können unter Berücksichtigung der Leitungsgleichungen nunmehr auch sofort die Gleichung des Stromdiagramms der n Maschinen über eine Leitung auf ein starres Netz arbeitend anschreiben, sie entspricht der Gl. (4) bei Betrieb mit nur einer Maschine:

$$\mathfrak{I}_{I l} = \frac{U_1}{j k_r} \frac{1 - \frac{k_r}{z} \operatorname{tg} b x}{\frac{z}{k_r} \operatorname{tg} b x + 1} - \frac{U_{0r} e^{j \alpha_r}}{j k_r \left(\frac{z}{k_r} \sin b x + \cos b x \right)} \quad (59)$$

und unter Berücksichtigung von Gl. (58):

$$\mathfrak{I}_{I l} = \mathfrak{I}_I \frac{1 - \frac{k_r}{z} \operatorname{tg} b x}{\frac{z}{k_r} \operatorname{tg} b x + 1} - (\mathfrak{I}_{II a} e^{j \alpha_a} + \mathfrak{I}_{II b} e^{j \alpha_b} + \dots + \mathfrak{I}_{II n} e^{j \alpha_n}) \cdot \frac{1}{\frac{z}{k_r} \sin b x + \cos b x} \quad (60)$$

Nach Gl. (60) kann nun das Stromdiagramm für irgendeinen bestimmten Betriebsfall gezeichnet werden, wenn die Erregungen und damit die Ströme $J_{II a}$, $J_{II b}$ usw. (Kurzschlußströme!) und außerdem die Winkel α_a , α_b usw. der verschiedenen Polradspannungen gegenüber der Netzspannung festliegen. Vollkommen unabhängig vom Belastungszustand der einzelnen Maschine bleibt auch hier der Strom J_I , der bestimmt wird durch den resultierenden Leitwert der parallelgeschalteten unerregten Maschine bzw. der resultierenden Synchronreaktanz aller Maschinen.

Nehmen wir nun an, daß die Polradwinkel α_a , α_b usw. durch entsprechende Belastung der einzelnen Maschinen alle gleich eingestellt werden und daß auch bei Laständerungen die Beaufschlagung aller Maschinen so geändert wird, daß die Winkel gleichbleiben, so bekommen wir als Stromdiagramm bzw. als Scheinleistungsdiagramm den gleichen Kreis, der sich bei nur einer einzigen Maschine ergeben würde, deren Synchronreaktanz der resultierenden Reaktanz und

ist, wenn die Winkel δ und γ gerade gleich sind. In diesem Fall wird nämlich gerade die Erhöhung der Wirkkomponente des resultierenden Stromvektors \mathfrak{J}_{II} bei einer kleinen Verdrehung aufgehoben durch die Verminderung der Wirkkomponente des Stromvektors $\mathfrak{J}_{II n}$.

Wir sehen also, daß ziemlich große Unterschiede in der Winkel-lage der einzelnen Maschinen gegeneinander zugelassen werden können, daß aber dann, wenn die gleiche maximale Leistung erreicht werden soll, wie bei nur einer resultierenden Ersatzmaschine in der Nähe dieser Grenzleistung die Polradwinkel möglichst übereinstimmen müssen, was bedeutet, daß die Wirkleistung bei $\cos \varphi = 1,0$ entsprechend der Ladeleistung

$$\left(N_k = \frac{U^2}{k}\right)$$

der einzelnen Maschinen verteilt werden muß. Es wird daher immer zweckmäßig sein, möglichst alle parallel arbeitenden Maschinen mit gleichem Leerlaufkurzschlußverhältnis auszuführen, damit sie alle gleichmäßig ihrer Nennlast entsprechend ausgenutzt werden können.

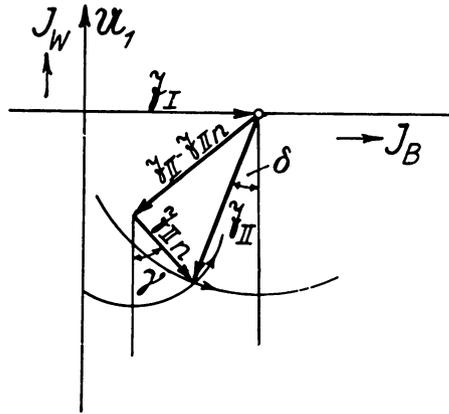


Abb. 41. Ermittlung des zulässigen Differenzwinkels zwischen den Polradspannungen bei Parallelbetrieb mehrerer Generatoren

VI. Einfluß von Transformatoren am Anfang und Ende der Leitung

(Siehe auch Abschnitt VII)

Wir wollen nun berücksichtigen, daß bei einer Leistungsübertragung auf große Entfernungen wegen der dabei erforderlichen hohen Übertragungsspannung auf der Kraftwerksseite immer, auf der Netzseite sehr häufig Transformatoren eingeschaltet werden müssen, die Schaltung also der Abb. 42 entspricht [13]. (Wie Abb. 19 aber ergänzt durch die Transformatoren 4).

Zunächst soll der Magnetisierungsstrom der Transformatoren wie auch die Verluste, die ja bei den für unsere Untersuchungen

in Frage kommenden Leistungen nur in der Größenordnung von 1 % ihrer Normalleistung liegen, vernachlässigt werden. Die Transformatoren können dann einfach durch in Reihe mit der Leitung liegende Drosselspulen ersetzt werden, deren Reaktanz der Gesamt-

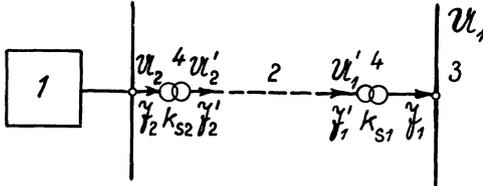


Abb. 42. Synchronkraftwerk über Leitung und Transformatoren auf ein starres Netz arbeitend

streureaktanz (k_s) der Transformatoren entsprechen. Alle Ströme und Spannungen werden bei den Untersuchungen am zweckmäßigsten auf die konstant angenommene Netzspannung U_1 bezogen, sie werden also ebenso wie auch

die verschiedenen Reaktanzen entsprechend den Übersetzungsverhältnissen der Transformatoren auf die Netzseite des Netztransformators umgerechnet. Damit wird mit den Bezeichnungen von Abb. 42

$$\mathfrak{I}'_1 = \mathfrak{I}_1, \quad (61)$$

$$\mathfrak{I}'_2 = \mathfrak{I}_2, \quad (62)$$

$$U'_1 = U_1 - j k_{s1} \mathfrak{I}_1, \quad (63)$$

$$U_2 = U'_2 - j k_{s2} \mathfrak{I}_2. \quad (64)$$

Berücksichtigen wir nun noch die Leitungsgleichungen (B 44) und (B 45) und die Maschinengleichung (B 5), so können wir aus den dann mit Gln. (63) und (64) zur Verfügung stehenden fünf Gleichungen U'_1 , U_2 , U'_2 , \mathfrak{I}_2 eliminieren und erhalten damit die Beziehung zwischen \mathfrak{I}_1 und U_1 , d. h. das Strom- oder auch das Scheinleistungsdiagramm auf der Netzseite für die Synchronmaschine mit der Synchronreaktanz k , die über die zwei Transformatoren mit den Streureaktanzen k_{s1} und k_{s2} über die Leitung arbeitet, mit der Gleichung:

$$\mathfrak{I}_{IT} = \frac{U_1}{jz} \frac{\frac{z}{(k+k_{s2})} - \operatorname{tg} bx}{\left(\frac{z}{(k+k_{s2})} - \frac{k_{s1}}{z}\right) \operatorname{tg} bx + \left(1 + \frac{k_{s1}}{(k+k_{s2})}\right)} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{jz \left[\left(1 - \frac{(k+k_{s2})k_{s1}}{z^2}\right) \sin bx + \frac{(k+k_{s2})+k_{s1}}{z} \cos bx \right]}. \quad (65)$$

Vergleichen wir den Strom nach Gl. (65) mit dem nach Gl. (4) sich ergebenden Wert, so sehen wir zunächst, daß die Synchronreaktanz des Generators gewissermaßen um die Streureaktanz des Kraftwerkstransformators (k_{s2}) vergrößert wird, es tritt nur die Summe ($k + k_{s2}$) auf. Die Grenzentfernung für Übertragung der

natürlichen Leistung wird etwas kleiner: $x_g = \frac{\text{arc tg } \frac{z}{(k + k_{s2})}}{b}$ nach Gl. (10).

Da aber praktisch der Wert von $\frac{k_{s2}}{k}$ bei 0,05 bis 0,1 liegt, macht der Transformator wenig aus. Überhaupt nicht beeinflusst wird die Grenzentfernung für die natürliche Leistung durch den Transformator auf der Netzseite. Durch seine Streureaktanz wird nur der Strom \mathfrak{I}_{11} etwas verkleinert, solange dieser der Spannung U_1 nachteil ($\text{tg } bx < \frac{z}{(k + k_{s2})}$), und vergrößert, wenn er vorteil.

Die zur Ermittlung der Stabilität bei beliebiger Belastung aufgestellten Scheinleistungsdiagramme entsprechend Abb. 26 lassen sich nach der Gl. (65) sofort auch bei Betrieb mit Transformatoren angeben. Es wird entsprechend Gl. (11) jetzt

$$\begin{aligned}
 B' &= \frac{U_1^2}{z} \frac{\frac{z}{(k + k_{s2})} - \text{tg } bx}{\left(\frac{z}{(k + k_{s2})} - \frac{k_{s1}}{z}\right) \text{tg } bx + \left(1 + \frac{k_{s1}}{(k + k_{s2})}\right)} \\
 &= N_n \frac{\frac{N'_k}{N_n} - \text{tg } bx}{\left(\frac{N'_k}{N_n} - \frac{\sigma_1 N_n}{N_{T1}}\right) \text{tg } bx + \left(1 + \frac{\sigma_1 N'_k}{N_{T1}}\right)}. \quad (66)
 \end{aligned}$$

Dabei ist jetzt

$$N'_k = \frac{U_1^2}{(k + k_{s2})} \quad (67)$$

die Ladeleistung des Generators mit vorgeschaltetem Transformator T_2 , N_{T1} die Normalleistung des Transformators T_1 , σ_1 das Verhältnis von Streuspannung bei Normalstrom zu Nenn-

spannung des Transformators T_1 , also $\frac{N_{T1}}{\sigma_1}$ die Kurzschlußscheinleistung des Transformators T_1 . Entsprechend wird in den folgenden Gleichungen auch noch σ_2 und N_{T2} eingeführt.

Bei der Ermittlung des Kreises K_1 (Abb. 26), der die Ortskurve für den Strom bei konstanter Sekundärspannung darstellt, muß darauf geachtet werden, ob die Spannung auf der Maschinenseite des Kraftwerkstransformators oder auf der Leitungsseite durch den selbsttätigen Spannungsregler konstant gehalten wird. Im ersten Fall bekommen wir die Gleichung für K_1 aus Gl. (65), in dem wir für U_{20} einfach $U_2 = \lambda U_1$ und $k = 0$, im zweiten Fall auch noch $k_{s2} = 0$ setzen.

Wir erhalten damit für A und R [entsprechend Gl. (13) und (14)]: (A' , R' , wenn Spannung auf Maschinenseite, A'' , R'' , wenn auf Leitungsseite konstant):

$$A' = N_n \frac{\frac{N_{T2}}{\sigma_2 N_n} - \operatorname{tg} bx}{\left(\frac{N_{T2}}{\sigma_2 N_n} - \frac{\sigma_1 N_n}{N_{T1}}\right) \operatorname{tg} bx + \left(1 + \frac{\sigma_1 N_{T2}}{\sigma_2 N_{T1}}\right)}, \quad (68)$$

$$A'' = N_n \frac{1}{\operatorname{tg} bx + \frac{\sigma_1 N_n}{N_{T1}}}, \quad (69)$$

$$R' = \lambda N_n \frac{1}{\left(\frac{\sigma_2 N_n}{N_{T2}} + \frac{\sigma_1 N_n}{N_{T1}}\right) \cos bx + \left(1 - \frac{\sigma_1 \cdot \sigma_2 N_n^2}{N_{T1} \cdot N_{T2}}\right) \sin bx}, \quad (70)$$

$$R'' = \lambda N_n \frac{1}{\frac{\sigma_1 N_n}{N_{T1}} \cos bx + \sin bx}. \quad (71)$$

Mit Hilfe der unter Berücksichtigung der Transformatorenreaktanzen gefundenen Kreise K_1 und K_2 kann nunmehr, wie in Abschnitt C I gezeigt, aus dem Schnittpunkt der Geraden $N_B = B$ = const mit dem Kreise K_1 bei bestimmten Verhältnissen die Grenzleistung ermittelt werden. Allgemein gültige Kurven für $\frac{N_g}{N_n}$ oder $\frac{N_g}{N_k}$, die den Abb. 27 und 28 entsprechen würden, sind hier

nicht durchgerechnet worden, weil die Zahl der jetzt veränderlichen Größen (N_{T1} , N_{T2} , σ_1 , σ_2 , N_k) so groß ist, daß es nicht möglich ist, anschauliche Kurven zusammenzustellen. Praktisch wird man von den Kurven Abb. 26 und 27 ausgehen, also zunächst den Einfluß der Transformatoren vernachlässigen, die gewünschte Größe, wie z. B. Übertragungsspannung, ermitteln und hinterher noch die Stabilität für bestimmte Betriebsfälle an Hand der Kreise K_1 und K_2 kontrollieren. Wichtig ist jedenfalls, daß durch die Streureaktanzen der Transformatoren die Stabilitätsverhältnisse etwas verschlechtert werden.

Wie bereits gesagt, müssen bei Schaltung mit Transformatoren die verschiedenen Ströme, Spannungen usw. auf gleiche Spannung umgerechnet werden. Beträgt z. B. bei einer Übertragung die Netzspannung 220 kV, das (Leerlauf-) Übersetzungsverhältnis des Netztransformators 220/380 kV, das des Kraftwerkstransformators 380/35 kV, so würde in Gl. (70) und (71) $\lambda = \frac{U_2}{U_1} = 1,0$ zu setzen sein, wenn bei einer Netzspannung von 220 kV an den Kraftwerkssammelschienen 35 kV konstant gehalten würde, also eine Spannung, die gerade dem Gesamtleerlaufübersetzungsverhältnis der Transformatoren entspricht. Auch bei der Berechnung von N_n ist das Leerlaufübersetzungsverhältnis einzusetzen, so daß im obigen Beispiel $N_n = \frac{380^2}{z}$ wird. Ebenso ist als Ladeleistung N_k diejenige einzusetzen, die sich bei 35 kV an der Kraftwerkssammelschiene und für N'_k diejenige, die sich bei 380 kV auf der Leitungsseite des Kraftwerkstransformators ergibt.

Sehr häufig werden nun die Transformatoren regelbar ausgeführt, d. h. das Übersetzungsverhältnis ist verstellbar (Regeltransformatoren). Damit ändern sich naturgemäß die verschiedenen Größen, die wir für die Ermittlung der Stabilität benötigen. Wird beim obigen Beispiel etwa das Übersetzungsverhältnis des Kraftwerkstransformators auf 380/38 kV verändert, so wird jetzt $\lambda = 0,92$, wenn weiterhin an der Kraftwerkssammelschiene $U_2 = 35$ kV konstant gehalten wird. Bei der Verwendung von Regeltransformatoren muß also darauf geachtet werden, daß bei den Stabilitätsuntersuchungen das jeweilige Übersetzungsverhältnis berücksichtigt wird.

VII. Einfluß von parallel zu den Generatoren geschalteten Blindlastzeugern und Einfluß des Magnetisierungsstromes des Kraftwerkstransformators

Um die Generatoren von der je nach der Wirkleistung meist auch noch zu liefernden oder aufzunehmenden Blindleistung zu entlasten, oder um schnellere Spannungsregelung zu erzielen, oder auch um die Stabilität der Übertragung zu verbessern, wird es bisweilen zweckmäßig sein, parallel zu den Generatoren besondere Blindlastzeuger, also Drosselpulen, Kondensatoren oder auch leerlaufende Phasenschieber zu schalten. Der Einfluß dieser Blindstromerzeuger auf die Stabilität soll nun untersucht werden.

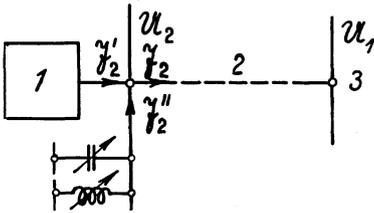


Abb. 43. Generatoren mit parallelgeschalteten Blindwiderständen über eine Leitung auf ein starres Netz arbeitend

Wir nehmen zunächst an, daß nach Abb. 43 je nach den Belastungsverhältnissen stufenweise regelbare Drosselpulen oder Kondensatoren parallel zu den Generatoren an die Kraftwerkssammelschienen geschaltet werden. Der Strom \mathfrak{I}_2 , der von der Kraftwerkssammelschiene in die Leitung geliefert wird, setzt sich jetzt nach Abb. 43 zusammen aus

dem Generatorstrom \mathfrak{I}_2' und dem Blindstrom von den Drosseln bzw. Kondensatoren \mathfrak{I}_2'' . Der Generatorstrom \mathfrak{I}_2' kann, wie früher gezeigt [Gl. (B 5)], zusammengesetzt werden aus zwei Teilströmen, von denen der eine (\mathfrak{I}_{I}) nur abhängig ist von der Klemmenspannung und der Synchronreaktanz und senkrecht nacheilend auf der Klemmenspannung U steht, und der zweite Teilstrom \mathfrak{I}_{II} abhängig ist von der Erregung und außerdem vom Polradwinkel. Es wird nach Gl. (B 5)

$$\mathfrak{I}_2' = \frac{U_2}{jk} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{jk}. \quad (72)$$

Für den Strom \mathfrak{I}_2'' können wir setzen:

$$\mathfrak{I}_2'' = \frac{U_2}{jX}, \quad (73)$$

wobei X den Blindwiderstand des Blindstromerzeugers bedeutet, der positiv (Drosselspule) oder negativ (Kapazität) sein kann. Aus Gl. (72) und (73) ergibt sich nun für den Gesamtstrom \mathfrak{I}_2

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_2 &= \mathfrak{I}_2 + \mathfrak{I}_2' = \frac{U_2}{j k} + \frac{U_2}{j X} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{j k} \\ &= \frac{U_2}{j k'} - \frac{U_{20}}{j k} e^{j\alpha}. \end{aligned} \tag{74}$$

Dabei ist für die Summe der Leitwerte $\frac{1}{j k} + \frac{1}{j X} \equiv \frac{1}{j k'}$ gesetzt.

Wir sehen, daß durch die Parallelschaltung des Blindwiderstandes zum Generator gewissermaßen die Ladeleistung $N'_k = \frac{U^2}{k'}$ vergrößert (bei Drosselspule) bzw. verkleinert (Kapazität) wird.

Muß also z. B. bei bestimmten Belastungsverhältnissen im Kraftwerk Blindleistung in die Leitung geliefert werden, was bei Betrieb oberhalb der natürlichen Leistung der Fall ist, so würde die Lieferung dieser Blindleistung durch Kondensatoren eine Verringerung der wirksamen Leerlaufkurzschlußleistung des Generators und damit, wie wir früher gesehen haben, auch eine Verschlechterung der Stabilitätsverhältnisse ergeben. Im Gegensatz hierzu werden die Stabilitätsbedingungen günstiger, wenn eine von der Leitung gelieferte Blindleistung im Kraftwerk nicht von den Generatoren, die dann untererregt betrieben werden müßten, sondern von Drosselspulen aufgenommen wird. An einem Beispiel soll dies noch besonders gezeigt werden.

Eine Leitung über 750 km bei einer Übertragungsspannung von 220 kV konstant am Anfang und Ende der Leitung und damit einer natürlichen Leistung von 130 MW soll mit 100 MW belastet werden. Sie liefert dann nach Abb. 44 auf der Netzseite und damit auch auf der Kraftwerksseite etwa 23 MVA Blindleistung. Der Generator auf der Kraftwerksseite soll für eine Leistung von 130 MW bei einem Kurzschlußverhältnis von 1,0, also einer Leerlaufkurzschlußleistung von $N_k = 130$ MVA ausgelegt sein. Wird die Blindleistung von 23 MVA nun vom Generator aufgenommen, der dann untererregt betrieben wird, so fällt der Mittelpunkt des Kreises K_2 (M_2 , Abstand B), Abb. 44 ($U_{20} = \text{const}$), mit dem Nullpunkt zusammen, das System arbeitet nahe an der Grenze der Stabilität. Wird aber im Kraftwerk eine Drosselspule aufgestellt, die so bemessen ist, daß

sie einmal die Blindleistung der Leitung von 23 MVA und zusätzlich noch 50 MVA aufnimmt, wobei dann der Generator etwas übererregt werden muß, um diese 50 MVA zu liefern, so wird damit $N'_k = 130 + 73 = 203$ MVA und $\frac{N'_k}{N_n} = \frac{200}{130} = 1,56$ und der Abstand B' des Mittelpunktes (M'_2) vom Nullpunkt nach Gl. (11)

$$B' = N_n \frac{1,56 - 1}{1,56 + 1} = N_n \cdot 0,22 = 29 \text{ MVA.}$$

In Abb. 44 ist der entsprechende Kreis (K'_2) mit eingezeichnet. Man sieht sofort, daß die Sicherheit gegen den Kippunkt wesent-

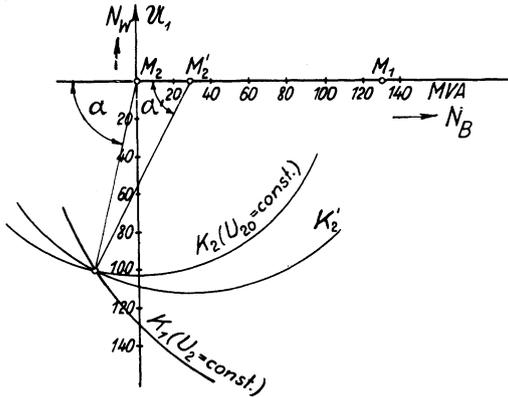


Abb. 44. Scheinleistungsdiagramm bei Übertragung von 100 MW über 750 km bei 220 kV Übertragungsspannung, einmal ohne (K_2) und einmal mit parallelgeschalteten Drosselspulen auf der Kraftwerksseite (K'_2)

lich größer geworden ist. Während ohne Drosselspule (K_2) der Gesamtwinkel zwischen Polrad- und Netzspannung (α) 77° beträgt, wird er jetzt (α') 64° , die Sicherheit gegen den Grenzwinkel von 90° hat sich von 13 auf 26° , also auf das Doppelte erhöht.

Anders werden die Verhältnisse, wenn an die Kraftwerkssammelschiene nicht ein Kondensator oder eine Drosselspule, sondern eine Anordnung mit Kondensator und parallel dazu geschalteter gesättigter Drosselspule angeschlossen wird. Die Strom-Spannungskennlinie einer solchen Anordnung ist bereits in Abschnitt B (Abb. 12, Kurve d) kurz behandelt worden. Der Strom, den die Kondensator-Drosselkombination aufnimmt, ist, wenn wir die Verluste vernachlässigen und außerdem nur die Grundwelle berücksichtigen [15], immer reiner Blindstrom, und zwar bei kleinen Spannungen vor-

eilend, bei höheren nachteilend, er steht also genau so wie der Teilstrom \mathfrak{J}_I immer senkrecht auf der Klemmenspannung des Generators. Wir berücksichtigen daher den Einfluß dieser Zusatzeinrichtung am einfachsten dadurch, daß wir die resultierende Gesamtkennlinie aus unerregtem Generator (entsprechend Abb. 9) und parallelgeschalteter Kondensator-Drossel-Kombination bilden und dann genau so vorgehen, wie dies bei der Behandlung des Einflusses der Generator-sättigung im Abschnitt C III gezeigt wurde.

In Abb. 45 ist I die Kennlinie des Generators (nach Abb. 9), II die von Kondensator mit Drossel (nach Abb. 12) und III die resultierende aus beiden. Bei der Kurve II ist angenommen,

daß Kondensator und Drossel so abgestimmt sind, daß bei Normalspannung (U_n) weder Blindstrom aufgenommen noch abgegeben wird. Wir können der Abb. 45 sofort entnehmen: die resultierende Reaktanz k_r

$$k_r = \frac{U_n}{J_{rn}}, \quad (75)$$

denresultierenden Sättigungsgrad

$$\mu_r = \frac{F}{D} \quad (76)$$

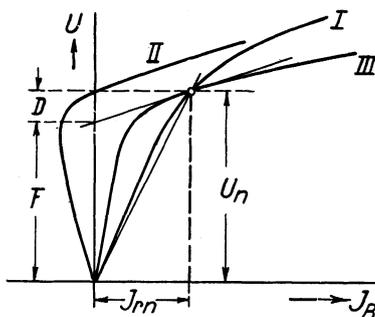


Abb. 45. Strom-Spannungskennlinie eines Generators (I), einer Kondensator-Drosselkombination (II) und der resultierenden Kennlinie aus beiden (III)

und können mit Hilfe der resultierenden Reaktanz k_r eines bestimmten Betriebspunktes (K_1, K_2) und mit Hilfe von μ_r und Gl. (43) die Änderung des Anstiegswinkels im Betriebspunkt bestimmen.

Greifen wir nochmals unser Beispiel (S. 65) auf mit dem Diagramm Abb. 44 und nehmen wir wieder an, daß Drossel und Kondensator so abgestimmt sind, daß bei Sollspannung auf der Kraftwerksseite der Blindstrom gerade Null wird, so können wir zunächst ausgehen vom Kreis K_2 , Abb. 44, da sich im Betriebspunkt die Gesamtreaktanz nicht geändert hat. Die Änderung des Anstiegswinkels ergibt sich nun, wenn aus Abb. 45, die der Kennlinie für das Beispiel entsprechen soll, $\mu = \frac{F}{D} = 4,9$ entnommen wird nach Gl. (43)

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{G}{H} = \frac{1}{1 + 4,9 \cdot 0,5 \cdot 1,0} = 0,25.$$

In Abb. 46 (δ' und G') ist der sehr günstige Einfluß der Kondensator-Drosselanordnung auf den Verlauf des Stromdiagramms in der Nähe des Betriebspunkts gezeigt. Während der Anstiegswinkel β ohne die Anordnung und allerdings auch unter Vernachlässigung der Generatorsättigung nur 14° betrug, ist er jetzt (β') auf 44° angestiegen, d. h. mit wachsendem Polradwinkel wächst die Wirkleistung wesentlich stärker an, die Stabilitätsverhältnisse sind also

sehr beachtlich besser geworden. Wir nähern uns schon sehr dem Grenzwert für β , der sich bei vollkommen starr gehaltener Sekundärspannung ($U_2 = \text{const}$, $\beta'' = 57^\circ$) ergeben würde.

Genau so, wie der Blindstrom, den eine Drosselspule, die parallel zum Generator geschaltet ist, aufnimmt, wirkt auch der Magnetisierungsstrom des Transformators auf der Kraftwerksseite. Wir brauchen also nur die resultierende Gesamtreaktanz aus Generator mit Transformator parallel als resultierende Reaktanz einzusetzen.

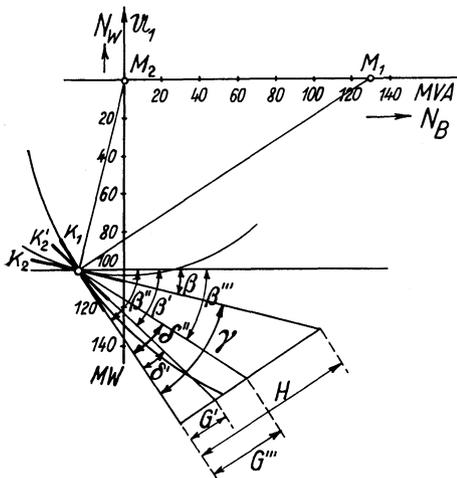


Abb. 46. Verbesserung der Stabilität durch Parallelschalten eines Kondensators mit gesättigter Drosselspule oder eines Phasenschiebers. Vergrößerung des Winkels β auf β' bzw. β'' [Beispiel entspricht (B. 44)]

Die Verkleinerung der Ladeleistung des Generators durch die Streureaktanz [Gl. (67)] wird also ganz oder teilweise wieder aufgehoben durch die Wirkung des Magnetisierungsstromes. Entspricht z. B. die Transformatorleistung gerade der des Generators, ist außerdem das Leerlaufkurzschlußverhältnis des Generators 1, beträgt der Streuspannungsabfall bei Normalstrom des Transformators 8 % der Normalspannung ($\sigma_2 = 0,08$), der Magnetisierungsstrom des Transformators 5 % des Normalstromes, so wird die wirksame Leerlaufkurzschlußleistung des Generators unter Berücksichtigung von Streuspannungsabfall und Magnetisierungsstrom

$$N'_k = \frac{N_k \cdot 1,05}{1,08} = \frac{N_k}{1,025}$$

Wir sehen also, daß wir im allgemeinen einen sehr kleinen Fehler machen, wenn wir einfach annehmen, daß sich die beiden Wirkungen gerade kompensieren, der Transformator also die Stabilitätsverhältnisse überhaupt nicht beeinflusst. Dies gilt allerdings nur, solange er noch im ungesättigten Gebiet seiner Magnetisierungskennlinie arbeitet. Die Sättigung wirkt dann genau so, wie bei der gesättigten Drosselspule gezeigt, stabilisierend auf das Übertragungssystem.

Schalten wir an Stelle von Drosselspulen und Kondensatoren leerlaufende Blindleistungsmaschinen, Phasenschieber parallel zum Generator, so können wir nach ihren Kennlinien, die entweder denen von ungesättigten Drosselspulen oder Kondensatoren (Asynchronphasenschieber in einfachster Schaltung, Abb. 16) oder denen von Kondensator - Drosselspulenkombination (Synchronphasenschieber, Abb. 10, oder Asynchronphasenschieber mit Kunstschaltung, Abb. 16c) entsprechen, sofort auch ihren Einfluß auf die Stabilität übersehen. Bei Verwendung

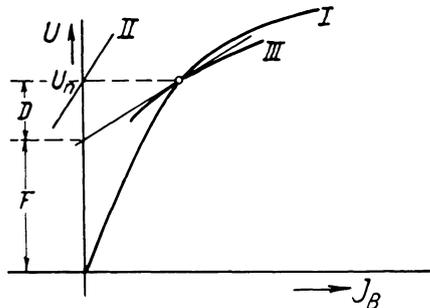


Abb. 47. Strom-Spannungskennlinie eines Generators (I), eines Phasenschiebers (II) und Resultierende (III) in der Nähe des Betriebspunktes. (Phasenschieberleistung 25 % der Generatorleistung)

von Spannungs-Schnellreglern gelingt es, wie in Abschnitt B bereits gesagt, bei Synchronphasenschiebern die innere Spannung konstant zu halten, so daß praktisch mit einer sehr viel geringeren Neigung der Kennlinie (Abb. 11, a') gerechnet werden kann. An dem früher behandelten Beispiel (S. 65) soll noch der günstige Einfluß eines solchen schnell geregelten Phasenschiebers gezeigt werden. Wir schalten parallel zum Generator einen Synchronphasenschieber mit einer Normalleistung gleich 25 % der Generatorleistung, also $130 \cdot 0,25 = 32,5$ MVA, und einem Streuspannungsabfall bei Nennstrom von 20 % der Normalspannung. Außerdem soll der Phasenschieber so erregt sein, daß bei der Normalspannung seine Blindlast gerade Null wird. In der Nähe des Betriebspunktes (100 MW) wird sich nun bei einer Änderung des Polradwinkels die Anordnung so verhalten, wie wenn die nach Abb. 47 gezeichnete resultierende

Kennlinie des Generatorblindstroms (III) wirksam wäre. Wir bekommen daraus den scheinbaren Sättigungsgrad [Gl. (B 12)]

$$\mu = \frac{F}{D} = 2,3,$$

damit wird auf der Netzseite das Verhältnis [Gl. (43)]

$$\frac{\operatorname{tg} \delta}{\operatorname{tg} \gamma} = \frac{G}{H} = \frac{1}{1 + 2,3 \cdot 0,5 \cdot 1,0} = 0,47.$$

In Abb. 46 würde dies einem Winkel β''' entsprechen, der zwischen β und β' liegt (G'''). Der verhältnismäßig kleine, aber mit einem Schnellregler ausgerüstete Phasenschieber beeinflusst also die Stabilität überaus günstig.

VIII. Zusammenfassung der Hauptergebnisse von Abschnitt C

„Synchronkraftwerk über Leitung auf starres Netz arbeitend.“ Stabilitätsverhältnisse bei nachgiebigem Netz

Das Scheinleistungsdiagramm der idealen (verlustfreien, ungesättigten) Vollpolmaschine, die über eine verlustlose Leitung arbeitet, ist ein Kreis mit der Gl. (4). Der Mittelpunkt des Kreises liegt auf der Blindstromachse und verschiebt sich mit wachsender Entfernung auf Werte geringerer Blindleistungslieferung des Netzes.

Bei bestimmter Entfernung fällt der Mittelpunkt mit dem Nullpunkt des Wirk-Blindleistungskordinatensystems zusammen, die Grenzentfernung für Übertragung der natürlichen Leistung ist damit erreicht. Sie hängt nach Gl. (10) lediglich vom Verhältnis der Leerlaufkurzschlußleistung (N_k) des Generators zur natürlichen Leistung der Leitung (N_n) ab.

Die Grenzleistung (Leistung an der Stabilitätsgrenze) bei bestimmter Entfernung und konstant gehaltener Kraftwerksspannung läßt sich aus der Lage der Scheinleistungskreise [K_1 , Gl. (4) und K_2 , Gl. (12)] ermitteln, die sich auf der Netzseite ergeben, wenn einmal die Spannung (U_2) auf der Kraftwerksseite (K_1) und dann die Erregung des Generators (U_{20}) konstant gehalten wird (K_2). Aus anschaulichen, allgemein gültigen Kurven (Abb. 27 und 28) kann bei bestimmten Übertragungsverhältnissen sofort die Grenzleistung (Abb. 27) oder

bei verlangter Grenzleistung die natürliche Leistung und damit die Übertragungsspannung (Abb. 28) ermittelt werden.

Durch die Leitungsverluste wird die Grenzleistung verringert. Für die bei großen Entfernungen in Frage kommenden Widerstandsverhältnisse $\left(\frac{r}{\omega L}\right)$ läßt sich nach einer Näherungsrechnung sehr schnell durch ein Korrekturglied, um das die Grenzleistung verringert wird, der Einfluß der Leitungsverluste angeben. Das Korrekturglied ist für verschiedene Widerstandsverhältnisse und verschiedene Entfernung in einem Schaubild (Abb. 32) zusammengestellt.

Durch Sättigung im Generator werden die Stabilitätsverhältnisse verbessert; der Anstieg der Wirkleistung in irgendeinem Betriebspunkt bei Vergrößerung des Polradwinkels wird größer. Die Richtung der Tangente an die Ersatzkurve für den (nicht mehr gültigen) Kreis K_2 nähert sich mehr der Tangentenrichtung an Kreis K_1 (Abb. 35). Die Änderung der Richtung kann nach Gl. (43) einfach gerechnet werden, sie wird vor allem vom Sättigungsgrad (μ nach Abb. 9) beeinflusst.

Die Ausführung des Generators als Einzelpolmaschine (nur Betrieb mit natürlicher Leistung untersucht) verschlechtert um ein geringes die Stabilitätsverhältnisse, da die Maschine etwas spannungsempfindlicher ist als die Vollpolmaschine. Der Wirkstrom geht bei gleichbleibender Erregung und gleichem Polradwinkel mit fallender Spannung (durch den Anteil von \mathfrak{I}_r am Wirkstrom) etwas zurück, während er bei der Vollpolmaschine konstant bleibt. Nach Abb. 39 und Gl. (55) kann der genaue Wert der Grenzentfernung für natürliche Leistung ermittelt werden.

Wird die Kraftwerksleistung auf mehrere Generatoren unterteilt, so ändern sich die Verhältnisse gegenüber Betrieb mit nur einem Ersatzgenerator überhaupt nicht, wenn alle Generatoren so belastet werden, daß ihre Polradstellungen immer vollkommen übereinstimmen, d. h. wenn die Last entsprechend dem Leerlaufkurzschlußverhältnis der einzelnen Maschinen verteilt wird. Wichtig ist, daß bei der maximal zu übertragenden Leistung die Polradwinkel möglichst gleich sind, weil damit die maximale Grenzlast erreicht werden kann.

Transformatoren auf der Kraftwerksseite beeinflussen durch ihre Streureaktanz die Stabilität ungünstig [Gl. (66) für B'], durch ihren Magnetisierungsstrom günstig (Abschnitt VII), die beiden Wirkungen

heben sich ganz oder teilweise auf. Praktisch kann daher ihr Einfluß vernachlässigt werden. Transformatoren auf der Netzseite verringern die Grenzleistung etwas [Gl. (66) für B' , Gln. (68) und (69) für A' bzw. A'' , und Gln. (70) und (71) für R' bzw. R'']. Praktisch wird am zweckmäßigsten das Übertragungssystem ohne Berücksichtigung der Transformatoren durchgerechnet und erst hinterher ihr meist unbedeutender Einfluß festgestellt.

Parallel zu den Generatoren liegende Drosselspulen verbessern die Stabilität (Abb. 44), Kondensatoren verschlechtern sie, da die Drosselspulen die Leerlaufkurzschlußleistung der Generatoren vergrößern, dagegen die Kondensatoren verringern. Sehr günstig wirken gesättigte Drosselspulen mit parallelgeschalteten Kondensatoren (Kennlinie Abb. 45) sowie leerlaufende Synchronphasenschieber mit Schnellreglern (Kennlinie nach Abb. 10 bzw. 11), sie verbessern die Stabilität erheblich. Ihr Einfluß kann so wie der der Sättigung [Gl. (43)] sehr schnell ermittelt werden.

In den vorstehenden Untersuchungen wurde immer angenommen, daß ein Synchronkraftwerk auf ein starres Netz arbeitet. Wie bereits gesagt, kann bei einer Untersuchung ein Netz dann als starr angesehen werden, wenn irgendwelche Blind- oder Wirklaständerungen im untersuchten System, das mit dem Netz zusammenarbeitet, weder Spannung noch auch Frequenz des Netzes merklich beeinflussen. Sehr häufig wird diese Bedingung nicht oder nur mit einer gewissen Annäherung erfüllt sein, so daß wir es dann mit einem nachgiebigen Netz zu tun haben, und es fragt sich, in welchem Sinne in diesem Fall die Stabilitätsverhältnisse beeinflußt werden. Wenn wir zunächst den entgegengesetzten Grenzfall annehmen, daß ein Netz gespeist wird, dessen Spannung und Frequenz nur vom untersuchten System abhängig ist und daß außerdem dieses Netz keine großen Synchronmotoren enthält, also in erster Annäherung als Scheinwiderstandsnetz aufgefaßt werden kann, so ist die Leistungsstabilität, auf die sich unsere Untersuchungen beschränkt haben, immer gewahrt. Eine Erhöhung der Energiezufuhr führt hier einfach zu einer Erhöhung der Frequenz solange, bis wieder Gleichgewicht zwischen der von der Kraftmaschine gelieferten und vom Netz aufgenommenen Energie besteht.

Haben wir weder den einen Grenzfall des starren Netzes noch auch den des vollkommen abhängigen Netzes, so wird sich offenbar das System hinsichtlich Stabilität günstiger als bei starrem, aber ungünstiger als bei abhängigem Netz verhalten.

Dies läßt sich auch nach folgender Überlegung schließen: Arbeiten auf das Netz außer der untersuchten Maschine noch andere, die aber zu einer Maschine zusammengefaßt gedacht werden können, so wird der dann an Stelle des Netzvektors als fest anzunehmende Polradvektor dieser Maschine bei Generatorbetrieb gegenüber dem Netzspannungsvektor vorausseilend, also in gleichem Sinn wie der Polradspannungsvektor der untersuchten Maschine, verschoben sein. Der Winkel zwischen den Polradspannungsvektoren ist also kleiner als der zwischen Polradspannungsvektor und Netzvektor. Da der Winkel zwischen Polradvektor und dem als fest anzusehenden Spannungsvektor maßgebend ist für die Stabilität, kann auch aus dieser Tatsache geschlossen werden, daß die Untersuchung mit starrem Netz den ungünstigsten Betriebsfall erfaßt, die tatsächlichen Stabilitätsbedingungen also in Wirklichkeit besser werden als die mit der Annahme eines starren Netzes durchgeführten Rechnungen ergeben.

Günstig beeinflußt wird die Stabilität auch durch die Spannungsregler im Kraftwerk, soweit hier neuzeitliche, rasch arbeitende Schnellregler vorgesehen sind. Für die Stabilität maßgebend wird in diesem Fall eine gegenüber der Synchronreaktanz (k) verkleinerte Reaktanz.

D. Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte. Einfluß von Kompensationseinrichtungen in den Unterstationen.

I. Zweck einer Unterteilung

Bei der Übertragung größerer Leistungen auf große Entfernungen wird praktisch immer mit Doppelleitungen gearbeitet. Um die volle Energielieferung auch bei einer Störung auf der Leitung, also etwa bei einem Kurzschluß auf einer der beiden Leitungshälften, sicherzustellen, ist es unter Umständen zweckmäßig, die Doppelleitung nach Abb. 48 zu unterteilen [14]. Tritt nun auf irgendeinem Leitungs-

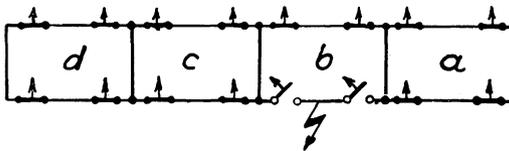


Abb. 48. Unterteilung einer Doppelleitung mit der Möglichkeit der Abschaltung eines kranken Leitungsstückes

abschnitt ein Kurzschluß auf, so kann dieser kranke Leitungsteil, z. B. *b*, durch die entsprechenden Leistungsschalter abgeschaltet werden und die Leitung bleibt als Doppelleitung in Betrieb, allerdings etwas geschwächt, weil im Abschnitt *b* die eine Hälfte ausfällt. Bei entsprechend reichlicher Bemessung des ganzen Übertragungssystems, vor allem hinsichtlich der Stabilität, kann auch noch mit der geschwächten Leitung die volle Leistung übertragen werden.

Allgemein wird bei der Leistungsübertragung möglichst Betrieb mit natürlicher Leistung angestrebt, weil in diesem Fall wegen der dann längs der Leitung konstant bleibenden Strom- und Spannungswerte eine vollkommen gleichmäßige Ausnutzung der Leitung sowohl hinsichtlich der Leitungsquerschnitte als auch der Isolation gegeben ist. Häufig wird aber die zu übertragende Leistung nicht vollkommen konstant bleiben, sondern zeitweise geringer, zeitweise höher als die natürliche Leistung sein. In solchen Fällen kann es zweckmäßig werden, die Leitung zu unterteilen und durch Kompensationseinrichtungen in den Zwischenstationen die Leitung der jeweiligen Belastung anzupassen. Man geht hier umgekehrt vor wie in der

Fernmeldetechnik, wo immer die Belastung der Leitung angepaßt wird, indem man die Leitung mit dem Wellenwiderstand abschließt.

Außerdem geht aus den Kurven Abb. 27 und 28 hervor, daß bei sehr großen Entfernungen die Grenzleistung (Leistung an der Grenze der Stabilität) selbst bei sehr großem relativem Leerlaufkurzschlußverhältnis κ , also großen Maschinen im Vergleich zur natürlichen Leistung, unter oder nur sehr wenig über der natürlichen Leistung liegt. Bei 60° (1000 km) wird z. B. erst bei $\kappa = 1,8$ die Grenzleistung gleich der natürlichen und strebt außerdem bei unendlich großer Maschine (starres Netz, $\kappa = \infty$) nur auf den Wert von $1,16 N_n$ hin. Praktisch wird es daher wegen der ja unbedingt noch erforderlichen Sicherheit nicht möglich sein, bei einer Leistungsübertragung auf 1000 km mit einer einfachen normalen Freileitung mit der natürlichen Leistung zu arbeiten, sondern man wird immer tiefer bleiben müssen. Die Grenze für die günstige Übertragung mit natürlicher Leistung wird nach den Kurven Abb. 27 ungefähr die Entfernung von 750 km darstellen. Sollen größere Entfernungen bei Betrieb mit natürlicher Leistung überbrückt werden, so muß auch hier die Leitung in einzelne Unterabschnitte unterteilt werden, mit besonderen Kompensations-einrichtungen in den Zwischenstationen.

II. Stabilität eines Übertragungssystems mit geschwächter Leitung

Tritt auf einer Doppelleitung nach Abb. 48 an irgendeiner Stelle ein Kurzschluß auf, so ergeben sich nach der Abschaltung, je nach der Lage des Kurzschlusses, die drei in Abb. 49 gezeichneten Möglichkeiten für das Leitungssystem. Dabei braucht nicht etwa angenommen zu werden, daß die Leitung nur in drei Abschnitte unterteilt wird, die Entfernungen x_{23} , x_{12} , x_{34} können ganz verschieden groß sein. In den gesunden Leitungsteilen können noch weitere Stationen vorgesehen sein, die aber die ganzen Verhältnisse natürlich nicht beeinflussen und deshalb auch gar nicht mit eingezeichnet sind.

Wir untersuchen nun lediglich den einfachsten Fall, daß ein Generator über die geschwächte Leitung auf ein starres Netz arbeitet,

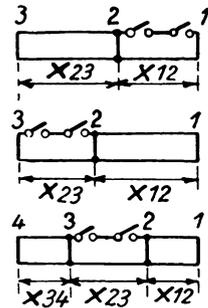


Abb. 49. Verschiedene Möglichkeiten des Schaltungszustandes einer geschwächten Doppelleitung

Schaltung	A	R	B	Wobei: α
	$N_n \cdot \frac{1 - \text{tg } bx_2 \cdot \text{tg } bx_3}{\text{tg } bx_3 + 2 \text{tg } bx_2}$	$N_n \frac{1}{2 \sin bx_2 \cos bx_3 + \sin bx_2 \cos bx_3}$	$N_n \frac{\alpha - \frac{\text{tg } bx_2}{2}}{1 + 2 \text{tg } bx_2 \cdot \alpha}$	$\alpha = \frac{\frac{2}{K} - \text{tg } bx_3}{\frac{2}{K} \cdot \text{tg } bx_3 + 1}$
	$N_n \cdot \frac{1 - 2 \text{tg } bx_2 \cdot \text{tg } bx_3}{2 \text{tg } bx_3 + \text{tg } bx_2}$	$N_n \frac{1}{\sin bx_2 \cos bx_3 + 2 \sin bx_2 \cos bx_2}$	$N_n \frac{\alpha - 2 \text{tg } bx_2}{2 + \text{tg } bx_2 \cdot \alpha}$	$\alpha = \frac{2 \frac{2}{K} - \text{tg } bx_3}{\frac{2}{K} \cdot \text{tg } bx_3 + 1}$
	$N_n \frac{2 - \text{tg } bx_2 \cdot \text{tg } bx_3}{2(\text{tg } bx_2 + 2 \text{tg } bx_3)} - \text{tg } bx_2$ $N_n \frac{2 - \text{tg } bx_2 \cdot \text{tg } bx_3}{1 + \text{tg } bx_2 \cdot 2 \text{tg } bx_3 + \text{tg } bx_2}$	$N_n \frac{1}{(\sin bx_2 \cos bx_3 + 2 \sin bx_2 \cos bx_2) (\cos bx_2 \frac{\text{tg } bx_3}{2} \sin bx_2 + \frac{\sin bx_2 \cos bx_2}{\cos bx_3})}$	$N_n \frac{\alpha - \text{tg } bx_2}{1 + \text{tg } bx_2 \cdot \alpha}$	$\alpha = \frac{\frac{2}{K} - \text{tg } bx_3}{\frac{2}{K} \cdot \text{tg } bx_3 + 1}$ $\alpha = \frac{\frac{2}{K} - \text{tg } bx_3}{1 + 2 \text{tg } bx_3 \cdot \frac{2}{K} \text{tg } bx_2 + 1}$

Schaltung.

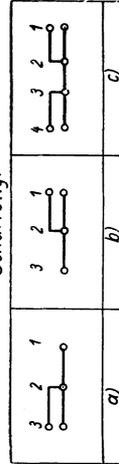


Abb. 50. Formeln für die Berechnung der für die Kontrolle der Stabilität erforderlichen Größen nach Abb. 26 (A, R, B) bei verschiedenem Schaltzustand der Doppelleitung

und zwar unter Vernachlässigung der Verluste, der Sättigung und der Einzelpolauführung des Generators.

Auch bei geschwächter Leitung bekommen wir auf der Netzseite bei konstanter Spannung auf der Kraftwerksseite ($U_2 = \text{const}$) und bei konstanter Erregung des Generators ($U_{20} = \text{const}$) als Scheinleistungsdiagramme Kreise entsprechend K_1 und K_2 , Abb. 26.

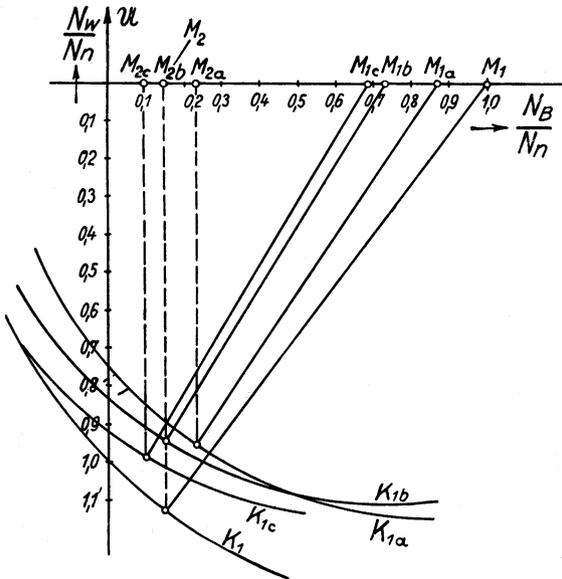


Abb. 51. Einfluß der Leitungsschwächung auf die Stabilität bei einer dreifach unterteilten 750 km Doppelleitung. (K_1 Scheinleistungsdiagramm ohne Schwächung, K_{1a} bei Fehler im Abschnitt a auf der Netzseite, K_{1b} bei Fehler im mittleren Abschnitt und K_{1c} bei Fehler im Abschnitt c auf der Kraftwerksseite)

Allerdings müssen die für die Festlegung der Kreise erforderlichen Größen A (Netzstrom bei Kurzschluß auf der Kraftwerksseite), R (Netzstrom bei Kurzschluß auf der Netzseite) und B (Netzstrom bei Betrieb mit unerregtem Kraftwerksgenerator) jetzt gerechnet werden unter Berücksichtigung der Tatsache, daß die Leitung jetzt teils als Doppel- teils als Einfachleitung geführt ist. Die Berechnung mit Hilfe der Leitungsgleichungen (B 44) und (B 45), wobei im geschwächten Teil für den Wellenwiderstand $z_g = 2z$ einzusetzen ist, wenn z den Wellenwiderstand der Doppelleitung bedeutet, macht weiter keine Schwierigkeiten, sie sei daher hier übergangen. Das

Ergebnis ist in Abb. 50 zusammengestellt. In einfacher Weise können nun auch bei geschwächter Leitung sehr schnell die Stabilitätsverhältnisse überprüft werden.

Abb. 51 zeigt z. B., wie sich die Verhältnisse ändern, wenn bei einer Leistungsübertragung ($\kappa = 1,35$) auf 750 km mit zwei Zwischenstationen bei 250 und 500 km in Abschnitt a, b oder c die halbe Leitung ausfällt. Wir sehen, daß sich hier der Ausfall von Strecke c (Netzseite) oder b gleich ungünstig auswirkt. Die Grenzleistung geht von $1,13 N_n$ (bei Betrieb mit ungeschwächter Leitung) auf etwa $0,95 N_n$ zurück, während bei Ausfall von Abschnitt c die Grenzleistung nur auf $0,99 N_n$ zurückgeht. Die Ergebnisse dieses Beispiels dürfen aber nicht verallgemeinert werden, in anderen Fällen können die Verhältnisse wesentlich anders liegen. Unter Umständen kann es mit Rücksicht auf gleiche Sicherheit zweckmäßig werden, die einzelnen Leitungsabschnitte verschieden lang zu machen.

Der Einfluß der Verluste wird hier verhältnismäßig größer werden als bei ungeschwächter Leitung, weil ja ein Leitungsstück doppelten Strom, also vierfache Verluste aufweist.

III. Kompensation der Freileitung durch reine Blindwiderstände

Wir betrachten zuerst den einfachen Fall einer Unterteilung der beliebigen langen Leitung in Abschnitte von einer Länge $l \leq 350$ km,



Abb. 52. Unterteilung einer langen Leitung in Unterabschnitte mit Blindwiderständen zur Kompensation

wobei in den Zwischenstationen einfache, ungesättigte (verlustlos gedachte) Drosselspulen oder Kondensatoren, also reine Widerstände, bei denen der Blindstrom direkt verhältnismäßig der Spannung ansteigt, parallel zur Leitung geschaltet werden, entsprechend Abb. 52[23].

Wenn wir die Verluste der Leitung vernachlässigen, können wir die einzelnen kurzen Abschnitte der Leitung entsprechend Gl. (B 46) und (B 47) durch das in Abb. 18 angegebene Ersatzschaltbild darstellen. Für die Leitung mit den zusätzlichen Drosselspulen bzw.

Kondensatoren erhalten wir dann die in Abb. 53 gezeichnete Ersatzschaltung.

Die Leitung wird durch eine reine Reaktanz gebildet, in den einzelnen Stationen sind aber Kapazitäten eingeschaltet, die der Gesamtkapazität eines Abschnittes $(C \frac{l}{2} + C \frac{l}{2})$ entsprechen. Außerdem liegen parallel zu den Leitungskapazitäten noch die Kompensationsdrosselspulen bzw. Kapazitäten, so daß sich damit eine resultierende Gesamtkapazität ergibt, die wir mit $(C' l)$ bezeichnen wollen. Wir können nun rückwärts eine Leitung angeben, die in ihrem Verhalten praktisch vollkommen der Abb. 53 entspricht,

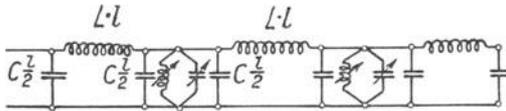


Abb. 53. Ersatzschaltung einer kompensierten Fernleitung mit einem Stationsabstand $l \leq 350$ km

bei der also die Wirkung der Kompensationseinrichtungen mit erfaßt ist. Während die Leitungskapazität je km ohne Kompensation C war, wird sie jetzt C' , also größer, wenn in den Stationen Kondensatoren, kleiner, wenn Drosselspulen eingeschaltet sind.

Sind z. B. Drosselspulen mit einer Reaktanz $X_D = \frac{1}{\omega C l}$ eingeschaltet, so wird die resultierende Leitungskapazität $C' = 0$, d. h. die Kapazität der Leitung ist vollkommen kompensiert durch Drosselspulen; die Leitung entspricht dann in ihrer Wirkung einer reinen Reaktanz. Mit der Änderung der scheinbaren Kapazität je km ändert sich aber auch der Wellenwiderstand und damit die natürliche Leistung der Leitung. Es wird

$$z' = \sqrt{\frac{L}{C'}} \quad (1)$$

und

$$N'_n = \frac{U^2}{z'}. \quad (2)$$

Wir sind nun ohne weiteres in der Lage, die Leitung durch Verändern der Kompensationsmittel in den Zwischenstationen für jede Belastung zu kompensieren, d. h. die scheinbare Leitungskapazität C'

so abzustimmen, daß die jeweils übertragene Leistung gerade die natürliche wird. Die Verstellung der Kompensationsmittel erfolgt zweckmäßigerweise selbsttätig, z. B. abhängig von der Spannung, die konstant gehalten werden muß. Da dies nur bei natürlicher Leistung längs der Leitung der Fall sein kann, erfolgt so die richtige Abstimmung. Empfindlicher arbeitet eine Regelung, die von der Blindleistung beeinflußt wird, auf die aber hier nicht näher eingegangen werden kann [4].

Praktisch wird man nun die Kompensationsmittel so bemessen, daß die Leitung von Leerlauf bis zu einem Maximalwert der Leistung, der im allgemeinen über der tatsächlichen natürlichen Leistung liegt ($N_{max} = c_m N_n$), kompensiert werden kann. Auf die hierfür erforderliche Drossel- bzw. Kondensatorleistung soll kurz eingegangen werden.

Bei Leerlauf muß $N'_n = 0$ und $z' = \infty$, also nach Gl. (1) $C' = \frac{L}{z'^2} = 0$ werden. Daraus ergibt sich bei Leerlauf die Reaktanz der im Abstand von l km parallel geschalteten Drosselspulen, wie bereits angegeben, zu

$$X_D = \frac{1}{\omega C l} \quad (3)$$

und die entsprechende Blindleistung:

$$N_{B0} = U^2 \omega C l = U^2 \sqrt{C^2} \omega l. \quad (4)$$

Da die natürliche Leistung der Leitung $N_n = \frac{U^2}{z} = \frac{U^2}{\sqrt{\frac{L}{C}}}$ ist, ergibt sich für N_{B0}

$$N_{B0} = N_n \omega \sqrt{L C} l = N_n \cdot b \cdot l = N_n \cdot 1,05 \cdot 10^{-3} l. \quad (5)$$

Wird z. B. die Leitung in Abschnitte von je 300 km aufgeteilt, so wird

$$N_{B0\ 300} = N_n \cdot 0,315,$$

die Drosselleistung entspricht also in den einzelnen Stationen 31,5% der natürlichen Leistung der Leitung.

Bei Betrieb mit maximaler Leistung ($N_{max} = c_m N_n$), die oberhalb der natürlichen liegen soll, muß z' kleiner werden als z , d. h. es müssen Kondensatoren eingeschaltet werden. Die erforderliche zusätzliche Kapazität errechnet sich aus

$$z' = \frac{z}{c_m} = \sqrt{\frac{L}{C \cdot c_m^2}} = \sqrt{\frac{L}{C'}} \quad (6)$$

zu

$$C_z = (C' - C)l = C(c_m^2 - 1)l, \quad (7)$$

und die entsprechende Blindleistung wird

$$\begin{aligned} N_{Bm} &= U^2 \omega C (c_m^2 - 1)l = U^2 \omega \sqrt{C^2} (c_m^2 - 1)l \\ &= N_n \omega \sqrt{LC} (c_m^2 - 1)l = N_n \cdot 1,05 \cdot 10^{-3} (c_m^2 - 1)l. \quad (8) \end{aligned}$$

Bei einem Stationsabstand von 300 km, wie oben angenommen, ergibt sich bei verschiedener maximaler Leistung (c_m) die in nachfolgender Tabelle angegebene Blindleistung der Kondensatoren.

Stationsabstand l km	$\frac{N_{max}}{N_n} = c_m$	$\frac{N_{Bm}}{N_n}$
300	1	0
300	1,2	0,46
300	1,4	1,0
300	1,5	1,3
300	2,0	3,2

Wir sehen aus der Tabelle, daß bei Betrieb oberhalb der natürlichen Leistung die erforderliche kapazitive Blindleistung sehr schnell ansteigt; schon bei einer Last, die nur 40% über der natürlichen liegt, muß alle 300 km eine Blindlast gleich der natürlichen Leistung zugeführt werden. Daraus geht hervor, daß ein Betrieb wesentlich über der natürlichen Leistung aus wirtschaftlichen Gründen kaum in Frage kommen kann.

Was uns nun aber vor allem interessiert, ist die Frage, ob sich die Stabilitätsverhältnisse der Leitung zusammen mit Generatoren durch die Kompensierung der Leitung geändert haben. Da die jeweilige Ersatzleitung, mit der wir auch bei den Stabilitätsuntersuchungen ohne weiteres rechnen können, immer mit ihrer natürlichen Leistung belastet ist, können wir uns auf die Ermittlung der Grenzentfernung beschränken, auf die diese jeweilige natürliche Leistung übertragen werden kann. Wir lassen bei der Stabilitätsbetrachtung wieder irgendwelche Regelvorgänge (Änderung der Kompensation) unberücksichtigt, nehmen aber an, daß die Kompensation richtig durchgeführt ist und die verschiedenen Regeleinrichtungen zur Ruhe gekommen sind. Nach wie vor gilt für die Grenzentfernung die Gl. (C 10), wobei wir aber nun berücksichtigen müssen, daß sowohl der Wellenwiderstand (z') als auch die Fort-

pflanzungskonstante (b') abhängig sind von der jeweiligen Belastung. Wir schreiben daher jetzt

$$x_g' = \frac{\text{arc tg } \kappa'}{b'} = \frac{\text{arc tg } \frac{N_k}{N_n'}}{b'} = \frac{\text{arc tg } \frac{z'}{k}}{b'}. \quad (9)$$

z' ist nach Gl. (2)

$$z' = \frac{U^2}{N_n'} = z \cdot \frac{N_n}{N_n'}, \quad (10)$$

b' wird (nach Gl. (6) $C' = C c_m^2 = C \left(\frac{N_n'}{N_n}\right)^2$)

$$b' = \omega \sqrt{LC'} = \omega \sqrt{LC} \cdot \frac{N_n'}{N_n} = b \cdot \frac{N_n'}{N_n} \quad (11)$$

und damit erhalten wir für die Grenzfernung, auf die bei kompensierter Fernleitung von einem Kraftwerk mit der Leerlaufkurzschlußleistung N_k die Leistung N_n' übertragen werden kann,

$$x_g' = \frac{\text{arc tg } \frac{N_k}{N_n'} \cdot \frac{N_n}{N_n'}}{b \frac{N_n'}{N_n}}. \quad (12)$$

Die Grenzfernung ist also stark abhängig von der übertragenen Leistung bzw. vom Verhältnis dieser Leistung zur natürlichen, also $\frac{N_n'}{N_n}$. Abb. 54 zeigt für verschiedene relative Kurzschlußverhältnisse $\left(\frac{N_k}{N_n}\right)$ diese Abhängigkeit. Wir sehen, daß bei Betrieb der kompensierten Leitung unterhalb der natürlichen Leistung die Grenzfernung sehr stark ansteigt — bei $\frac{N_n'}{N_n} = 1,0$ wird z. B. bei $\frac{N_k}{N_n} = 0,8$ die Grenzfernung schon 1100 km —, daß sie aber andererseits bei Betrieb oberhalb der natürlichen Leistung stark zurückgeht — bei $\frac{N_k}{N_n} = 1,0$ wird bei $\frac{N_n'}{N_n} = 1,2$ die Grenzfernung nur noch etwa 550 km —. Da wir außerdem früher festgestellt haben, daß bei Betrieb oberhalb der natürlichen Leistung die erforderliche kapazitive Blindleistung sehr schnell ansteigt, wird

praktisch höchstens eine geringe Überschreitung der natürlichen Leistung in Frage kommen.

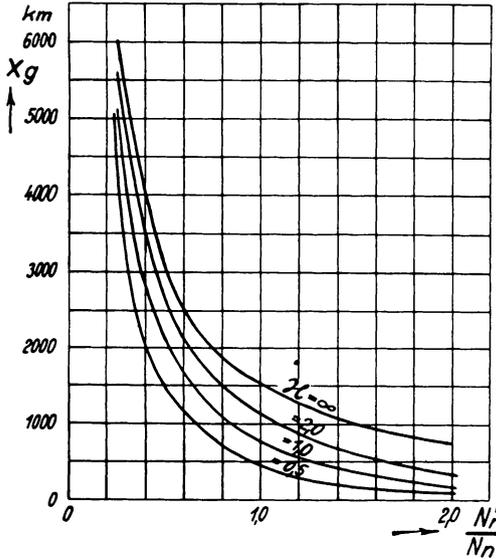


Abb. 54. Grenzfernung bei Übertragung mit (durch reine Blindwiderstände) kompensierter Leitung bei verschiedenem Verhältnis von Übertragungsleistung zu natürlicher Leistung und verschiedenem Kurzschlußverhältnis der Generatoren

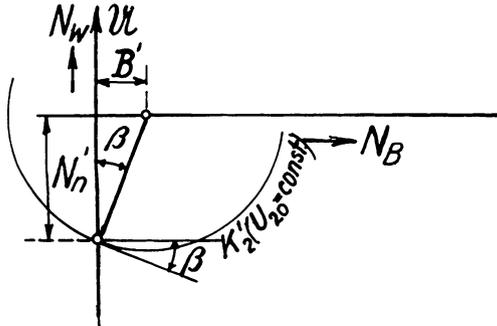


Abb. 55. Bestimmung des Sicherheitswinkels β bei Betrieb einer kompensierten Leistung. (N_n' natürliche Leistung der kompensierten Leitung)

Zur Beurteilung der Stabilitätsverhältnisse bei bestimmter Entfernung, die naturgemäß unterhalb der Grenzfernung nach den Kurven Abb. 54 liegen muß, ist der Anstieg der Wirkleistung auf

der Netzseite wichtig bei Vergrößerung des Polradwinkels von der natürlichen Leistung N'_n aus, also der Winkel β nach Abb. 55. Es wird der Abstand des Kreismittelpunktes vom Nullpunkt (B') nach Gl. (C 11)

$$B' = N'_n \frac{\frac{N_k}{N'_n} - \operatorname{tg} b' x}{\frac{N_k}{N'_n} \operatorname{tg} b' x + 1} = N'_n \frac{\frac{N_k}{N_n} \frac{N_n}{N'_n} - \operatorname{tg} \left(b \frac{N'_n}{N_n} \cdot x \right)}{\frac{N_k}{N_n} \frac{N_n}{N'_n} \operatorname{tg} \left(b \frac{N'_n}{N_n} \cdot x \right) + 1} \quad (13)$$

und

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{\Delta N_W}{\Delta N_B} = \frac{B'}{N'_n} = \frac{\frac{N_k}{N_n} \frac{N_n}{N'_n} - \operatorname{tg} \left(b \frac{N'_n}{N_n} \cdot x \right)}{\frac{N_k}{N_n} \frac{N_n}{N'_n} \operatorname{tg} \left(b \frac{N'_n}{N_n} \cdot x \right) + 1} \quad (14)$$

Der Winkel β ist, wie aus Abb. 55 zu sehen ist, der Sicherheitswinkel gegenüber senkrechter Lage von Polrad gegen Netzspannungsvektor.

Betreiben wir z. B. die in Abschnitt C VII behandelte Freileitung für 100 MW auf 750 km mit $\frac{N_k}{N'_n} = \frac{130}{130} = 1,0$ als kompensierte Leitung mit 100 MW, so wird $\frac{N'_n}{N_n} = \frac{100}{130} = 0,77$ und die Grenz-entfernung geht von 750 km (unkompensiert mit N_n betrieben!) auf 1200 km hoch. Bei 750 km wird der Sicherheitswinkel nach Gl. (14):

$$\beta = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{1 \cdot 1,3 - \operatorname{tg} (1,05 \cdot 10^{-3} \cdot 0,77 \cdot 750)}{1 \cdot 1,3 \operatorname{tg} (1,05 \cdot 10^{-3} \cdot 0,77 \cdot 750) + 1} = 0,31$$

entsprechend 17° , ein Wert, der in den meisten Fällen für sicheren Betrieb ausreichen dürfte.

Wie früher gezeigt, liegt die praktische Grenze für Übertragung der natürlichen Leistung ohne Kompensierung der Leitung bei etwa 750 km. Wir wollen nun an Hand eines Beispiels die Möglichkeit einer Leistungsübertragung auf wesentlich größere Entfernung, nämlich auf 1500 km, mit einer durch einfache (ungesättigte) Drosselspulen kompensierten Doppelfreileitung untersuchen. Die Übertragungsspannung soll 400 kV (verkettet) und damit die natürliche Leistung der Doppelleitung (N_n) 850 MW betragen. Die Leistung wird geliefert von Generatoren für eine Leistung von 600 MW bei einem Leerlaufkurzschlußverhältnis von 1,40, so daß die Leerlaufkurzschlußleistung (N_k) gleich der natürlichen Leistung der Leitung wird.

Nach Abb. 54 beträgt bei kompensierter Leitung, $\frac{N_k}{N_n} = \kappa = 1,0$ und 1500 km das erreichbare Lastverhältnis (an der Stabilitätsgrenze!) $\frac{N'_n}{N_n} = 0,65$. Praktisch wird man nicht über 0,55 gehen können, so daß damit die übertragbare Leistung der Doppelleitung bei der schon sehr hohen Übertragungsspannung von 400 kV nur $850 \cdot 0,55 = 470$ MW betragen würde. Der Sicherheitswinkel β nach Gl. (14) wird bei diesen Übertragungsverhältnissen $\text{tg } \beta = 0,20$ (entsprechend $11,5^\circ$), ist also noch recht knapp. Die nur etwa mit der halben natürlichen Leistung belastete Freileitung, die außerdem noch etwa vier Stationen mit Kompensationseinrichtungen benötigt, wird bestimmt unwirtschaftlich.

Wir sehen damit, daß durch die Kompensation durch reine Blindwiderstände, wie wir sie bisher kennengelernt haben, nur insofern bei den verhältnismäßig kurzen Entfernungen (750 bis 1000 km) etwas gewonnen ist, als die Übertragung jeder Last unter den günstigen Bedingungen möglich wird, wie sie sich sonst nur bei der natürlichen Leistung ergeben würde, daß aber bei sehr großen Entfernungen die Stabilität nach wie vor so große Schwierigkeiten bereitet, daß eine wirtschaftliche Übertragung auch jetzt praktisch nicht möglich ist.

Es sei noch darauf hingewiesen, daß sich die Leitung bei einer Kompensation durch reine Widerstandsmaschinen, also z. B. Asynchronmaschinen mit Läufererregung in der einfachsten Schaltung mit den geradlinigen Kennlinien nach Abb. 16 genau so verhält wie mit Drosselspulen bzw. Kondensatoren kompensiert.

IV. Kompensation der Freileitung durch Maschinen bzw. Apparate mit eingepprägter Spannung

Wir wollen nun das Verhalten der Leitung untersuchen, wenn sie nicht durch reine Blindwiderstände, sondern durch Maschinen mit eingepprägter Spannung kompensiert wird, also durch Synchronphasenschieber (Kennlinie Abb. 10 bzw. 11) oder aber durch Maschinen und Apparate mit einer ähnlichen Strom-Spannungskennlinie, wie z. B. Asynchronphasenschieber mit besonderen Kunstschaltungen (Kennlinie *c*, Abb. 16) oder Kondensatoren mit gesättigten Drosselspulen (Kurve *d*, Abb. 12) und in einem gewissen

Bereich auch gesättigte Drosselspulen allein (Kurve *b*, Abb. 12). Bei all diesen Apparaten bzw. Schaltungen ist wirklich oder nur scheinbar eine eingeprägte Spannung wirksam. Die Klärung der Stabilitätsfrage ist in diesem Fall wesentlich schwieriger als bei Kompensation durch Blindwiderstände, sie läßt sich aber doch für zwei wichtige Fälle — Unterteilung einer verhältnismäßig kurzen Leitung in zwei Abschnitte und Unterteilung der sehr langen Leitung in sehr viele (unendlich viele) Abschnitte — mit einem verhältnismäßig geringen Rechenaufwand soweit durchführen, daß praktische Unterlagen für die Bemessung solcher Kompensationseinrichtungen gewonnen werden. Wesentlich ist, daß die Stabilität jetzt günstig beeinflusst wird, so daß die überbrückbaren Entfernungen gegenüber dem Betrieb mit unkompensierter oder nur durch Blindwiderstände kompensierter Freileitung anwachsen.

a) Kupplung zweier starrer Netze über Leitung mit Zwischenstation

Wir betrachten zunächst den einfachen Fall Abb. 56, nach dem zwei starre Netze über eine Leitung gekuppelt sind und in der

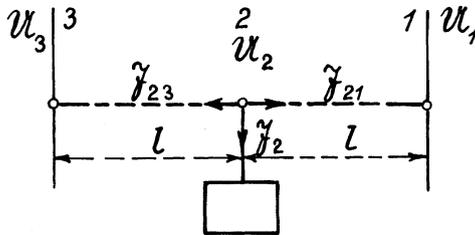


Abb. 56. Zwei starre Netze über eine Leitung mit Phasenschieber in der Mitte gekuppelt

Mitte der Leitung eine Station mit einem leerlaufenden Synchronphasenschieber oder einer entsprechenden Kompensationseinrichtung vorgesehen ist und bestimmen die Grenzentfernung, auf die wir bei dieser Schaltung und gleicher Spannung auf den zwei Netzseiten der Leitung eine beliebige Leistung übertragen können. Bei der Stabilitätsuntersuchung gehen wir vom Gleichgewichtszustand aus, wenn also der Regelapparat in der Station 2 zur Ruhe gekommen ist und dort eine Spannung gleich den zwei Netzspannungen herrscht, und ermitteln die Zunahme der Leistung, die von einem Netz über die Station 2 ins andere fließt, wenn wir den Winkel zwischen den zwei Netzspannungsvektoren um einen kleinen Betrag

vergrößern. Die Grenzentfernung bei bestimmter Last bzw. die Grenzlast bei bestimmter Entfernung ist dann erreicht, wenn durch die Vergrößerung des Winkels gerade keine Änderung der übertragenen Leistung mehr hervorgerufen wird.

Abb. 57 zeigt das Stromdiagramm in der Station, d. h. die verschiedenen Ströme nach Abb. 56, die in den einzelnen Leitungsabschnitten bzw. in den Maschinen fließen. Dabei ist angenommen, daß eine Leistung von 3 nach 1 übertragen wird, die etwas größer ist als die natürliche. Die beiden Leitungsströme können nach Gl. (C 12) gerechnet werden, wobei mit $U_2 = U_1 = U_3$ für $\lambda = 1,0$ zu setzen ist. Der Leitungsstrom, der von 2 nach 1 fließt, wird z. B.

$$\begin{aligned} \mathfrak{J}_{21} &= \frac{U_2}{jz \operatorname{tg} bl} - \frac{U_2 e^{j\alpha_{21}}}{jz \sin bl} \\ &= \mathfrak{J}_{21I} + \mathfrak{J}_{21II}. \end{aligned} \quad (15)$$

Die Leistung von 2 nach 1 wird nach Abb. 57

$$N_{21} = U_2 J_{21II} \sin \alpha_{12} \quad (16)$$

und der Phasenschieberstrom J_2 , der natürlich reiner Blindstrom sein muß:

$$\begin{aligned} J_2 &= J_{21I} + J_{23I} - J_{21II} \cos \alpha_{21} \\ &\quad - J_{23II} \cos \alpha_{23}. \end{aligned} \quad (17)$$

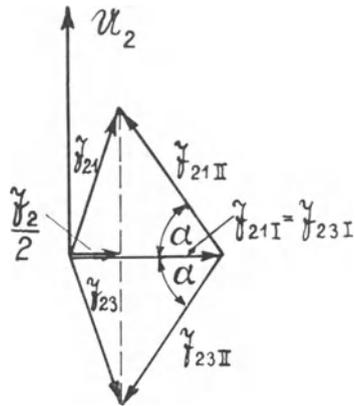


Abb. 57. Stromdiagramm in der Mitte der Leitung bei Betrieb mit Phasenschieber

Da wir angenommen haben, daß sich die Station gerade in der Mitte der Leitung befindet, wird $J_{21I} = J_{23I}$, $J_{21II} = J_{23II}$ und $\alpha_{21} = \alpha_{23} \equiv \alpha$ und damit Gl. (17)

$$J_2 = 2 (J_{21I} - J_{21II} \cos \alpha). \quad (18)$$

Vergrößern wir nun den Gesamtwinkel zwischen den zwei Netzen (praktisch so aufzufassen, daß die Beaufschlagung der Maschinen in einem Netz vergrößert, im anderen verkleinert wird), so wird nach Abb. 57 auch der Winkel α zwischen der Station und den Netzen größer. Dann steigt aber der Wirkstrom ($J_{21II} \sin \alpha$) und, wie aus Abb. 57 und Gl. (18) zu sehen ist, auch der Blindstrom, den der Phasenschieber abgibt, was nur bei einer Verminderung der Spannung U_2 möglich ist. Die Leistung N_{21} wird also einerseits größer durch das Größerwerden der Wirkkomponente des Stromes

J_{21} ($J_{21\text{II}} \sin \alpha$), andererseits kleiner durch das Kleinerwerden der Spannung U_2 . Wenn sich beide Einflüsse gerade aufheben, ist die Grenze der Stabilität erreicht. Für die Änderung der Leistung N_{21} bei einer geringen Vergrößerung des Winkels α um $\Delta\alpha$ bekommen wir nach Gl. (16)

$$\left. \begin{aligned} \Delta N_{21} &= (U_2 + \Delta U_2) J_{21\text{II}} \sin(\alpha + \Delta\alpha) - U_2 J_{21\text{II}} \sin \alpha \\ &= \Delta U_2 J_{21\text{II}} \sin \alpha + U_2 J_{21\text{II}} \cos \alpha \Delta\alpha \\ &\quad [\sin(\alpha + \Delta\alpha) = \sin \alpha + \cos \alpha \Delta\alpha]. \end{aligned} \right\} (19)$$

Nach Gl. (15) ist

$$J_{21\text{II}} = \frac{U_2}{z \sin bl}. \quad (20)$$

Die Änderung des Phasenschieberstromes J_2 wird nach Gl. (18) und (15)

$$\begin{aligned} \Delta J_2 &= 2[J_{21\text{I}} + \Delta J_{21\text{I}} - J_{21\text{II}} \cos(\alpha + \Delta\alpha)] - 2(J_{21\text{I}} - J_{21\text{II}} \cos \alpha) \\ &= 2(\Delta J_{21\text{I}} + J_{21\text{II}} \sin \alpha \Delta\alpha) \\ &= 2\left(\frac{\Delta U}{z \operatorname{tg} bl} + \frac{U_2 \sin \alpha}{z \sin bl} \Delta\alpha\right) \end{aligned} \quad (21)$$

und damit die Spannungsänderung ΔU am Phasenschieber, dessen wirksame Reaktanz (Abschnitt B, S. 14) mit k_{ph} bezeichnet wird

$$\Delta U = -\Delta J_2 k_{ph} = -\frac{2 \Delta U}{\frac{z}{k_{ph}} \operatorname{tg} bl} - \frac{2 U_2 \sin \alpha}{\frac{z}{k_{ph}} \sin bl} \Delta\alpha \quad (22)$$

und daraus

$$\begin{aligned} \Delta U &= \frac{-2 U_2 \sin \alpha \Delta\alpha}{\frac{z}{k_{ph}} \sin bl} \frac{1}{2 \frac{k_{ph}}{z} \operatorname{tg} bl + 1} \\ &= \frac{-2 U_2 \sin \alpha}{2 \cos bl + \frac{z}{k_{ph}} \sin bl} \Delta\alpha. \end{aligned} \quad (23)$$

Setzen wir diesen Wert für ΔU in Gl. (19) ein, so erhalten wir (für $U_2 J_{21\text{II}} \sin \alpha = N_{21}$ gesetzt)

$$\Delta N_{21} = N_{21} \left(-\frac{2 \sin \alpha}{2 \cos bl + \frac{z}{k_{ph}} \sin bl} + \frac{\cos \alpha}{\sin \alpha} \right) \Delta\alpha. \quad (24)$$

Wenn diese Änderung der Leistung Null wird, ist die Grenze der Stabilität erreicht.

Da nach Gln. (16) und (20)

$$N_{21} = N_n \frac{\sin \alpha}{\sin bl}, \tag{25}$$

also

$$\sin \alpha = \frac{N_{21}}{N_n} \sin bl, \tag{26}$$

läßt sich aus Gl. (24) ($\Delta N_{21} = 0$) für jede Entfernung (l) die Grenzleistung bzw. das Verhältnis $\frac{N_{21g}}{N_n}$ ermitteln. Es wird

$$\frac{N_{21g}}{N_n} = \pm \sqrt{\left(\frac{1}{\operatorname{tg} bl + 2k_{ph}}\right) \sqrt{\frac{1}{\sin^2 bl + 4} \left(\frac{1}{\operatorname{tg} bl + 2k_{ph}}\right)^2 - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\operatorname{tg} bl + 2k_{ph}}\right)^2}} \tag{27}$$

Abb. 58 zeigt die Abhängigkeit dieser Grenzleistung von der Gesamtentfernung zwischen den zwei Netzen, also von $2l$, bei

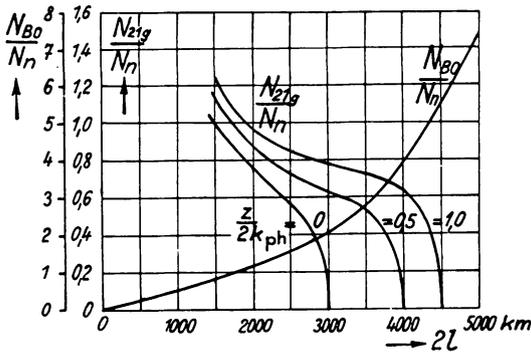


Abb. 58. Grenzleistung abhängig von der Entfernung zweier starrer Netze bei Betrieb mit verschieden großem (z/k_{ph}) Phasenschieber in der Mitte der Leitung. Erforderliche Leerlaufblindleistung des Phasenschiebers

$\frac{z}{2k_{ph}} = 0,5$ sowie $1,0$, und dann noch bei $\frac{z}{2k_{ph}} = 0$, also ohne Stützpunkt in der Mitte der Leitung. Man sieht, daß sich besonders bei den größeren Entfernungen die günstige Wirkung des Stützpunktes bemerkbar macht.

Da der Phasenschieber in der Mitte der Leitung im allgemeinen so bemessen werden muß, daß er auch bei Leerlauf der Leitung die sonst auftretende, bei großer Entfernung sehr große Spannungs-

erhöhung durch Blindstromaufnahme kompensieren kann, ist in Abb. 58 auch noch die erforderliche Blindleistung bei Leerlauf, die im allgemeinen überhaupt die Größe des Phasenschiebers bestimmen wird, mit aufgezeichnet. Sie errechnet sich nach Gl. (15) für $\alpha = 0$ zu

$$N_{B0} = 2 N_n \left(\frac{1}{\sin bl} - \frac{1}{\operatorname{tg} bl} \right) = 2 N_n \operatorname{tg} \frac{bl}{2}. \quad (28)$$

Wir sehen, daß bei etwa 1500 km das Verhältnis von Leerlauf-Blindleistung zu natürlicher Leistung 0,8 wird, der Phasenschieber also in der Lage sein muß, $0,8 \cdot N_n$ als Blindleistung untererregt aufzunehmen. Nehmen wir beispielsweise an, daß eine solche Leitung mit natürlicher Leistung über 1500 km mit einem Phasenschieber bei 750 km betrieben wird, wobei die wirk-

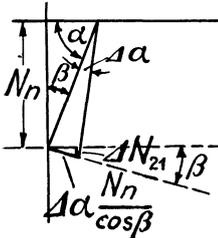


Abb. 59. Ermittlung des Sicherheitswinkels bei Kupplung zweier Netze mit Phasenschieber in der Mitte der Leitung

samen Reaktanz des Phasenschiebers $k_{ph} = z$ sein soll, so würde der Betrieb noch stabil sein (Grenzleistung wird nach Kurve Abb. 58 bei 1500 km

und $\frac{z}{2k_{ph}} = 0,5$ gleich $1,12 N_n$).

Nach Gl. (24) läßt sich auch der

Sicherheitswinkel bei Betrieb mit natürlicher Leistung ($\alpha = bl$; $N_{21} = N_n$) gegen Kippen rechnen. Es wird nach Abb. 59, das die Verhältnisse auf der Netzseite wiedergibt:

$$\frac{\Delta N_{21}}{\Delta \alpha \frac{N_n}{\cos \beta}} = \sin \beta \quad (29)$$

oder [Gl. (24)]

$$\frac{\Delta N_{21}}{\Delta \alpha N_n} = \operatorname{tg} \beta = \left(\frac{1}{\operatorname{tg} bl} - \frac{2 \operatorname{tg} bl}{2 + \frac{z}{k_{ph}} \operatorname{tg} bl} \right). \quad (30)$$

In unserem Beispiel wird

$$\operatorname{tg} \beta = 0,33$$

und damit der Sicherheitswinkel $18,5^\circ$.

Ohne Phasenschieber ($k_{ph} = \infty$) würde sich bei der natürlichen Last der gleiche Sicherheitswinkel bei einer Entfernung von

1340 km ergeben. Allerdings würde in diesem Fall bei Leerlauf der Leitung die Spannung in der Mitte auf $\frac{U_1}{\cos bl} = U_1 \cdot 1,3$ hochgehen, während sie mit Phasenschieber dort konstant gehalten wird, wobei dann allerdings bei 375 und 875 km eine kleine Spannungserhöhung auf $U_1 \cdot 1,07$ eintreten würde.

Um noch die Abhängigkeit der Grenzentfernung, auf die die natürliche Leistung übertragen werden kann, von der wirksamen Reaktanz des Phasenschiebers zu zeigen, ist diese in Abb. 60 auf-

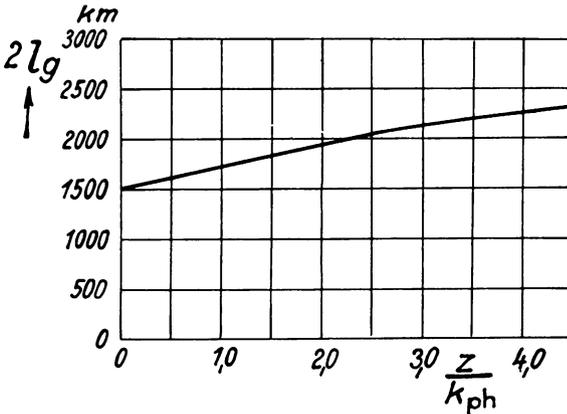


Abb. 60. Grenzentfernung für die natürliche Leistung bei Kupplung starrer Netze mit verschieden großem Phasenschieber (z/k_{ph}) in der Mitte der Leitung

gezeichnet. Sie ergibt sich sofort aus Gl. (24), wobei wieder $\Delta N_{12} = 0$ und für $\sin \alpha = \sin bl$ zu setzen ist.

Es wird

$$\operatorname{tg} bl_s = \begin{matrix} + \\ (-) \end{matrix} \sqrt{1 + \frac{1}{16} \left(\frac{z}{k_{ph}} \right)^2} + \frac{1}{4} \frac{z}{k_{ph}}. \quad (31)$$

[Das Minuszeichen ist in Gl. (31) eingeklammert, weil es Winkeln über 90° entspricht, die mit Rücksicht auf Spannungsstabilität praktisch nicht in Frage kommen.]

Sowohl aus den Kurven Abb. 58 als auch aus Abb. 60 ist zu sehen, daß bei der Kupplung zweier starrer Netze eine wirksame Verbesserung der Stabilitätsverhältnisse nur mit einem großen Aufwand für die Phasenschieberstation erreicht werden kann und daher wohl nur sehr selten in Frage kommen wird. Wie sich aber zeigen wird, können wir nach den Ergebnissen dieser Untersuchung sehr

schnell auch die Betriebsverhältnisse für den wichtigeren Fall — Kraftwerk über Leitung mit Zwischenstation auf starres Netz arbeitend — übersehen.

**b) Kraftwerk über Leitung
mit Zwischenstation auf starres Netz arbeitend**

Nach Abb. 61 soll ein Kraftwerk mit Synchrongeneratoren über eine Leitung auf ein starres Netz arbeiten. Die Leitung ist in zwei Abschnitte unterteilt, in der Zwischenstation ist ein Phasenschieber mit einer wirksamen Reaktanz k_{ph} eingeschaltet. Die

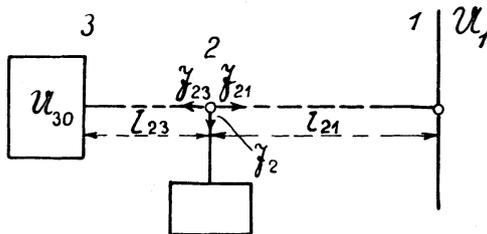


Abb. 61. Kraftwerk über eine Leitung mit Phasenschieber auf ein starres Netz arbeitend

Unterteilung soll so durchgeführt sein, daß bei gegebenem Phasenschieber die Stabilitätsverhältnisse am günstigsten werden. Wie wir sehen werden, ist dies der Fall, wenn der Abschnitt zwischen Station und Netz um ein durch die Eigenschaften des Generators bestimmtes Maß größer gewählt wird als der zwischen Station und Kraftwerk. Wir beschränken uns bei dieser Untersuchung auf Betrieb mit natürlicher Leistung.

Nach Abb. 61 können wir zunächst den Strom \mathfrak{I}_{21} genau so berechnen wie bei Abb. 56, wir können also die Gl. (15) für den Strom \mathfrak{I}_{21} einfach übernehmen:

$$\mathfrak{I}_{21} = \frac{U_2}{jz \operatorname{tg} b l_{21}} - \frac{U_2 e^{j\alpha_{21}}}{jz \sin b l_{21}} = \mathfrak{I}_{21\text{I}} + \mathfrak{I}_{21\text{II}}. \quad (32)$$

Der Strom \mathfrak{I}_{23} muß aber nach Gl. (C 4) gerechnet werden. Es wird:

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_{23} &= \frac{U_2 \left(\frac{z}{k} - \operatorname{tg} b l_{23} \right)}{jz \left(\frac{z}{k} \operatorname{tg} b l_{23} + 1 \right)} - \frac{U_{20} e^{j\alpha_{230}}}{jz \left(\sin b l_{23} + \frac{k}{z} \cos b l_{23} \right)} \\ &= \mathfrak{I}_{23\text{I}} + \mathfrak{I}_{23\text{II}}. \quad (33) \end{aligned}$$

Die Wirkstromkomponente von \mathfrak{J}_{23} muß negativ gleich sein der Wirkstromkomponente von \mathfrak{J}_{21} ; wir bekommen im allgemeinsten Fall in der Station (2) ein Stromdiagramm nach Abb. 62. Der Winkel α_{230} zwischen Polradspannungsvektor \mathcal{U}_{30} und Netzspannungsvektor \mathcal{U}_2 ist größer angenommen als der zwischen \mathcal{U}_2 und \mathcal{U}_1 , was z. B. immer dann der Fall wäre, wenn die Zwischenstation gerade in der Mitte der Leitung liegen würde. Bei einer Vergrößerung des Gesamtwinkels ($\alpha_{21} + \alpha_{230}$), also bei einer zusätzlichen Beaufschlagung der Kraftwerkmaschine würde sich auch diese Änderung des Winkels ungleich auf die beiden Hälften des Systems aufteilen. Das würde aber bedeuten, daß die beiden Hälften ungleich ausgenutzt werden, d. h. daß das System mit Rücksicht auf die linke Hälfte bei einer geringeren Last, als die rechte vertragen könnte, kippen würde.

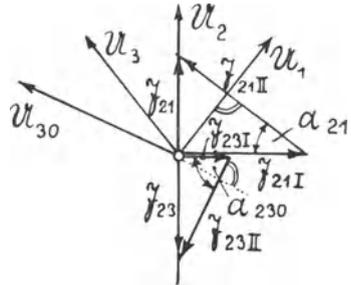


Abb. 62. Strom- und Spannungsdiagramm in der Phasenschleberstation bei Betrieb nach Schaltung Abb. 61. Natürliche Leistung

Sorgen wir aber dafür, daß die beiden Winkel (α_{21} und α_{230}) die gleichen werden, so werden damit sicher die günstigsten Verhältnisse für die Übertragung geschaffen.

Sorgen wir aber dafür, daß die beiden Winkel (α_{21} und α_{230}) die gleichen werden, so werden damit sicher die günstigsten Verhältnisse für die Übertragung geschaffen. Wenn dies der Fall sein soll, so müssen die Absolutwerte beider Teilströme auf beiden Leitungsabschnitten gleich sein, also

$$J_{21I} = J_{23I}, \tag{34}$$

$$J_{21II} = J_{23II}. \tag{35}$$

Da wir von natürlicher Leistung ausgehen, müssen auch die Gesamtströme gleich sein, also

$$J_{21} = J_{23}, \tag{36}$$

so daß mit der Bedingung (34) automatisch nach Abb. 62 auch die Bedingung (35) erfüllt ist. Wir brauchen somit die beiden Streckenabschnitte nur so zu wählen, daß Gl. (34) erfüllt ist. Für die beiden Teilströme \mathfrak{J}_{21I} und \mathfrak{J}_{23I} haben wir die beiden Beziehungen (32) und (33) gefunden, wir können also setzen

$$\mathfrak{J}_{21I} = \mathfrak{J}_{23I} = \frac{\mathcal{U}_2}{jz \operatorname{tg} b l_{21}} = \frac{\mathcal{U}_2 \left(\frac{z}{k} - \operatorname{tg} b l_{23} \right)}{jz \left(\frac{z}{k} \operatorname{tg} b l_{23} + 1 \right)} \tag{37}$$

und daraus bekommen wir den Zusammenhang zwischen l_{23} und l_{21} bzw. dem Tangens der Winkel

$$\operatorname{tg} b l_{21} = \frac{\operatorname{tg} b l_{23} + \operatorname{tg} \alpha_m}{1 - \operatorname{tg} \alpha_m \operatorname{tg} b l_{23}} = \operatorname{tg} (b l_{23} + \alpha_m) \quad (38)$$

bzw.

$$l_{21} = l_{23} + \frac{\alpha_m}{b}. \quad (39)$$

Dabei ist für

$$\operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{k}{z} = \alpha_m \quad (40)$$

gesetzt. α_m entspricht nämlich dem Maschinenwinkel, d. h. dem Winkel zwischen Polradspannung (U_{30}) und Klemmenspannung (U_3)

bei natürlicher Leistung. Wir sehen aus Gl. (39), daß wir den Gesamtwinkel zwischen Polradspannung und Netzspannung bei natürlicher Leistung durch die Station mit Phasenschieber gerade halbieren müssen, wenn wir für den Leitungsabschnitt auf der Netzseite genau die gleichen Verhältnisse bekommen wollen wie bei Betrieb mit zwei starren Netzen. Wir können nun auch ohne weiteres bei gegebener Maschine mit bestimmtem relativem Leerlaufkurzschlußverhältnis, also bestimmtem Maschinenwinkel α_m , die Grenzentfernung bestimmen, da

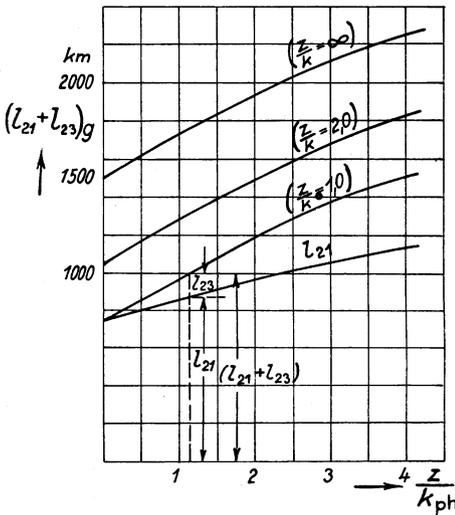


Abb. 63. Grenzentfernung für Übertragung der natürlichen Leistung von einem verschieden großen Generator (z/k) mit verschieden großem Phasenschieber in einer Zwischenstation (z/k_{ph})

wir ja l_{21g} bzw. $\operatorname{tg} b l_{21g}$ nach Gl. (31) rechnen können. Der Gesamtübertragungswinkel wird nach Gl. (39):

$$b l_{13g} = 2 b l_{21g} - \alpha_m = 2 b l_{21g} - \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{k}{z}. \quad (41)$$

Abb. 63 zeigt die Abhängigkeit der Gesamtgrenzentfernung bei verschiedener wirksamer Phasenschieberreaktanz (k_{ph}), und zwar einmal bei der Kupplung zweier starrer Netze $\frac{z}{k} = \infty$, und dann beim relativen Leerlaufkurzschlußverhältnis des Kraftwerksgenerators $\left(\frac{z}{k}\right)$ von 1,0, und außerdem bei besonders großen Generatoren mit $\frac{z}{k} = 2,0$. Wir sehen, daß die Steigerung der Grenzentfernung durch den Phasenschieber bei $\frac{z}{k} = 1,0$, also Betrieb mit normalen Wasserkraftgeneratoren, verhältnismäßig schon wesentlich größer ist als bei starrem Netz $\left(\frac{z}{k} = \infty\right)$. Allerdings wird dann auch wieder der mit Rücksicht auf Stabilität günstigste Abstand l_{23} klein gegen l_{21} (Abb. 61), so daß es dann aus praktischen Gründen wieder zweckmäßiger wird, den Phasenschieber direkt im Kraftwerk aufzustellen. In Abb. 63 ist für Betrieb mit Generatoren $\left(\frac{z}{k} = 1,0\right)$ die Aufteilung der Leitung nach Gl. (39) eingezeichnet.

Wir können z. B. nach Abb. 63 einen Generator mit $\frac{z}{k} = 1,0$ auf eine Gesamtentfernung von 1000 km noch stabil betreiben, wenn wir einen Phasenschieber mit einem wirksamen Leerlaufkurzschlußverhältnis von $\frac{z}{k_{ph}} = 1,5$ im Abstand von 125 km vom Kraftwerk aufstellen würden. Die Blindlast (N_{B0}), die der Phasenschieber bei Leerlauf aufzunehmen hätte und die kleiner sein müßte als die Ladeleistung des Phasenschiebers, wäre [entsprechend Gl. (28)]

$$N_{B0} = N_n \left(\operatorname{tg} \frac{bl_{21}}{2} + \operatorname{tg} \frac{bl_{23}}{2} \right) = N_n \cdot 0,56,$$

so daß seine Größe nicht mehr durch das verlangte wirksame Reaktanzverhältnis $\left(\frac{z}{k_{ph}} = 1,5\right)$, das bei einer Maschine mit dieser Leerlaufkurzschlußleistung im allgemeinen wesentlich höher liegen würde, sondern durch die Blindleistung bestimmt wird.

**c) Stabilitätsverhältnisse
bei Betrieb einer sehr (unendlich) langen Leitung mit Stützpunkten**

Aus den Untersuchungen im letzten Abschnitt ist ersichtlich, daß auch die Unterteilung der Leitung in zwei Abschnitte mit Synchronphasenschieber in der Zwischenstation keine wesentliche Erhöhung der für die Leistungsübertragung in Frage kommenden Entfernung bringt. Wir müssen daher bei großen Entfernungen die Leitung in mehrere Abschnitte unterteilen, die sehr lange Leitung sogar in sehr viele, können dann aber, wie sich zeigen wird, bei entsprechender Bemessung der Abstände zwischen den Stationen und den Kompensationsmitteln in den Stationen, stabil auf jede beliebige Entfernung Leistung übertragen.

Wir betrachten also eine sehr lange Leitung und gehen vom Betrieb mit irgendeiner Leistung aus. Durch die Regeleinrichtungen, mit denen die Kompensationseinrichtungen immer ausgerüstet sind, wird dafür gesorgt, daß bei jeder übertragenen Leistung die Spannung längs der Leitung konstant bleibt bzw., wie das im Abschnitt D III ausführlich behandelt wurde, daß die Leitung auf die Leistung abgestimmt wird, die dann eben die natürliche Leistung (N_n') dieser abgestimmten Leitung wird. Wir machen also bei unseren Untersuchungen keine Einschränkung, wenn wir immer von natürlicher Leistung ausgehen, müssen dann nur beachten, daß sowohl Wellenwiderstand (z') als auch Fortpflanzungskonstante (b') von der jeweiligen Last abhängen.

Vergrößern wir bei einer langen Leitung, die mit natürlicher Last betrieben wird, den Winkel der Spannungsvektoren am Anfang und Ende der Leitung um einen kleinen Betrag, z. B. durch stärkere Beaufschlagung der Kraftmaschinen an einem Ende, so wird auf jeden Fall auf der Leitung eine kleine Spannungsabsenkung eintreten. Diese Absenkung ist selbstverständlich an verschiedenen Punkten der Leitung verschieden, wird z. B. bei Kupplung zweier starrer Netze gerade in der Mitte der Leitung am größten, während bei Betrieb mit Kraftwerk auf der einen, und starrem Netz auf der anderen Seite der größte Spannungsabfall mehr nach der Kraftwerksseite hin auftritt. Auf die nähere Untersuchung über den Ort des größten Spannungsabfalls wollen wir uns aber weiter nicht einlassen. Grundsätzlich werden wir jedenfalls in der Nähe des Punktes größten Spannungsabfalls den in Abb. 64 gezeichneten Verlauf des Spannungsabfalls bekommen. Er wird sich in der Nähe

des Maximums bei der Station m wenig ändern, nimmt aber auf jeden Fall allmählich nach beiden Seiten hin ab.

Nehmen wir an, daß die Leitung sehr lang (unendlich lang) ist, so wird sich in den beiden benachbarten Stationen a und b die Spannung noch sehr wenig gegenüber der von Station m geändert haben, und wir machen sicher keinen großen Fehler, wenn wir diese sehr geringe Änderung bei unseren Stabilitätsbetrachtungen überhaupt vernachlässigen. Praktisch werden bei kürzeren Leitungen, wo diese Verringerung des Spannungsabfalls in den Nachbarstationen schon merklich wird, die Stabilitätsverhältnisse besser, als sich nach unserer Rechnung ergeben wird.

Selbstverständlich wird die Stabilität der Leitung dort am meisten gefährdet, wo der Spannungsabfall am größten ist, da dort

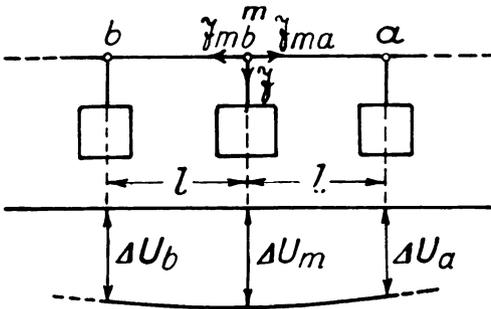


Abb. 64. Verlauf des Spannungsabfalls an der gefährdeten Stelle einer sehr langen Fernleitung vor Eingriff von Regeleinrichtungen bei Vergrößerung der Belastung

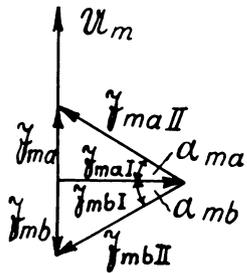


Abb. 65. Stromdiagramm in der gefährdeten Station

die Vergrößerung der Leistung bzw. der Winkeldifferenz der Spannungen am ersten zu einem Zusammenbruch der Spannung und damit der Leistungsübertragung überhaupt führen kann, genau so wie bei einem belasteten Balken an der Stelle der größten Durchbiegung bei zu hoher Belastung der Bruch erfolgt. Wir beschränken uns daher bei unseren Stabilitätsuntersuchungen auf die Stelle größten Spannungsabfalls, also auf die Station m und die beiden Nachbarstationen. Es sei nochmals darauf hingewiesen, daß es uns weiter nicht zu interessieren braucht, wo im speziellen Fall die Station m liegt.

In Abb. 65 ist das Spannungs- und Stromdiagramm von Station m aufgezeichnet, wobei der zur Kompensierung der Leitung bei Abweichung der Leistung von der natürlichen erforderliche Strom in

Station m , der keinen Einfluß auf die weiteren Stabilitätsuntersuchungen ausübt, weggelassen ist. Die Leistung wird:

$$N_{m a} = -N_{m b} = J_{m a \text{ II}} U_m \sin \alpha_{m a} \quad (42)$$

und die Änderung $\Delta N_{m a}$ bei einer geringen Vergrößerung des Winkels $\alpha_{m a}$, für den wir in Zukunft einfach α schreiben,

$$\begin{aligned} \Delta N_{m a} &= (J_{m a \text{ II}} + \Delta J_{m a \text{ II}}) \cdot (U_m + \Delta U_m) \cdot \sin(\alpha + \Delta \alpha) \\ &\quad - J_{m a \text{ II}} U_m \sin \alpha \\ &= J_{m a \text{ II}} \Delta U_m \sin \alpha + U_m \cos \alpha \Delta \alpha J_{m a \text{ II}} \\ &\quad + \sin \alpha \Delta J_{m a \text{ II}} U_m. \end{aligned} \quad (43)$$

Nun ist, wie bei Abb. 57, Gln. (15) und (18),

$$J_{m a \text{ I}} = \frac{U_m}{z' \operatorname{tg} b' l}, \quad (44)$$

$$J_{m a \text{ II}} = \frac{U_a}{z' \sin b' l} \quad (45)$$

und

$$J_m = 2 (J_{m a \text{ I}} - J_{m a \text{ II}} \cos \alpha) \quad (46)$$

und damit

$$\begin{aligned} \Delta J_m &= 2 \left[\frac{U_m + \Delta U_m}{z' \operatorname{tg} b' l} - \frac{U_a + \Delta U_a}{z' \sin b' l} \cos(\alpha + \Delta \alpha) \right] \\ &\quad - 2 \left(\frac{U_m}{z' \operatorname{tg} b' l} - \frac{U_a}{z' \sin b' l} \cos \alpha \right), \end{aligned}$$

$\Delta U_a = \Delta U_m$; $U_m = U_a$ nach Annahme, $\alpha = b' l$ bei richtig kompensierter Leitung, somit wird:

$$\begin{aligned} \Delta J_m &= 2 \left(\frac{\Delta U_m}{z' \operatorname{tg} b' l} - \frac{\Delta U_m}{z' \sin b' l} \cos \alpha + \frac{U_m \sin \alpha}{z' \sin b' l} \Delta \alpha \right) \\ &= 2 \frac{U_m}{z'} \Delta \alpha. \end{aligned} \quad (47)$$

Der Spannungsabfall ΔU_m wird nach Gl. (22)

$$\Delta U_m = -\Delta J_m \cdot k_{ph} = -2 \frac{U_m}{z'} \Delta \alpha \frac{1}{\overline{k_{ph}}} \quad (48)$$

und die Änderung des Stromes $J_{m a \text{ II}}$ nach Gl. (45) und (48)

$$\Delta J_{m a \text{ II}} = \frac{\Delta U_m}{z' \sin b' l} = -2 \frac{U_m}{z'^2} \frac{1}{\overline{k_{ph}}} \sin b' l \Delta \alpha. \quad (49)$$

Somit erhalten wir nach Gl. (43) die Änderung der übertragenen Leistung (ΔN_{ma}) bei Änderung des Winkels (α) zwischen Station m und den Nachbarstationen:

$$\begin{aligned} \Delta N_{ma} &= - \frac{U_m}{z' \sin b'l} \sin \alpha \cdot 2 \frac{U_m}{z'} \frac{1}{k_{ph}} \Delta \alpha + U_m \cos \alpha \frac{U_m}{z' \sin b'l} \Delta \alpha \\ &\quad - 2 \sin \alpha U_m \frac{U_m}{z'^2} \frac{1}{k_{ph}} \sin b'l \Delta \alpha \\ &= N_n \left(\frac{1}{\operatorname{tg} b'l} - 4 \frac{k_{ph}}{z'} \right) \Delta \alpha. \end{aligned} \quad (50)$$

Die Grenze der Stabilität ist wieder erreicht, wenn diese Leistungsänderung 0 wird, wenn also

$$\operatorname{tg} b'l_g = \frac{z'}{k_{ph}} \cdot \frac{1}{4}. \quad (51)$$

Bei bestimmtem Abstand l der Stationen (der allerdings so klein sein muß, daß die Näherungsformeln für kurze Leitungen noch gelten, s. Abschnitt D III, also gleich oder kleiner als etwa 350 km), bestimmter Leistung, also bestimmtem scheinbaren Wellenwiderstand z' [Gl. (10)] und scheinbarer Fortpflanzungskonstanten b' [Gl. (11)], kann nach Gl. (51) jetzt sofort angegeben werden, welche wirksame Reaktanz unser Synchronphasenschieber oder die sonst vorgesehenen Kompensationseinrichtungen mit eingepprägter Spannung haben müssen, damit die Leistung auf eine beliebig große Entfernung übertragen werden kann.

Da wir den Abstand l gleich oder kleiner als 350 km machen wollen und außerdem im allgemeinen nur wenig oder gar nicht über die natürliche Leistung gehen werden, wird der Winkel $bl \leq 0,35$, so daß wir für den tg auch angenähert den Winkel selbst setzen können. Die Gl. (51) geht dann über in

$$b'l_g = \frac{z'}{k_{ph}} \cdot \frac{1}{4} \quad (52)$$

oder

$$k_{ph} \leq \frac{z'}{b'l} \frac{1}{4} = \frac{z}{bl} \cdot \frac{1}{4} \left(\frac{N_n}{N'_n} \right)^2 = \frac{1}{\omega Cl} \frac{1}{4} \left(\frac{N_n}{N'_n} \right)^2. \quad (53)$$

Praktisch wird bei großen Entfernungen die Leitung als Doppelleitung ausgeführt. Die Stabilität soll auch dann noch gewahrt

bleiben, wenn bei einem Kurzschluß auf der Leitung ein Leitungsabschnitt zur Hälfte ausfällt, so daß wir dann die Schaltung Abb. 66 haben. Während des Kurzschlusses und kurz nachher ist naturgemäß die Stabilität am stärksten gefährdet. Mit diesem Übergangszustand wollen wir uns aber nicht beschäftigen — zu untersuchen wäre dann nicht mehr die statische, sondern die dynamische Stabilität —, sondern wir wollen nur die Bedingung aufstellen, daß im stationären, ruhigen Betrieb auch über die geschwächte Leitung noch die volle Leistung geliefert werden kann. Führen wir in diesem Fall für die Strecke $m - a$ die gleiche Untersuchung durch, wie bei ungeschwächter Leitung, so ergibt sich, daß bei (auch jetzt) richtig kompensierter Leitung die Winkeländerung des Spannungsvektors

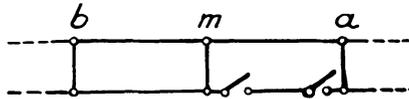


Abb. 66. Doppelleitung bei Ausfall einer Hälfte zwischen Station m und a

auf dem Abschnitt $m - a$ doppelt so groß wird, wie die auf $m - b$, daß der scheinbare Wellenwiderstand z' in beiden Abschnitten gleich und die scheinbare Fortpflanzungskonstante b' im geschwächten Abschnitt $m - a$ doppelt so groß wird wie im ungeschwächten. Für die erforderliche wirksame Phasenschieberreaktanz bei geschwächter Leitung erhalten wir dann

$$k'_{ph} \cong \frac{z'}{b'l} \cdot \frac{1}{6} = \frac{1}{\omega Cl} \cdot \frac{1}{6} \left(\frac{N_n}{N'_n} \right)^2. \quad (54)$$

Die bei Leerlauf der Leitung vom Phasenschieber aufzunehmende Blindleistung geht bei geschwächter Leitung zurück, dafür steigt die bei Belastung zu liefernde Blindleistung. Nehmen wir an, daß die Leitung mit der natürlichen Last (der ungeschwächten Leitung) betrieben wird, so wäre bei gesundem Zustand die Blindleistung des Phasenschiebers Null, bei Ausfall eines halben Leitungsabschnittes hätte aber jede der beiden angrenzenden Phasenschieberstationen nach Gl. (8) schon eine Blindleistung zu liefern von

$$N_B = N_n \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{1}{2} \cdot 3 \cdot 1,05 \cdot 10^{-3} l, \quad (55)$$

also 75 % der bei Leerlauf und gesunder Leitung aufzunehmenden Blindlast [Gl. (5)].

(Natürliche Leistung der geschwächten Leitung = $\frac{1}{2}$ mal der der ungeschwächten, da nur nach einer Seite Blindleistung zu liefern ist, nochmals der Faktor $\frac{1}{2}$; $c_m^2 - 1 = 3,0$.)

In Abschnitt D III, Gl. (3), wurde die Reaktanz der Drosselspule, die nötig ist, um die Spannung der Leitung an allen Stützpunkten bei Leerlauf konstant zu halten, zu

$$X_D = \frac{1}{\omega Cl}$$

ermittelt. Selbstverständlich müssen auch unsere Kompensations-einrichtungen mit eingepprägter Spannung bei Leerlauf der Leitung eine entsprechende Reaktanz darstellen. Wir haben also jetzt bei der Festlegung der Phasenschieber zwei Bedingungen zu berücksichtigen: Bei Leerlauf der Leitung muß mit Rücksicht auf Spannungshaltung der Phasenschieber eine Reaktanz gleich $\frac{1}{\omega Cl}$ darstellen, bei Belastung muß mit Rücksicht auf Stabilität die wirksame Reaktanz gleich oder kleiner als $\frac{1}{4}$ bis $\frac{1}{6} \frac{1}{\omega Cl} \left(\frac{N_n}{N'_n}\right)^2$ werden; $\frac{k_{ph}}{X_D}$ muß also $\leq \frac{1}{4}$ bis $\frac{1}{6} \left(\frac{N_n}{N'_n}\right)$ werden. Wir wollen nun untersuchen, wie sich diese zwei Bedingungen bei zwei verschiedenen Phasenschieberarten, nämlich der leerlaufenden Synchronmaschine und der Kondensator-drosselkombination (Kennlinie Abb. 45, II) gleichzeitig erfüllen lassen.

Bei der Synchronmaschine wird die Reaktanz im vollkommen unerregten Zustand (k_l) gleich der Synchronreaktanz, liegt also entsprechend einem Leerlauf-Kurzschlußverhältnis von 0,6 bis 1,0 (Abschnitt B) zwischen

$$k_l = \frac{1}{0,6} \text{ bis } \frac{1}{1,0} \cdot \frac{U_n}{J_n} = 1,66 \text{ bis } 1,0 \frac{U_n}{J_n}.$$

Bei Betrieb mit Schnellregler kann, wie in Abschnitt B bereits gesagt (Abb. 11), als wirksame Reaktanz die Streureaktanz der Maschine eingesetzt werden, die im allgemeinen bei etwa $k_s = 0,2 \frac{U_n}{J_n}$ liegt.

Wir sehen, daß bei einer Synchronmaschine das Verhältnis $\frac{k_r}{k_l} = \frac{k_{ph}}{X_D}$ bei $\frac{1}{5}$ bis $\frac{1}{8,3}$ liegt, so daß bis zur natürlichen Leistung $\left(\frac{N_n}{N'_n}\right) = 1$

nach Gl. (53) bzw. auch Gl. (54) die Stabilität praktisch sicher gewahrt ist, wenn die Maschine so ausgelegt wird, daß sie bei Leerlauf der Leitung den entsprechenden Blindstrom aufnehmen kann.

Bei der Berechnung der Phasenschieberanordnung mit Kondensatoren und Drosselspulen nehmen wir an, daß nur die Kapazität, nicht aber die Induktivität geregelt wird, entsprechend der Schaltung nach Abb. 67.

Die Drosselspule arbeitet dann immer mit der gleichen Reaktanz X_D , also im gleichen Punkt ihrer Magnetisierungskennlinie, die wir dann für unsere Stabilitätsuntersuchungen durch die Tangente in diesem Betriebspunkt ersetzen können (Abb. 68), so daß wir bei Spannungsänderungen mit einer kleinen wirksamen

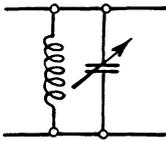


Abb. 67. Gesättigte Drosselspule fester Einstellung mit regelbaren Kondensatorbatterien parallel

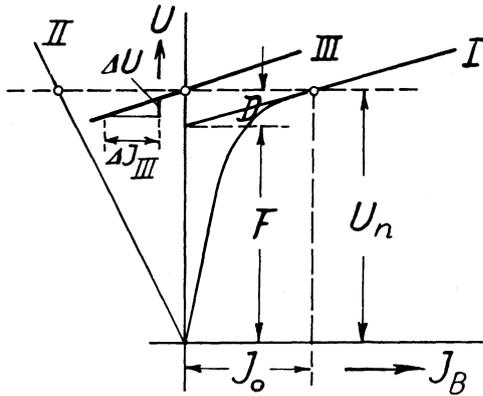


Abb. 68. Resultierende Strom-Spannungskennlinie (III) aus Kennlinie einer gesättigten Drosselspule (I) und eines Kondensators (II)

Reaktanz X_{DW} rechnen können. Die Drosselspule soll so abgestimmt sein, daß sie bei Leerlauf der Leitung gerade den Blindstrom der Leitung aufnimmt, so daß nach Abb. 68

$$\frac{U_n}{J_0} = X_D = \frac{1}{\omega C l}$$

wird.

Mit Rücksicht auf die Stabilität ist nun noch die Steigung der Kennlinie im Betriebspunkt zu bestimmen. Wir wollen diese Bestimmung für den Fall, daß die maximal zu übertragende Leistung gerade die natürliche wird, durchführen. Bei der natürlichen Leistung muß der Strom des Phasenschiebers gerade Null werden, d. h. es müssen Kondensatoren mit einer negativen Reaktanz $X_C = -X_D$ eingeschaltet sein. Wirksam ist dann (Abb. 68) als Resultierende der

Kennlinie I (Drosselersatzkennlinie) und Kennlinie II (Kondensator-kennlinie) die Kennlinie III, deren Steigung dann der verlangten

Reaktanz $k_{ph} \leq \left(\frac{1}{4} \text{ bis } \frac{1}{6}\right) X_D$ entsprechen muß.

Es wird

$$k_{ph} \leq \frac{\Delta U}{\Delta J_{III}} = \frac{\Delta U}{\Delta J_I - \Delta J_{II}} = \frac{\Delta U}{\frac{\Delta U}{X_{DW}} - \frac{\Delta U}{X_D}} \leq \frac{1}{4} \text{ bis } \frac{1}{6} X_D.$$

Daraus errechnet sich

$$X_{DW} \leq \frac{X_D}{5} \quad \text{bzw.} \quad \frac{X_D}{7},$$

d. h. das Streckenverhältnis $\frac{F}{D}$ (Sättigungsgrad μ) nach Abb. 68 muß gleich oder größer als 5 bzw. 7 werden. Damit liegt die Drosselkennlinie vollkommen fest.

Arbeitet auf die lange Leitung (mit Stützpunkten) an einem Ende ein Kraftwerk mit Generatoren, so muß noch die Stabilität im ersten Leitungsabschnitt kontrolliert werden, sie kann unter Umständen gefährdet sein, wenn die Generatoren ein kleines Leerlaufkurzschlußverhältnis ausweisen. Nach Gl. (41) muß der Abstand zwischen Kraftwerk und der ersten Station, wir nennen ihn x_{ks} , gleich oder kleiner sein als $l_g - \frac{1}{b} \arctg \frac{z}{k}$, wobei l_g aus Kurve Abb. 60 entnommen werden kann.

Unter Umständen kann es zweckmäßig sein, den Abstand der ersten Station vom Kraftwerk etwas geringer zu wählen als den der verschiedenen Stationen untereinander und dafür den zwischen der letzten Station und dem starren Netz zu vergrößern.

An einem Beispiel soll nun noch die Bemessung der Stützpunkte erläutert werden. Über eine Doppelleitung von 1500 km sollen bei einer Betriebsspannung von 400 kV, also einer natürlichen Leistung von $N_n = 850$ MW, von einem Kraftwerk oder auch einer Kraftwerksgruppe 850 MW in ein starres Netz geliefert werden. Wir unterteilen die Leitung in fünf Abschnitte von je 300 km, sehen also vier Zwischenstationen vor. Die Blindleistung, die in jeder Zwischenstation bei Leerlauf zu liefern ist, wird [Gl. (5)]:

$$N_{B0} = N_n \cdot 1,05 \cdot 10^{-3} \cdot l = 270 \text{ MVA},$$

die Gesamtleistung aller Phasenschieber also $4 \cdot 270 = 1080$ MVA. Die Stabilität ist dann, wie S. 102 ausgeführt, auch gewahrt.

Selbstverständlich arbeiten die Phasenschieber nicht verlustlos. Werden aber z. B. schnellaufende Synchronphasenschieber unter Umständen mit Wasserstoffkühlung verwendet, so können die Verluste bei Leerlauf (Leitung mit natürlicher Leistung betrieben, Stromaufnahme der Phasenschieber Null) unter 1,5% ihrer Normalleistung gehalten werden, bei der Kondensatordrosselschaltung wohl ebenso tief. Die Verluste der Leitung, die wir ja bisher nicht berücksichtigt haben, erhöhen sich also um einen Wert, der bei etwa 3,0% der natürlichen Leistung liegt. Da der Wirkungsgrad bei der sehr großen Entfernung von 1500 km sicher unter 0,85 liegen wird, spielen die Verluste der Zwischenstationen keine sehr große Rolle.

V. Zusammenfassung der Hauptergebnisse von Abschnitt D „Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte“

Die Ermittlung der Stabilität einer in einem Streckenabschnitt geschwächten Doppelleitung kann nach Abb. 26 durchgeführt werden, wobei die erforderlichen Größen (A , R und B) nach den Formeln Abb. 50 gerechnet werden können.

Durch Unterteilung der Leitung in Unterabschnitte mit Blindwiderständen in den Unterstationen gelingt es, die Leitung für jede Belastung zu kompensieren, d. h. die scheinbare Leitungskapazität so abzustimmen, daß die jeweils übertragene Leistung gerade die natürliche wird. Die erforderliche Blindlast in den Unterstationen kann bei Leerlauf nach Gl. (5), bei Belastung nach Gl. (8) gerechnet werden. Für Leerlaufkompensation ist bei etwa 1000 km gerade die natürliche Leistung als Blindleistung aufzunehmen, bei Belastung über die natürliche Last steigt die zu liefernde Blindleistung sehr stark an. Bei Kompensation mit reinen Blindwiderständen wird bei Betrieb unterhalb der natürlichen Leistung die Grenzentfernung sehr hoch, geht aber oberhalb der natürlichen Leistung zurück (Abb. 54). Kompensation durch reine Blindwiderstände kommt daher nur bei verhältnismäßig geringen Entfernungen (750 bis 1000 km) in Frage.

Günstiger auf die Stabilität wirken sich Kompensationseinrichtungen (Phasenschieber) mit eingepprägter Spannung aus. Die wirksame Reaktanz der Phasenschieber spielt dabei eine ausschlaggebende

Rolle. Abb. 58 nach Gl. (27) zeigt die Steigerung der Grenzleistung, die über eine Leitung zwischen zwei starren Netzen (Abb. 56) übertragen werden kann, wenn in der Mitte der Leitung ein Phasenschieber eingesetzt wird, und gleichzeitig die Blindleistung, die der Phasenschieber bei Leerlauf aufnehmen muß, wenn die Spannung auf ihrem Sollwert gehalten werden soll. Abb. 60 [nach Gl. (31)] zeigt die Steigerung der Grenzleistung für die gleiche Schaltung (Abb. 56), abhängig von der wirksamen Reaktanz des Phasenschiebers. Bei Leistungslieferung von einem Kraftwerk über eine Leitung mit Zwischenstation (Abb. 61) ist es zweckmäßig, die Länge der Teilabschnitte verschieden, und zwar nach Gl. (39) zu wählen, weil dann beide Abschnitte hinsichtlich der Stabilität gleich ausgenutzt werden. Die Grenzleistung zwischen Station und Netz ergibt sich dann wie bei der Kupplung starrer Netze, die Grenzleistung zwischen Station und Kraftwerk kann nach Gl. (39) ermittelt werden. Abb. 63 zeigt den Anstieg der Gesamtgrenzleistung, abhängig von der wirksamen Phasenschieberreaktanz. Für die sehr lange (∞ lange) Leitung mit Stützpunkten ergibt sich eine sehr einfache Beziehung für die zur Aufrechterhaltung der Stabilität erforderliche Phasenschieberreaktanz abhängig vom Abstand der Stationen [Gl. (53)]. Es zeigt sich, daß Synchronphasenschieber, die so bemessen sind, daß sie bei Leerlauf die Leitung kompensieren können, ohne weiteres die für die Stabilität erforderliche wirksame Reaktanz aufweisen. Die Festlegung der Stromspannungskennlinie einer gesättigten Drosselspule, die als Phasenschieber mit Kondensatoren zusammen arbeitet, wird an Hand von Abb. 68 erläutert.

E. Synchronkraftwerk mit parallel geschaltetem Verbraucher über eine Leitung mit einem starren Netz zusammenarbeitend [13].

Wir wollen in diesem Abschnitt eine Anordnung nach Abb. 69 untersuchen. Ein Kraftwerk (1) arbeitet über eine Leitung (2) auf ein starres Netz (3), wobei gleichzeitig von den Sammelschienen des Kraftwerkes auch direkt Leistung abgenommen wird (4). Den Einfluß von Verlusten, Sättigung, Einzelpolausführung und Transformatoren wollen wir nicht berücksichtigen, sie wirken auch hier in ähnlichem Maße verschlechternd bzw. verbessernd auf die Stabili-

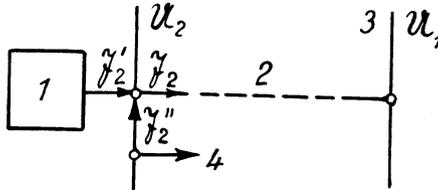


Abb. 69. Synchronkraftwerk über eine Leitung auf ein starres Netz arbeitend mit direktem Abnehmer im Kraftwerk

tät, wie bei Betrieb ohne direkte Lastabgabe (Abschnitt C). Durch selbsttätige Spannungsregler wird die Spannung an den Kraftwerks-sammelschienen auf

$$U_2 = \lambda U_1$$

gehalten.

Zur Ermittlung der Stabilitätsgrenzen gehen wir wieder aus vom Strom- bzw. Scheinleistungsdiagramm des Systems auf der Netzseite bei konstanter Erregung, aber verschiedener Polradstellung der Synchronmaschine. Dabei nehmen wir an, daß der Abnehmer auf der Kraftwerksseite als einfacher Scheinwiderstand bzw. Scheinleitwert aufgefaßt werden kann, was für unsere Stabilitätsuntersuchungen bei einem Netz mit Glühlampen und Asynchronmotoren (ohne Synchronmotoren!) mit genügender Annäherung zulässig sein dürfte.

Nach Abb. 69 können wir für den Leitungsstrom auf der Kraftwerksseite I_2 setzen:

$$I_2 = I_2' + I_2'', \quad (1)$$

dabei ist \mathfrak{I}'_2 der Maschinenstrom und \mathfrak{I}''_2 der Verbraucherstrom. Der Maschinenstrom \mathfrak{I}'_2 wird nach Gl. (B 5)

$$\mathfrak{I}'_2 = \frac{U_2}{jk} - \frac{U_{20} e^{j\alpha}}{jk}, \quad (2)$$

der Verbraucherstrom

$$\mathfrak{I}''_2 = \frac{U_2}{R} + \frac{U_2}{jX}, \quad (3)$$

wobei $\frac{1}{R}$ der dem Wirkverbrauch und $\frac{1}{jX}$ der dem Blindverbrauch entsprechende Leitwert sein soll. Berücksichtigen wir nun außer den drei Gleichungen (1) bis (3) auch noch die Leitungsgleichungen (B 44) und (B 45), so können wir die Ströme und die Spannung auf der Kraftwerksseite eliminieren und erhalten damit die Abhängigkeit des Netzstromes \mathfrak{I}_1 vom Polradwinkel α bei der konstanten Netzspannung U_1 . Die entsprechende Gleichung hat wieder die Form

$$\mathfrak{I}_1 = \mathfrak{I}_{1I} + \mathfrak{I}_{1II} = \mathfrak{I}_{1I} + \mathfrak{I}_{1II0} e^{j\alpha}. \quad (4)$$

Der Strom \mathfrak{I}_{1I} ist wieder nur von der Netzspannung U_1 , der Strom \mathfrak{I}_{1II} nur von der der konstanten Erregung entsprechenden Leerlaufspannung U_{20} und dem Winkel α der Polradspannung gegenüber der Netzspannung abhängig. Bei veränderlichem Winkel α wandert der Endpunkt des Stromvektors wieder auf einem Kreis mit dem Halbmesser J_{1II0} .

Da wir Betrieb mit Spannungsregler vorausgesetzt haben, wird U_{20} und damit J_{1II0} selbsttätig immer so eingeregelt, daß an den Kraftwerkssammelschienen die Spannung U_2 konstant bleibt. Außerdem stellt sich der Polradwinkel α selbsttätig der Belastung entsprechend ein. Weiter interessiert vorläufig der Strom \mathfrak{I}_{1II} nicht.

Der Strom \mathfrak{I}_{1I} , der den Mittelpunkt des Stromkreises bestimmt, wird [nach Gln. (1) bis (3) und (B 44) und (B 45)]

$$\mathfrak{I}_1 = U_1 \frac{\frac{z}{\mathfrak{R}'} \cos bx + j \sin bx}{z \left(\cos bx + j \frac{z}{\mathfrak{R}'} \sin bx \right)}. \quad (5)$$

dabei bedeutet \mathfrak{R}' den Parallelscheinwiderstand, der sich aus der Parallelschaltung von R , X und k an den Kraftwerkssammelschienen (Abb. 69) ergibt, also

$$\frac{1}{\mathfrak{R}'} = \frac{1}{R} + \frac{1}{jX} + \frac{1}{jk}. \quad (6)$$

Für $\frac{z}{\Re'}$ setzen wir nun noch verhältnisgleiche Leistungen und erhalten:

$$\frac{z}{\Re'} = \frac{N'_k}{j N_n \lambda^2} + \frac{N_{W a}}{N_n \lambda^2}, \quad (7)$$

wobei

$$N_{W a} = \frac{(\lambda U_1)^2}{R}; \quad N_n = \frac{U_1^2}{z}; \quad N_k = \frac{(\lambda U_1)^2}{k}; \quad N_{B a} = \frac{(\lambda U_1)^2}{X};$$

$$N'_k = N_k + N_{B a}.$$

Durch den parallel zur Maschine liegenden Blindleitwert $\frac{1}{X}$ wird gewissermaßen die Leerlaufkurzschlußleistung (N_k) der Maschine vergrößert (X positiv) bzw. verkleinert (X negativ). Nach Einführung dieser Leistungsverhältnisse erhalten wir entsprechend dem Strom $\Im_{I I}$ die Blindkomponente der Scheinleistung:

$$B = N_n \frac{\left(\frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} - \operatorname{tg} b x \right) \left(1 + \frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right) + \left(\frac{N_{W a}}{N_n} \right)^2 \frac{1}{\lambda^4} \operatorname{tg} b x}{\left(1 + \frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right)^2 + \left(\frac{N_{W a}}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right)^2} \quad (8)$$

und die Wirkkomponente:

$$D = N_n \frac{\left(\frac{N_{W a}}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \right) \left(1 + \frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right) - \left(\frac{N_{W a}}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right) \left(\frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} - \operatorname{tg} b x \right)}{\left(1 + \frac{N'_k}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right)^2 + \left(\frac{N_{W a}}{N_n} \frac{1}{\lambda^2} \operatorname{tg} b x \right)^2}. \quad (9)$$

Die entsprechende Scheinleistung würde vom Netz zu liefern sein, wenn die Synchronmaschine unerregt parallel mit dem Blindwiderstand X und dem Wirkwiderstand R über die Freileitung vom Netz gespeist würde. Wird die Synchronmaschine erregt, so addiert sich je nach der Stärke der Erregung und je nach dem Polradwinkel zu dieser Scheinleistung noch eine zusätzliche, dem Strom $\Im_{I I}$ [Gl. (4)] entsprechende.

Da wir angenommen haben, daß die Spannung $U_2 = \lambda U_1$ sein soll, bekommen wir für die Scheinleistung auf der Netzseite den in Abschnitt C ermittelten Kreis K_1 mit dem Mittelpunkt M_1 und dem Radius R [Gln. (C 13) und (C 14)]. Soll nun eine bestimmte Wirkleistung vom Kraftwerk ins Netz geliefert werden ($N_{W 2 1}$), so liegt damit sofort der Betriebspunkt auf dem Scheinleistungsdiagramm (P_b)

(Abb. 70) fest und damit auch die dem Strom \mathfrak{J}_{1II} , den wir bisher nicht ermittelt haben, entsprechende Scheinleistung vom Betrag E in Abb. 70.

Wenn wir jetzt die statische Stabilität des Systems untersuchen wollen, müssen wir annehmen, daß bei konstant bleibender Erregung der Synchronmaschine und Generatorbetrieb die Füllung der Kraftmaschine um ein Geringes erhöht, damit das Gleichgewicht zwischen mechanisch aufgenommener und elektrisch abgegebener Leistung der Synchronmaschine gestört, das Polrad vorgeschoben und somit der Winkel zwischen Polrad und Netzspannungsvektor etwas vergrößert wird. Verursacht diese Vergrößerung des Winkels auch eine Erhöhung der elektrisch abgegebenen Leistung, so kann sich wieder ein Gleichgewichtszustand einstellen, die Maschine arbeitet dann stabil. Als Kriterium für den statisch stabilen Grenzpunkt haben wir also auch hier die Bedingung, daß bei einer Winkelvergrößerung gerade die von der Synchronmaschine elektrisch abgegebene Leistung konstant bleibt.

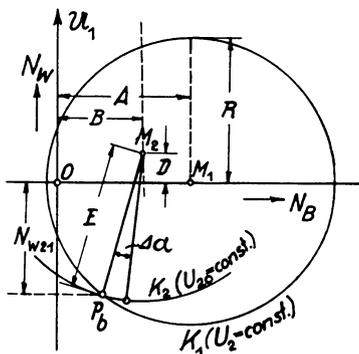


Abb. 70. Scheinleistungsdiagramm auf der Netzseite bei gleichzeitiger direkter Lastabgabe im Kraftwerk

Bei einer kleinen Änderung des Polradwinkels arbeiten wir nun, solange die Spannung im Kraftwerk noch so wenig beeinflusst wird, daß der Spannungsregler nicht anspricht, auf dem Scheinleistungskreis K_2 um den Mittelpunkt M_2 mit dem Radius E nach Abb. 70, der ja die Verhältnisse bei konstanter Erregung und veränderlichem Polradwinkel wiedergibt.

Wir müssen also feststellen, ob bei einer Änderung des Polradwinkels um den kleinen Betrag $\Delta\alpha$ (Abb. 70) die Leistungsabgabe der Synchronmaschine steigt, fällt oder konstant bleibt.

Nun liefert nach Abb. 69 die Maschine Leistung einmal über die Leitung ins Netz (N_{21}), dann aber auch noch zum direkt an die Kraftwerkssammelschienen angeschlossenen Abnehmer (N_{wa}) mit dem seiner Leistung entsprechenden Wirkleitwert $1/R$. Wir müssen also die beiden bei einer kleinen Winkeländerung $\Delta\alpha$ auch kleinen Leistungsänderungen ΔN_{21} und ΔN_{wa} ermitteln.

Die Leistung ΔN_{21} läßt sich nach dem Stromdiagramm Abb. 71, das dem Scheinleistungsdiagramm Abb. 70 entspricht, sofort ermitteln, sie wird

$$\Delta N_{21} = U_1 \Delta J \sin \beta, \tag{10}$$

wobei der Winkel β der Abbildung zu entnehmen ist.

Die Leistung des Abnehmers ergibt sich zu $N_{Wa} = \frac{(\lambda U_2)^2}{R}$. Um die Leistungsänderung ΔN_{Wa} zu bekommen, müssen wir zunächst die Spannungsänderung im Kraftwerk, die durch die Winkeländerung $\Delta \alpha$ verursacht wird, berechnen.

Wir zerlegen (Abb. 72) den Zusatzstrom ΔJ in zwei Komponenten, eine in Richtung der Tangente an den Kreis K_1 : $\Delta J \cos \gamma$ und eine

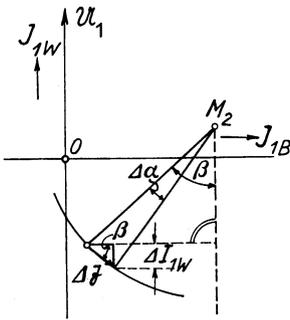


Abb. 71. Ermittlung der Zusatzlastlieferung ins Netz bei einer geringen Vergrößerung der Kraftmaschinenbeaufschlagung

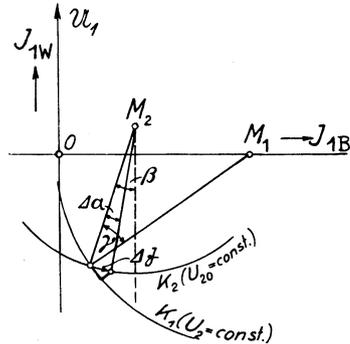


Abb. 72. Ermittlung der Zusatzlieferung an den direkten Abnehmer bei einer geringen Vergrößerung der Kraftmaschinenbeaufschlagung

senkrecht dazu $\Delta J \sin \gamma$. Die Komponente $\Delta J \cos \gamma$ beeinflusst den Absolutbetrag der Spannung U_2 nicht, da ja der Kreis K_1 für $U_2 = \text{const}$ gilt und diese Komponente einen kleinen Abschnitt des Kreises K_1 darstellt. Dagegen wird durch die Komponente $\Delta J \sin \gamma$ die Spannung U_2 verändert, entsprechend der Änderung des Abstandes des neuen Betriebspunktes vom Mittelpunkt M_1 des Kreises K_1 , also der Änderung des Kreishalbmessers, der (im Stromdiagramm) [Gl. (C 14)] gleich $\frac{U_2}{z \sin b x}$ war. Die Spannungsänderung auf der Kraftwerksseite wird also

$$\Delta U_2 = - \Delta J \sin \gamma z \sin b x \tag{11}$$

und damit die Änderung der Abnehmerleistung

$$\begin{aligned} \Delta N_{W_a} &= \frac{(U_2 + \Delta U_2)^2}{R} - \frac{U_2^2}{R} = -2\lambda U_1 \Delta J \sin \gamma \sin bx \frac{z}{R} \\ &= -2\lambda U_1 \Delta J \frac{N_{W_a}}{\lambda^2 N_n} \sin bx \sin \gamma. \end{aligned} \quad (12)$$

Die Gesamtänderung der Leistung der Synchronmaschine bei einer geringen Vergrößerung des Polradwinkels wird also

$$\Delta N = \Delta N_{21} + \Delta N_{W_a} = U_1 \Delta J \sin \beta - 2\lambda U_1 \Delta J \frac{N_{W_a}}{N_n \lambda^2} \sin bx \sin \gamma. \quad (13)$$

An der Grenze der Stabilität soll diese Leistungsänderung Null werden, es muß dann nach Gl. (13)

$$\frac{\sin \beta}{\sin \gamma} = 2\lambda \frac{N_{W_a}}{N_n \lambda^2} \sin bx \quad (14)$$

werden. Das Verhältnis $\frac{\sin \beta}{\sin \gamma} = \frac{F}{G}$ läßt sich aus dem Scheinleistungsdiagramm Abb. 73 sofort entnehmen, es kann also jeder Betriebsfall sehr einfach auf seine Stabilität hin untersucht werden. Dabei ist zu beachten, daß bei Lieferung vom Kraftwerk zum Netz $\frac{\sin \beta}{\sin \gamma}$ größer, bei Lieferung vom Netz zum Kraftwerk kleiner sein muß, als der Gl. (14) entspricht, wenn der Betrieb stabil sein soll. An der Stabilitätsgrenze ist übrigens, wie aus Abb. 73 auch zu sehen, bei Motorbetrieb des Kraftwerkes der Winkel $\beta' > \pi$ und der Winkel γ' negativ, wenn dieser bei Generatorbetrieb positiv gerechnet wird. An einem Beispiel soll die Kontrolle der Stabilität noch besonders erläutert werden.

Von einem größeren (starrten) Netz aus soll zu einer Gebirgswasserkraft mit Speicherbecken eine 750 km lange Freileitung mit einer Betriebsspannung (am Anfang und Ende) von 220 kV geführt sein. Das Kraftwerk soll sowohl generatorisch als auch motorisch

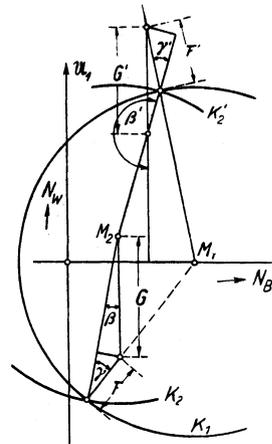


Abb. 73. Ermittlung der Stabilität aus den Winkeln β und γ bzw. dem Streckenverhältnis F/G .

(Pumpwerk) arbeiten, die maximale Generatorleistung soll 150 MW, die maximale Motorleistung 110 MW betragen. Von den Kraftwerks-sammelschienen soll noch ein kleines Netz mit einem Höchstbedarf von 50 MW Wirk- und 50 MVA Blindlast versorgt werden. Die Kraftwerksgeneratoren (die auch als Motoren Verwendung finden) sind für 150 MW, $\cos \varphi = 1,0$ mit einem Leerlaufkurzschluß-verhältnis von 1,0 ausgeführt. Die Stabilität ist sowohl für maximale Generator- als auch für Motorlast des Kraftwerks zu untersuchen.

Es wird: $N'_k = N_k + N_{BA} = 150 + 50 = 200 \text{ MVA}$,
 $N_n = U^2/z = 128 \text{ MW}$; $N'_k/N_n = 1,56$,
 $N_{W\alpha} = 50 \text{ MW}$; $N_{W\alpha}/N_n = 0,39$,
 $\text{tg } bx = 1,0$; $\lambda = 1,0$;

und damit nach Gln. (8) und (9)

$$B = N_n \frac{0,56 \cdot 2,56 + 0,152}{6,6 + 0,152} = 0,24 N_n = 31 \text{ MVA},$$

$$D = N_n \frac{0,39 \cdot 2,56 - 0,39 \cdot 0,56}{6,75} = 0,115 N_n = 14,8 \text{ MVA};$$

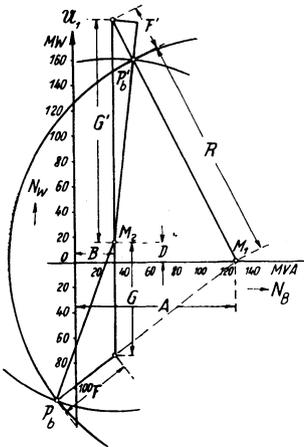


Abb. 74. Scheinleistungsdiagramm auf der Netzseite bei Betrieb eines Kraftwerkes (150 MW) über eine Leitung (750 km, 220 kV) einmal generatorisch (P_b) und einmal motorisch (P_b') bei gleichzeitiger direkter Lastabgabe im Kraftwerk

nach Gln. (C 13) und (C 14)

$$A = \frac{N_n}{\text{tg } bx} = N_n = 128 \text{ MVA},$$

$$R = \frac{N_n}{\sin bx} = \frac{N_n}{0,71} = 180 \text{ MVA}.$$

Abb. 74 zeigt das entsprechende Scheinleistungsdiagramm mit den zwei Betriebspunkten:

Generatorbetrieb $N_{21} = 100 \text{ MW } (P_b)$,
 Motorbetrieb $N_{21} = - (110 + 50)$
 $= - 160 \text{ MW } (P_b')$.

Nach Gl. (13) muß bei stabilem Betrieb werden

$$\frac{\sin \beta}{\sin \gamma} \geq 2 \frac{50}{128} 0,71 = 0,55.$$

Wobei größer für generatorischen, kleiner für motorischen Betrieb des Kraftwerkes gilt.

Nach Abb. 74 ist bei generatorischem Betrieb $\frac{\sin \beta}{\sin \gamma} = \frac{F}{G} = 0,64$,
bei motorischem Betrieb $\frac{\sin \beta'}{\sin \gamma'} = \frac{F'}{G'} = 0,205$, in beiden Fällen ist

also der Betrieb einwandfrei stabil. Genau so wie bei dem vorstehenden Beispiel kann naturgemäß auch die Stabilität kontrolliert werden, wenn das Kraftwerk klein ist gegenüber der vom Abnehmer auf der Kraftwerksseite abgenommenen Leistung, wenn also der größte Teil der dort verbrauchten Energie über die Leitung aus dem starren Netz geliefert wird.

F. Generatorisches und motorisches Kraftwerk (Pumpwerk) über eine lange Leitung zusammen arbeitend.

Nach Abb. 75 soll ein generatorisches Kraftwerk über eine Leitung mit einem motorischen zusammen arbeiten. Praktisch kann dieser Fall z. B. auftreten, wenn von einem Laufwasserkraftwerk ohne Speichermöglichkeit Energie zu einem Pumpspeicherwerk geliefert wird, das Wasser von einem Unterwasserbecken in ein Oberwasserbecken hochpumpt und damit die im Laufwerk anfallende Energie für Zeiten größeren Bedarfs speichert.

Um einfache Verhältnisse zu bekommen, vernachlässigen wir wieder Sättigung, Verluste und den Einfluß der Einzelpolausführung.

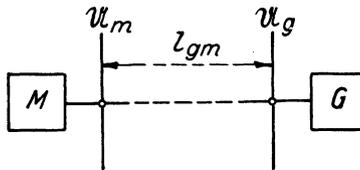


Abb. 75. Generatorisches Kraftwerk (G) über eine lange Leitung mit motorischem Kraftwerk (M) zusammen arbeitend

Wir können dann sofort die Grenzentfernung für die Übertragung der natürlichen Leistung nach Gl. (D 41) angeben, sie wird

$$l_{g\ m} = 2 l_{21\ g} - \frac{\alpha_{m\ M} + \alpha_{m\ G}}{b}, \quad (1)$$

wobei $\alpha_{m\ M}$ und $\alpha_{m\ G}$ die Maschinenwinkel (S. 94) des Generators bzw. Motors bedeuten und $l_{21\ g}$ nach Gl. (D 31) gerechnet werden kann. Ohne Zwischenstation, also $k_{ph} = \infty$, wird

$$2 l_{21\ g} = 1500 \text{ km.}$$

Wir sehen aus Gl. (1), daß die Summe der beiden Maschinenwinkel auf jeden Fall kleiner als $\pi/2$ sein muß, damit bei der natürlichen Last überhaupt eine Leitung zwischen die beiden Kraftwerke geschaltet werden kann.

Soll bei irgendeiner Belastung die Stabilität geprüft werden, so wird am zweckmäßigsten auf folgende Weise vorgegangen: Da in beiden Kraftwerken im allgemeinen die Spannung durch Spannungs-

regler konstant gehalten wird, und zwar so, daß die Spannung an beiden Enden der Leitung die gleiche wird, liegt mit der zu übertragenden Wirklast zwangsläufig auch die Blindlast der Kraftwerke fest. Wir haben ja in Abschnitt C [Gl. (C 12)] gesehen, daß bei konstanter Sekundärspannung die Scheinleistung auf der Primärseite dem Kreis K_1 (Abb. 25) entsprechen muß. Dieser Kreis mit dem

Mittelpunktsabschnitt $A = \frac{U^2}{z \operatorname{tg} b x}$ [Gl. (C 13)] und dem Radius

$R = \frac{U^2}{z \sin b x}$ [Gl. (C 14)] kann gezeichnet werden und damit ist auch bei bestimmter Wirklast die Blindlast, die auf beiden Seiten gleich groß wird (entweder gleiche Lieferung oder gleiche Aufnahme der Leitung), sowie der Leitungswinkel α_i gefunden. Sind außerdem die Synchronreaktanzen der beiden Maschinen bekannt, so kann (Abb. 76) das vollständige Vektorbild mit den verschiedenen Spannungsvektoren aufgezeichnet werden (in dem gewählten Beispiel wird zufällig $\mathfrak{I}_g = \mathfrak{I}_m$). Es wird

$$U_{g0} = U_g - j \mathfrak{I}_g k_g, \quad (2)$$

$$U_{m0} = U_m + j \mathfrak{I}_m k_m, \quad (3)$$

wobei k_g bzw. k_m die Synchronreaktanzen bedeuten. Da bei festgehaltener Erregung auch hier die maximale Leistung erreicht ist, wenn die beiden Polradvektoren (U_{g0} und U_{m0}) senkrecht aufeinander stehen, kann sofort nach dem aus Diagramm

Abb. 76 sich ergebenden Gesamtwinkel $\alpha_m + \alpha_i + \alpha_g$ auf die Stabilität geschlossen werden. [Für die Gesamtanordnung gilt auch die Gl. (C 65), wenn für U_1 U_{m0} , für U_{20} U_{g0} und an Stelle der Transformatorreaktanzen die Synchronreaktanzen der Maschine eingesetzt werden. Aus Gl. (C 65) geht hervor, daß die Maximalleistung bei senkrechter Lage von

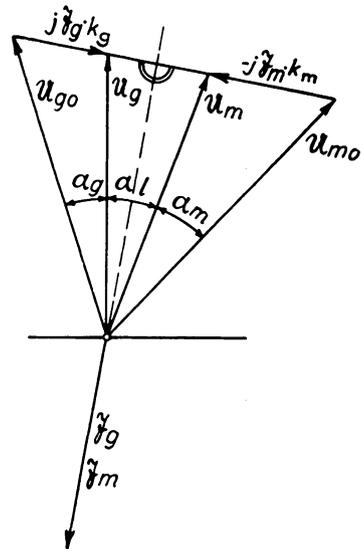


Abb. 76. Strom- und Spannungsdiagramm auf Generator- und Motorseite bei Betrieb entsprechend Abb. 75 zur Kontrolle der Stabilität

U_{20} zu U_1 erreicht wird, da ja der erste Teilstrom (\mathfrak{S}_{11}) keinen Anteil für die Leistung liefert.]

Das Diagramm Abb. 76 entspricht folgendem Beispiel:

Von einem generatorischen Kraftwerk mit einer Maschinenleistung von 100 MW bei einem Leerlaufkurzschlußverhältnis von 1,4 werden 80 MW über eine Doppelfreileitung von 500 km Länge mit einer Betriebsspannung von 150 kV zu einem motorischen Kraftwerk mit einer Maschinenleistung von 100 MW bei einem Leerlaufkurzschlußverhältnis von 1,0 geliefert. Wir sehen aus Abb. 76, daß der Gesamtwinkel zwischen den beiden Polradvektoren 61° wird, daß also das System noch gut stabil arbeitet.

Die Berücksichtigung der Sättigung, der Verluste und der Einzelpolausführung wird hier recht schwierig, es lassen sich keine allgemein gültigen übersichtlichen Beziehungen ableiten. Da sich aber die Einflüsse teilweise kompensieren (Verluste verschlechtern, Sättigung verbessert), und im allgemeinen ja doch noch mit einer gewissen Sicherheit gerechnet werden muß, geben die oben mit Vernachlässigung abgeleiteten Beziehungen doch für den praktischen Betrieb recht gute Anhaltspunkte.

Die behandelte Anordnung mit generatorischem und motorischem Kraftwerk spielt im übrigen auch eine Rolle bei der Energieübertragung mit Halbwellenfrequenz, d. h. wenn die Frequenz des Übertragungssystems so gewählt wird, daß die Leitungslänge gerade einer halben Wellenlänge entspricht, also z. B. bei 1000 km die Frequenz 150 Hz [21] [22]. Die Generatoren werden am zweckmäßigsten für die Halbwellenfrequenz ausgelegt, sie arbeiten dann über die Leitung mit entsprechenden Motoren zusammen, die Generatoren für 50 Hz antreiben. Die Leitung stellt bei dieser Wahl der Frequenz in ihrer Wirkung einen rein Ohmschen Widerstand dar und die Maschinen verhalten sich so, wie wenn sie über einen Ohmschen Widerstand kurz gekuppelt wären.

Mit Rücksicht auf selbsterregte Schwingungen, die in diesem Fall leicht auftreten können, muß die Frequenz etwas höher gewählt werden, als der Halbwellenfrequenz entsprechen würde. Bei einem Leitungswinkel $bx = \pi + \alpha$ bekommen wir nun hinsichtlich Stabilität die (praktisch) gleichen Verhältnisse wie bei einem Leitungswinkel $bx = \alpha$, wir können daher die oben gefundenen Beziehungen für verhältnismäßig kleine Entfernungen bzw. kleine Leitungswinkel bx ohne weiteres übertragen auf große, oberhalb der halben Wellenlänge liegende Entfernungen.

In Gl. (1) bedeutet dann l_g einfach die äußerst zulässige Entfernung über der halben Wellenlänge, wobei zu beachten ist, daß $2 l_{21g} = \frac{\pi}{2 \cdot b}$ natürlich abhängig von der Frequenz ist, da $b = \omega \sqrt{LC}$ direkt proportional mit ω steigt und fällt. Werden z. B. zwei Maschinen bei einer Frequenz von 160 Hz mit einem Gesamtmaschinenwinkel ($\alpha_m + \alpha_g$) bei natürlicher Leistung von 73° ($0,4 \pi$) über eine Leitung von 1000 km gekuppelt, so wird $2 l_{21g} = \frac{0,5 \pi}{b} = 1500 \cdot \frac{50}{160}$
 $= 470$ km entsprechend einem Leitungswinkel gleich $\frac{\pi}{2}$ und l_{gm}
 $= 470 - \frac{0,4 \pi}{b} = 470 - 0,8 \cdot 470 = 95$ km. Die tatsächliche wirksame Entfernung entspricht $1000 - 2 \cdot 470 = 60$ km, die Maschinen arbeiten also noch stabil (60 gegen 95 km an der Stabilitätsgrenze).

G. Asynchronkraftwerk über Leitung auf ein starres Netz arbeitend [8].

Synchronmaschinen haben die unangenehme Eigenschaft, daß sich bei plötzlichen Belastungsänderungen das Polrad unter Pendelungen auf den der neuen Last entsprechenden neuen Polradwinkel einstellt. Das Polrad pendelt also z. B. bei plötzlicher Erhöhung der Last über den stationären Lastwinkel hinaus. Arbeitet nun die Maschine schon nahe an der Kippgrenze, so kann bei einem Laststoß sehr leicht durch das Überpendeln des Läufers die Kippgrenze überschritten werden und die Maschine außer Tritt fallen. Mit Rücksicht auf diese Erscheinung (die dynamische Stabilität muß gewahrt bleiben!) ist man daher gezwungen bei Synchronmaschinen mit einem beachtlichen Sicherheitswinkel gegenüber der statischen Stabilitätsgrenze zu arbeiten.

Im Gegensatz hierzu stellen sich Asynchronmaschinen bei Laständerungen ohne Pendelungen asymptotisch auf die der neuen Last entsprechende neue Drehzahl ein. Die Asynchronmaschine kann daher bis sehr nahe an die Stabilitätsgrenze heran stationär belastet werden.

Diesem Vorteil steht allerdings bei der normalen, unkompenzierten Asynchronmaschine der Nachteil gegenüber, daß mit steigender Entfernung die Kippleistung sehr stark zurückgeht, so daß die einfache Asynchronmaschine für Leistungsübertragung auf größere Entfernungen nicht in Frage kommen kann. Wesentlich anders werden aber die Verhältnisse, wenn die Asynchronmaschine durch Läufererregung kompenziert wird, und zwar so, daß ihre Kippleistung stark vergrößert wird. Für diesen Fall ergeben sich dann unter Umständen günstigere Übertragungsverhältnisse als mit Synchronmaschinen.

I. Einfache unkompenzierte Asynchronmaschinen

Zunächst soll die einfache, unkompenzierte Asynchronmaschine (1), die nach Abb. 77 über eine Leitung (2) auf ein starres Netz (3) arbeitet, untersucht werden. Die Verluste in der Maschine und auf der Leitung sollen vernachlässigt werden.

Nach Abschnitt B [Gl. (18)] können wir für den Strom \mathfrak{J}_2 , der ja hier dem der Asynchronmaschine entspricht, setzen

$$\mathfrak{J}_2 = \mathfrak{U}_s \cdot \mathfrak{U}_2. \quad (1)$$

[Der Strom der Asynchronmaschine bei der Klemmenspannung U_2 und dem vom Schlupf abhängigen Leitwert \mathfrak{U}_s , Gl. (1), entspricht dem Heyland-Kreis der Asynchronmaschine.]

Da außerdem naturgemäß auch die zwei Leitungsgleichungen (B 44) und (B 45) gelten, können wir durch Elimination von U_2 und \mathfrak{I}_2

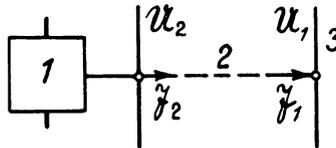


Abb. 77. Asynchronmaschine über Leitung auf starres Netz arbeitend

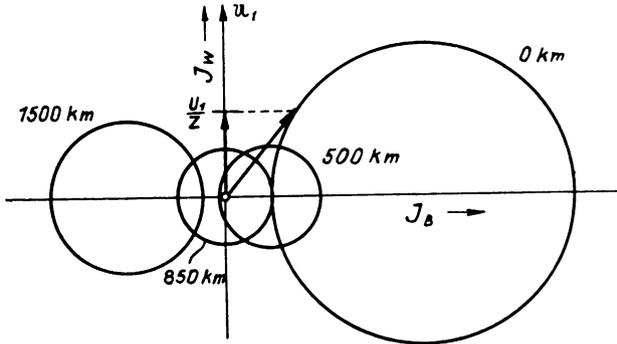


Abb. 78. Unkompensierte Asynchronmaschine über verschieden lange Leitungen auf starres Netz arbeitend

das Stromdiagramm der über die Leitung auf das Netz arbeitenden Asynchronmaschine finden. Es wird

$$\mathfrak{I}_1 = \frac{U_1 \left(\mathfrak{U}_s + j \frac{\text{tg } bx}{z} \right)}{1 + jz \mathfrak{U}_s \text{tg } bx} \quad (2)$$

Die Gl. (2) stellt, wie sich leicht nachweisen läßt, wieder einen Kreis dar. Abb. 78 zeigt solche Kreise, die verschiedenen Leitungslängen entsprechen. Die Mittelpunkte bleiben auf der Blindstromachse, die Kreisdurchmesser ändern ihre Größe. Der Kreis mit dem Mittelpunkt im Nullpunkt wird erreicht bei

$$\text{tg } bx_0 = \pm \sqrt{\left(\frac{z^2 - \sigma k^2}{zk(1 + \sigma)} \right)^2 + 1} + \frac{z^2 - \sigma k^2}{zk(1 + \sigma)} \quad (3)$$

[J_{10} nach Gl. (B 14) = $-J_{1\infty}$ nach Gl. (B 15) gesetzt.]

Wenn Winkel, bei denen $\operatorname{tg} b x$ negativ wird ($x > 1500$ km), außer Betracht gezogen werden, so ist nur das + Zeichen vor der Wurzel zu berücksichtigen.

Der Kreishalbmesser und damit der maximale Wirkstrom wird in diesem Fall gleich $J_{10} = J_{1\infty}$, also (Gl. B 15, G 2)

$$J_{1W \max} = \frac{U_1}{z} \frac{\frac{z}{\sigma k} - \operatorname{tg} b x_0}{\frac{z}{\sigma k} \operatorname{tg} b x_0 + 1}. \quad (4)$$

Da nun $\operatorname{tg} b x_0$ nach Gl. (3) immer größer ist als 1,0, ergibt sich $J_{W1 \max}$ immer kleiner als $\frac{U_1}{z}$, also immer kleiner, als der natürlichen Leistung entsprechen würde.

Abb. 78 entspricht dem Betrieb mit einer Maschine, deren Nennleistung gleich ist der natürlichen der Leitung, deren Leerlaufstrom gleich ist dem 0,4fachen Nennstrom und deren Gesamtstreuungskoeffizient $\sigma = 0,12$ beträgt. Diese Werte dürften etwa bei einem langsam laufenden Wassergenerator auftreten. Wir sehen, daß die Kreise erst kleiner werden, daß auch $\cos \varphi = 1,0$ erreicht wird, aber bei wesentlich kleinerer Leistung als der natürlichen. Bei noch größeren Entfernungen wächst der Kreisdurchmesser wieder, die Kreisschar schlüpft gewissermaßen unter dem Punkt $\cos \varphi = 1,0$, natürliche Leistung, durch. Daß dieser Punkt nicht erreicht werden kann, ist ohne weiteres klar, da bei natürlicher Leistung ja am Anfang und Ende $\cos \varphi = 1,0$ sein muß, was bei einer unkompenzierten Asynchronmaschine natürlich niemals der Fall sein kann. Die unkompenzierte Maschine kann nach Vorstehendem für Übertragung auf größere Entfernungen nicht in Frage kommen.

II. Kompensierte Asynchronmaschine

a) Stromdiagramme

Werden parallel zur Asynchronmaschine Kondensatoren geschaltet, und zwar so viele, daß bei der Wirklast der Maschine, die der natürlichen Leistung entspricht, gerade $\cos \varphi = 1,0$ erreicht wird, so erhalten wir das Kreisdiagramm Abb. 79 (1) und bei Zwischenschaltung von Leitungen verschiedener Länge ebenfalls Kreise (2, 3, 4), die folgende Eigenschaften haben:

1. Die Mittelpunkte liegen immer auf der Blindstromachse.

2. Die Kreise gehen immer durch die Punkte $J_{1W} = \pm \frac{U_1}{z}$. Da

die Maschine bzw. bei Generatorbetrieb das Netz in diesen Punkten einem rein Ohmschen Widerstand entspricht, der die Größe des Wellenwiderstandes hat, muß am Anfang und Ende der Leitung immer $\cos \varphi = 1,0$ sein.

Bei allen Kreisen entsprechen wie beim Kreis 1 (Maschine direkt am Netz) nur immer die linken Hälften stabilem Betrieb. Wir

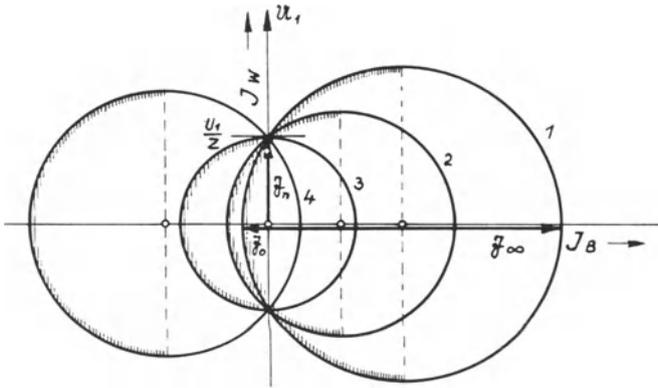


Abb. 79. Asynchronmaschine durch Kondensatoren kompensiert über verschieden lange Leitung auf starres Netz arbeitend

erkennen somit, daß die dem Kreis 3 entsprechende Entfernung die Grenzentfernung für Übertragung mit natürlicher Leistung darstellt, da hier die natürliche Leistung gerade im Kippunkt liegt.

Wichtig für die Beurteilung der Übertragung wird nun die Lösung der Frage sein, wann diese Grenzentfernung erreicht ist. Wir können die Frage mit Hilfe von Gl. (3) beantworten. Nur müssen wir jetzt noch berücksichtigen, daß die Kondensatoren mit eingeschaltet sind. Es wird allgemeiner als bei Gl. (3)

$$\operatorname{tg} b x_0 = \sqrt{\left(\frac{z^2 - k_0 k_\infty}{z(k_0 + k_\infty)}\right)^2 + 1} + \frac{z^2 - k_0 k_\infty}{z(k_0 + k_\infty)}, \quad (5)$$

dabei ist $k_0 = \frac{U_1}{j \mathfrak{I}_0}$ (negativ, wenn \mathfrak{I}_0 voreilt gegen U_1 , wie das bei

Abb. 79 der Fall ist) und $k_\infty = \frac{U_1}{j \mathfrak{I}_\infty}$ (Abb. 79).

Bei unserem Beispiel kommen wir auf ($k_\infty = 0,29 z$, $k_0 = -3,5 z$) $\operatorname{tg} b x_0 = 0,56$, entsprechend einem Winkel von 29° oder einer Entfernung von etwa 480 km.

Da später noch Stromdiagramme untersucht werden, die eine allgemeinere Lage haben als die bisher behandelten, soll noch ein einfacherer und allgemeiner gültiger Weg für die Ermittlung der Grenzentfernung angegeben werden.

b) Ermittlung der Grenzentfernung bei Übertragung der natürlichen Leistung

Wir gehen aus von dem Punkt des Leitwertdiagramms, der der natürlichen Leistung der Leitung entspricht, und zwar sei Motorbetrieb angenommen. Strom und Spannung sind am Anfang und

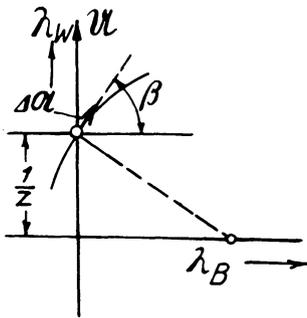


Abb. 80. Leitwertdiagramm der Asynchronmaschine in der Nähe des Punktes, der natürlicher Leistung entspricht

Ende der Leitung gleich groß, $\cos \varphi$ ist 1,0. Bremsen wir jetzt die Maschine etwas ab, so daß sie langsamer läuft, so würde sie bestimmt größere Leistung aufnehmen, entsprechend dem größeren Wirkleitwert, wenn die Spannung an den Maschinenklemmen konstant gehalten würde. Da die Spannung durch die Wirkung der Leitung nicht konstant bleibt, ist nicht ohne weiteres zu übersehen, wie die Leistung sich jetzt verhält. Sicher ist, daß die Grenze der Stabilität erreicht ist, wenn sich bei einer Verringerung oder überhaupt bei einer Änderung der Drehzahl die Lei-

stung nicht mehr ändert. Am einfachsten läßt sich wieder die Änderung der Wirkleistung vor der Leitung am starren Netz übersehen, es braucht dort, weil die Spannung konstant ist, nur die Änderung des Wirkstroms untersucht zu werden. Wird diese Änderung Null, so ist die Grenze der Stabilität erreicht.

Wir haben gesehen, daß der Strom \mathfrak{I}_1 nach Gl. (2) sich ohne weiteres rechnen läßt, wenn der Leitwert der Asynchronmaschine gegeben ist. Bei Belastung mit natürlicher Leistung vereinfacht sich die Gleichung und es wird

$$\mathfrak{I}_1 = \frac{U_1}{z}.$$

Wir gehen nun von dem Punkt des Leitwertdiagramms, der der natürlichen Leistung entspricht, ein kleines Stück $\Delta \mathfrak{A}$ (Abb. 80) weiter und ermitteln jetzt den Strom \mathfrak{I}'_1 , der verschieden sein wird vom Strom \mathfrak{I}_{1n} .

Es wird nach Gl. (2)

$$\mathfrak{I}'_1 = \mathfrak{U}_1 \frac{\left(\frac{1}{z} + \Delta \mathfrak{A}\right) + j \frac{\operatorname{tg} b x}{z}}{1 + j z \left(\frac{1}{z} + \Delta \mathfrak{A}\right) \operatorname{tg} b x} \quad (6)$$

und die Stromänderung $\Delta \mathfrak{I}_1 = \mathfrak{I}'_1 - \mathfrak{I}_{1n}$

$$\Delta \mathfrak{I}_1 = \mathfrak{U}_1 \frac{\Delta \mathfrak{A} (1 - j \operatorname{tg} b x)}{1 + j \operatorname{tg} b x} \quad (7)$$

Setzen wir noch $\Delta \mathfrak{A} = \Delta A (\sin \beta - j \cos \beta)$ (Abb. 80) und berücksichtigen wir nur den reellen Teil unserer Stromänderung, also die Wirkstromänderung, so erhalten wir

$$\Delta J_{1w} = U_1 \Delta A \cos \beta \frac{\operatorname{tg} \beta - 2 \operatorname{tg} b x - \operatorname{tg}^2 b x \operatorname{tg} \beta}{1 + \operatorname{tg}^2 b x} \quad (8)$$

Die Grenze der Stabilität ist erreicht, wenn diese Wirkstromänderung Null wird; wir haben also eine Gleichung für die Grenzentfernung

$$\operatorname{tg} \beta - 2 \operatorname{tg} b x_g - \operatorname{tg}^2 b x_g \operatorname{tg} \beta = 0 \quad (9)$$

Aus dieser Gleichung erhält man nach trigonometrischen Gesetzen die sehr einfache Bedingung:

$$b x_g = \frac{\beta}{2} \quad (10)$$

(Im Gegensatz hierzu bei der Synchronmaschine, Gl. (C 52): $b x_g = \beta$! Das unterschiedliche Verhalten rührt davon her, daß bei der Synchronmaschine das Kippmoment proportional, bei der Asynchronmaschine quadratisch von der Spannung abhängig ist.)

Die Grenzentfernung für Übertragung mit natürlicher Leistung ist also nur abhängig vom Anstieg des Leitwertdiagramms in dem Punkt, der der natürlichen Leistung entspricht. Im früher behandelten Beispiel (Abb. 79) beträgt dieser Winkel z. B. 58° , damit erhalten wir sofort ohne Rechnung $b x_g = 29^\circ$ (im Winkelmaß), was einer Entfernung von 480 km entspricht.

c) Verbesserung der Stabilitätsverhältnisse

Nachdem nunmehr klar ist, daß die Grenzentfernung nur abhängig ist vom Winkel zwischen der Tangente an das Leitwertdiagramm in dem der natürlichen Leistung entsprechenden Punkt und der Horizontalen, können sofort auch Schaltungen angegeben werden, bei denen die stabile Übertragungsentfernung für Asynchronmaschinen sehr beachtlich gesteigert werden kann [8, 26].

Erregt man die Asynchronmaschine z. B. sekundär durch eine eigenerrgte Drehstromerregemaschine, so erhält man bei Generatorbetrieb ein Stromdiagramm entsprechend Abb. 81 [17]. Die Erregemaschine muß so eingestellt werden, daß gerade bei der natürlichen Leistung $\cos \varphi = 1,0$ erreicht wird. Man sieht aus dem Diagramm, daß der Winkel

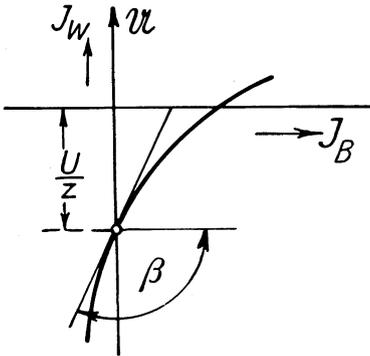


Abb. 81. Stromdiagramm der Asynchronmaschine mit eigenerrgter Drehstromerregemaschine bei Generatorbetrieb

erregemaschine muß so eingestellt werden, daß gerade bei der natürlichen Leistung $\cos \varphi = 1,0$ erreicht wird. Man sieht aus dem Diagramm, daß der Winkel $\beta > \frac{\pi}{2}$, damit auch $b x_p > \frac{\pi}{4}$, die Grenzentfernung also auch größer als 750 km wird, ohne daß die Asynchronmaschine etwa irgendwie überdimensioniert wäre.

Eigenerrgte Drehstromerregemaschinen kommen für größere Leistungen wohl kaum in Frage. Ein ganz ähnliches Diagramm wie Abb. 81 erhält man aber bekanntlich bei schon geringer untersynchroner Drehzahlregelung mit Regemaschine im Läuferkreis der Asynchronmaschine [17]. Da all diese Schaltungen ja schon viel in der Literatur behandelt worden sind, braucht hier nicht weiter darauf eingegangen zu werden.

d) Natürliche Spannungsregelung bei geeigneter Form des Stromdiagramms

Bei Betrieb mit natürlicher Leistung ist automatisch konstante Spannung längs der ganzen Leitung gegeben. Bei Leerlauf stellt sich an der Maschine irgendeine Spannung ein, die abhängt einmal von den Leitungskonstanten, dann aber auch vom Blindstrom, den die Maschine bei Leerlauf aufnimmt. Diesen Blindstrom kann man nun

in gewissen Grenzen durch Wahl der Magnetisierungsverhältnisse oder auch der Läufererregung verändern.

Macht man den Blindleitwert bei Leerlauf

$$\lambda_{B0} = \frac{1}{z} \operatorname{tg} \frac{1}{2} b x \quad (11)$$

(in den Leitungsgleichungen $U_1 = U_2$ gesetzt und $\mathfrak{J}_2 = -j \mathcal{U}_1 \lambda_{B0}$), so wird auch bei Leerlauf die Spannung an der Maschine gleich der Netzspannung werden, der Blindstrom wird dann $\frac{U_1}{z} \operatorname{tg} \frac{1}{2} b x$, z. B. wird er bei $b x = \frac{\pi}{2}$ dem Absolutwert nach gleich dem Wirkstrom

bei natürlicher Last. Während bei natürlicher Last auch auf der Leitung die Spannung überall die gleiche ist, wird bei Leerlauf und $U_1 = U_2$ auf der Leitung eine mäßige Spannungserhöhung eintreten.

Auch bei Teillasten die Spannung konstant zu halten, läßt sich allein durch die Asynchronmaschine nicht erreichen. Das Stromdiagramm müßte, nämlich entsprechend dem Kreis K_1 (Abb. 25), der ja bei konstanter Spannung auf der Sekundärseite gilt, in diesem Fall so aussehen, wie in Abb. 82, Kurve I gezeichnet. Den tatsächlich erreichbaren Verlauf, wenn bei Leerlauf und Vollast gleiche Spannung herrschen soll, zeigt Kurve II. Bei Teillasten wird die Spannung etwas ansteigen. Zweckmäßigerweise wird man eine Kurve III wählen, bei der dann bei Leerlauf die Spannung etwas zu tief wird, im ganzen Belastungsbereich aber praktisch konstant bleibt.

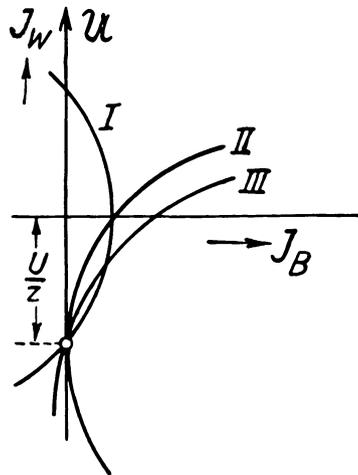


Abb. 82. Stromdiagramm der Asynchronmaschine über Leitung arbeitend bei unabhängig von der Belastung etwa konstanter Spannung (II und III) und Idealdiagramm bei vollständig konstanter Spannung (I entspricht K_1 , Abb. 25) auf der Kraftwerksseite.

Man ist also in der Lage, ohne besondere Regeleinrichtungen Spannungserhöhung bei Lastminderung zu vermeiden.

e) Parallelarbeiten mehrerer Asynchronmaschinen

Arbeiten mehrere Generatoren parallel über die lange Leitung, so gilt für das Gesamtstromdiagramm aller Generatoren, solange diese gleichmäßig belastet werden, das gleiche, was über das Einzelstromdiagramm gesagt ist. Soll auch die Spannungsregelung automatisch von den Generatoren mit übernommen werden, so muß dafür gesorgt werden, daß die Maschinen auch bei geringer Last am Netz bleiben, sie arbeiten dann eben teilweise als Phasenschieber.

H. Versuchstechnische Lösung von Stabilitätsproblemen.

Wie in den vorhergehenden Abschnitten gezeigt, kann unter gewissen Annahmen in vielen Fällen eine rein rechnerische Klärung der Stabilitätsfragen durchgeführt werden. Um mit einem erträglichen Maß an Rechenarbeit auszukommen, muß sich aber naturgemäß diese rechnerische Behandlung auf verhältnismäßig einfache Anordnungen beschränken, wobei trotzdem fast immer noch mit gewissen Vernachlässigungen gearbeitet werden muß. Es ist daher sehr begreiflich, daß man schon seit langem bestrebt ist, Mittel und Wege zu finden, um auch auf diesem Gebiet durch den praktischen Versuch einmal die Rechnung kontrollieren, dann aber auch Anordnungen, die der Rechnung schwer oder überhaupt nicht zugänglich sind, rein versuchstechnisch überprüfen zu können. Vor allem in Amerika sind daher Leitungsmodelle für die Prüfung solcher Stabilitätsprobleme entwickelt worden. Merkwürdigerweise hat man aber zunächst die Leitung durch ein mechanisches Modell nachgebildet, während doch sonst umgekehrt in der Technik sehr häufig mechanische Anordnungen versuchstechnisch durch elektrische ersetzt werden. Der Grund hierfür dürfte wohl vor allem der Umstand sein, daß an diesem mechanischen Modell der Leitung — im einfachsten Fall bestehend aus zwei um eine Achse drehbaren Zeigern, die über eine Feder gekuppelt sind — sehr anschaulich die stabilen und labilen Zustände eines Übertragungssystems gezeigt werden können. Praktisch versagt aber ein solches Modell, wenn unter Berücksichtigung aller wirksamen Einflüsse tatsächlich die Stabilität auch eines schon sehr einfachen Gebildes untersucht werden soll.

Wesentlich wertvollere Dienste leistet im Gegensatz hierzu eine rein elektrische Nachbildung des Übertragungssystems, die nun noch kurz behandelt werden soll. Wie im Abschnitt B bereits gesagt, kann für ein kurzes Leitungsstück eine Ersatzschaltung angegeben werden, die in ihrer Wirkung vollkommen dem Leitungsstück entspricht, wenigstens solange nur die Spannungs- und Stromwerte am Anfang und Ende der Leitung betrachtet werden. Die Ersatzschaltung besteht aus Ohmschen Widerständen und Induktivitäten in Reihe und Kapazitäten und Ohmschen Widerständen (Ableitungs-

widerstände) parallel dazu (Abb. 83). Reiht man mehrere solcher Einzelglieder durch Hintereinanderschaltung aneinander, so kann damit auch eine beliebig lange Leitung einwandfrei nachgebildet werden, wobei jetzt die Spannungs- und Stromwerte nicht nur am Anfang und Ende, sondern auch nach jedem Glied mit den Werten der nachgebildeten Leitung an den entsprechenden Punkten übereinstimmen. Natürlich kann eine solche Leitungsnachbildung aus wirtschaftlichen Gründen nicht für die in der wirklichen Leitung auftretenden Ströme und Spannungen gebaut werden. Dies ist aber auch in keiner Weise erforderlich. Aus den theoretischen Überlegungen der früheren Abschnitte geht hervor, daß niemals Absolutwerte etwa der Spannung oder des Stromes oder der Leistung die Stabilität beeinflussen, sondern lediglich Verhältniswerte. Die

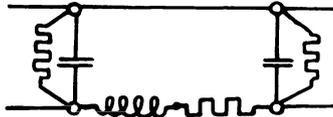


Abb. 83. Einzelglied einer künstlichen Fernleitung

Sekundärspannung (am Kraftwerk) wird z. B. bezogen auf die Primärspannung (am starren Netz), die Widerstandswerte auf den Wellenwiderstand oder der Ohmsche Widerstand auf die Reaktanz, die Leistungen auf die natürliche Leistung der Leitung usw. Wir brauchen daher nur darauf zu achten, daß bei der Nachbildung im Versuchsmodell diese Verhältnisse der verschiedenen Größen zueinander genau mit den entsprechenden der wirklichen Übertragung übereinstimmen und können dann die Versuchsergebnisse ohne Bedenken auf das tatsächliche System übertragen. Gewisse Schwierigkeiten ergeben sich nur bei den den Kraftwerksgeneratoren oder den Phasenschiebern oder auch den Motoren entsprechenden Maschinen. Sie werden selbstverständlich im Modell sehr viel kleiner als in Wirklichkeit und damit ergeben sich wesentlich größere auf die Leistung bezogene Maschinenverluste. Man wird daher zweckmäßigerweise Spezialmaschinen verwenden, bei denen die Stromwärmeverluste durch reichlichen Kupferquerschnitt und die Eisenverluste durch Verwendung verlustarmer Dynamobleche klein gehalten sind. Dabei muß aber natürlich auch darauf gesehen werden, daß die Generatoren in verschiedenen Sättigungsbereichen betrieben werden können. Sorgt man für Transformatoren mit möglichst weit-

gehend veränderlichem Übersetzungsverhältnis, so können die Maschinen in einfacher Weise der Leitung angeglichen werden, es kann dann z. B. mit nur einer einzigen Synchronmaschine das verschiedenste relative Leerlauf-Kurzschlußverhältnis ($\kappa = \frac{z}{k}$) hergestellt werden.

Mit einem solchen Leitungsmodell können unter Umständen nicht nur die statischen, sondern auch die dynamischen Stabilitätsverhältnisse untersucht werden. Allerdings wird es für diesen Fall schon wesentlich schwieriger sein, das tatsächliche System wirkungsgetreu nachzubilden. Z. B. wird das richtige Verhältnis der magnetischen Zeitkonstante zur Anlaufzeitkonstanten, das eine wichtige Rolle bei Ausgleichsvorgängen spielt, nicht so leicht herzustellen sein. Bei großen Wasserkraftgeneratoren wird die magnetische Zeitkonstante (bei Belastung) bei 5 bis 10 Sekunden liegen, und auch die Werte für die Anlaufzeitkonstante liegen im allgemeinen in dieser Gegend, so daß sich also als Verhältnis der beiden zueinander etwa 1,0 ergibt. Bei kleinen Synchronmaschinen von 5 bis 10 kW, wie sie zweckmäßigerweise für solche Leitungsmodelle verwendet werden, liegt der Wert der magnetischen Zeitkonstante bei Betrieb meist stark unter 0,5 Sekunden, während die Anlaufzeitkonstante (mit Antriebsmaschine) doch bei etwa 1 Sekunde zu liegen pflegt. Das Verhältnis wird also hier 0,5 und weniger, und es ist meist wohl nicht einfach, die magnetische Zeitkonstante so zu vergrößern, daß sie etwa auf den Wert der Anlaufzeitkonstante kommt. Auch auf die Bemessung der Dämpferwicklung der Synchronmaschine muß geachtet werden, sie muß möglichst der der wirklichen Maschine entsprechen, wenn die Maschine für dynamische Stabilitätsuntersuchungen verwendet werden soll.

Im Elektrotechnischen Institut der Technischen Hochschule Stuttgart ist auf Veranlassung von Professor Dr. Ing. e. h., Dr. techn. h. c. Emde bereits im Jahr 1930 eine solche dreiphasige Modelleitung aufgebaut worden, die zunächst (als Freileitung gedacht) einer Entfernung von 2000 km entsprach und die vor einigen Jahren ergänzt wurde, so daß sie jetzt eine Entfernung von 3250 km nachbildet. Durch Auftrennung und Parallelschaltung kann ohne weiteres auch eine Doppelleitung für 1500 km dargestellt werden. Die Leitung setzt sich aus einzelnen Gliedern mit folgenden Konstanten bei 50 Hz [die Ohmschen Reihen (r)- und Parallel (r_a)-Widerstände sind einstellbar] zusammen:

$\omega L'$ (Ohm)	r' (Ohm)	$\omega C'$ (Siemens)	$\left(\frac{1}{r_a}\right)'$ (Siemens)
3,115	0,115	0,0215	0
	0,201		0,000 453
	0,508		0,001 025
	0,878		0,002 53
	1,645		0,006 00
			0,010 1

Der Wellenwiderstand wird (ohne Verluste) $z = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = 12 \text{ Ohm}$.

Ein Glied entspricht einem Winkel $bx = \omega \sqrt{L' C'} = \sqrt{\omega L' \omega C'}$
 $= \sqrt{0,0665} = 0,260$ bzw. bei Freileitungen, wo $b = 1,05 \cdot 10^{-3} \text{ 1/km}$
wird, einer Entfernung von 250 km. (L' und C' sind gewissermaßen
die Werte je km, multipliziert mit der Leitungslänge x , also $\sqrt{L' C'}$
 $= \sqrt{L x \cdot C x} = x \sqrt{L \cdot C}$.) Das Verhältnis $\frac{\omega L}{r} = \frac{\omega L'}{r'}$ kann stufen-
weise auf die Werte 27, 15,5, 6,2, 3,55, 1,9 eingestellt werden. Bei
der Wahl der Selbstinduktion (Eisendrosseln) ist Wert darauf gelegt
worden, daß auch bei Überbelastung praktisch noch keine Sättigung
auftritt, außerdem sind die Verluste durch Verwendung von verlust-
armen Blechen sehr klein gehalten.

Das Leitungsmodell ist für eine Normalspannung von 220 Volt
vorgesehen, so daß die natürliche Leistung $N_n = \frac{220^2}{12} = 4 \text{ kW}$ wird.

Für Versuche an diesem Leitungsmodell stehen auch zwei Synchron-
generatoren (Einzelpolausführung) mit entsprechender Leistung und
einem relativen Leerlaufkurzschlußverhältnis von 1,0 (Maschine ohne
Transformator direkt auf die Leitung geschaltet) zur Verfügung.

Mit diesem Leitungsmodell sind schon zahlreiche, teilweise
grundlegende Stabilitätsuntersuchungen durchgeführt worden
[8, 12, 13, 20, 21].

Literatur

- [1] Elektrifizierung der UdSSR. und Energieübertragung durch hochgespannten Gleichstrom. Elektrizitätswirtschaft, 39. Jahrg. (1940), H. 23.
- [2] F. J. Rutgers: L'état actuel de l'Electrification en Egypte et ses perspectives d'avenir. Bulletin de l'A. S. E., Nr. 18, 1929.
- [3] A. M. Taylor: Ulro long-distance power transmission (Kraftübertragung auf sehr große Entfernungen). Engineering, London, vom 19. 3. 1937, S. 311—313; 354—355.
- [4] R. Rüdberg: Elektrische Hochleistungsübertragung auf weite Entfernung. Berlin, Springer, 1932.
- [5] A. Leonhard: Asynchroner und synchroner Betrieb der allgemeinen, doppelt gespeisten Drehstrommaschine. Arch. f. Elektrotechn. 30, H. 8, 483—502, 1936.
- [6] R. Richter: Elektrische Maschinen, Bd.2. Synchronmaschinen und Einankerumformer. Berlin, Springer, 1930.
- [7] A. Leonhard: Die selbsttätige Regelung in der Elektrotechnik. Berlin, Springer, 1940.
- [8] A. Leonhard: Stabilitätsverhältnisse beim Arbeiten von Asynchronmaschinen über lange Leitungen. E. u. M. 56, H. 32, 405, 1938.
- [9] A. Leonhard: Der selbständig arbeitende Drehstromasynchrongenerator mit fremderregter Drehstromerregmaschine. Arch. f. Elektrotechn. 24, H. 6, 863—898, 1930.
- [10] O. Burger: Berechnung von Drehstrom-Kraftübertragungen. Berlin, Springer, 1927.
- [11] F. Emde: Sinusrelief und Tangensrelief in der Elektrotechnik. Braunschweig, Friedr. Vieweg & Sohn, 1924.
- [12] A. Leonhard: Vergleich der Stabilitätsverhältnisse von Synchronmaschinen und Asynchronmaschinen beim Arbeiten über lange Leitungen. E. u. M. 57, H. 7/8, 1939.
- [13] A. Leonhard: Die statische Grenzlast eines über eine Leitung auf ein starres-Netz-arbeitenden Kraftwerks. E. u. M. 59, H. 5/6, 49—56, 1941.
- [14] K. Rissmüller: Boulder Dam. ETZ. 58, 268, 1937.
- [15] A. von Mangold: Gesättigte Drosseln zur Spannungshaltung in Großkraftübertragungen. VDE.-Fachberichte 10, 1938.
- [16] A. Timascheff: Stabilität elektrischer Drehstrom-Kraftübertragungen. Berlin, Springer, 1940.
- [17] Michael: Theorie der Wechselstrommaschinen. Verlag Teubner, 1937.

[18] Methode zur Berechnung von Kurzschlußströmen und Schalterleistungen. ETZ. **50**, 243, 1929.

[19] Emde u. Hawelka: Vierstellige Tafeln der Kreis- und Hyperbelfunktionen sowie ihre Umkehrfunktionen im Komplexen. 1931.

[20] H. Röhlein: Grenzentfernungen für die Leistungsübertragung mit kompondierten Drehstromgeneratoren. Dissertation, T. H. Stuttgart, 1939.

[21] A. Leonhard: Energieübertragung auf große Entfernungen mit Halbwellenfrequenz. E. u. M. **56**, H. 42, 542, 1938.

[22] Elektrische Energieübertragung über besonders große Entfernungen. E. u. M. **34**, 178, 1921.

[23] J. Ossanna: Fernübertragungsmöglichkeiten großer Energiemengen. ETZ. **43**, 1025, 1922.

[24] W. Leukert: Neuerungen bei Synchronmaschinen. E. u. M. **58**, H. 35/36, 1940.

[25] S. B. Dahl u. S. M. Dahl: Electric Power Circuits. Theory and Application. Vol. II, Power system stability. Mc Graw-Hill Book Company, New York u. London, 1938.

[26] G. Tolstov: Anwendung von läufererregten Asynchrongeneratoren für die Energieübertragung auf große Entfernungen. Elektritschestwo **61**, 40—44, 1940.

Sachverzeichnis

- Ableitung 22.
Abnehmerleistung 109.
Anlaufzeitkonstante 129.
Asynchronkraftwerk 118.
Asynchronmaschinen 17.
Ausgeprägte Pole 8.
Ausgeprägte Pole — Einfluß auf die Stabilität 51.
- Beliebige Last — Stabilität bei ... 33.
Betriebskapazität 22.
Betriebsselbstinduktion 21.
Blindlasterzeuger parallel zum Generator 64.
Blindleistung bei Grenzleistung 38.
Blindwiderstände — Kompensation durch ... 78.
- Dämpferwicklung 129.
Doppelleitung 74.
Doppelleitung — Konstanten der ... 26.
Drehfluß 8.
Drosselspulen 64.
Drosselspulen, gesättigte — Kompensation mit ... 86.
Dynamische Stabilität 3, 100.
- Eingeprägte Spannung 19.
Eingeprägte Spannung — Maschinen mit ... 85.
Einzelpolausführung 8.
Einzelpolausführung — Einfluß der ... 51.
Eisenverluste 12.
Ersatzschaltung der Freileitung 25.
Ersatzschaltung der Freileitung mit Kompensation 79.
- Fortpflanzungskonstante 24.
Fortpflanzungskonstante ohne Verluste 25.
Fortpflanzungskonstante — scheinbare 82, 99.
Frequenzwandler 20.
- Gegenerröpfung bei Asynchronmaschinen 20.
Generatorisches Kraftwerk 114.
Gesättigte Drosselspule 17, 66.
Gesamtstreuungskoeffizient 18.
Gesamtübertragungswinkel 94.
Gesamtwinkel zwischen Netzen 87.
Gleichstromübertragung 2.
Grenzentröpfung bei Asynchronmaschine 122.
Grenzentröpfung bei Einzelpolmaschine 55.
Grenzentröpfung bei kompensierter Leitung 82.
Grenzentröpfung für die natürliche Leistung 31, 75.
Grenzleistung 33, 34, 36.
Grenzleistung mit Verlusten 46, 47.
Grundwelle 66.
- Halbwellenfrequenz 116.
Heylandkreis 18.
- Induktivität der Freileitung 21.
- Kapazität der Freileitung 22.
Kapazitive Blindlast 81.
Kippleistung von Asynchronmaschinen 118.
Klemmenspannung — Einfluß der ... 13.

Kompensation 78.
 Kompensation durch Asynchronmotoren 85.
 Kompensation durch Maschinen bzw. Apparate mit eingepprägter Spannung 85.
 Kompensationsmittel — Bemessung der ... 80.
 Kompensierte Asynchronmaschine 120.
 Kondensatoren 64.
 Koronaverluste 40.
 Kreisdiagramm der Asynchronmaschine 120, 18.
 Kunstschaltungen — bei Asynchronmaschine 20.
 Kupferverluste 11.
 Kurzschlußverhältnis — relatives 28.

Ladeleistung der Synchronmaschine 29.
Ladeleistung — Einfluß von Blindlasterzeugern auf die ... 65.
 Längsfluß 9.
 Längsreaktanz 10.
 Leerlaufende Synchronmaschinen 15.
 Leerlaufkurzschlußleistung 29.
 Leerlaufkurzschlußverhältnis 6.
 Leerlaufspannung 5.
 Leitungskonstanten 20.
 Leitungskonstanten bei Kabeln 23.
 Leitungsmodell 129.
 Leitungsverluste — Einfluß der ... 40.
 Leitungswinkel 39.
 Leitwert der unerregten Synchronmaschine 9.
 Leitwertdiagramme 18.

Magnetische Zeitkonstante 129.
Magnetisierungsstrom von Transformatoren 59, 68.
Maximale Wirkleistung der Asynchronmaschine 19.
Modell der Leitung 127.
Motorisches Kraftwerk 114.

Nachgiebiges Netz 70, 72.
 Natürliche Leistung 26.
 Natürliche Spannungsregelung 124.

Ohmscher Widerstand 20.
 Ohmscher Widerstand — Berücksichtigung des ... 40.
 Ortskurve der Asynchronmaschine 18.
 Ortskurve der Synchronmaschine 7.
 Ortskreis mit Verlusten 43.

Parallelarbeiten von Asynchronmaschinen 126.
 Pascalsche Schnecke 11.
 Pendeln 118.
 Phasenschieber 15.
 Phasenschieber — Asynchronmaschine als ... 20.
 Phasenschieber — Einfluß von ... 69.
 Plötzliche Spannungsänderungen 16.
 Polachse 9.
 Pole — ausgeprägte 8.
 Pole — ausgeprägte, Einfluß auf die Stabilität 51.
 Polradspannung 7.
 Pumpwerk 112, 114.

Querfluß 10.
Querreaktanz 10.

Reaktionsmoment 9.
Regelbare Transformatoren 63.
Regelung der Kompensation 80.
 Regler 14, 15, 33, 39.
 Relatives Kurzschlußverhältnis 28.

Sättigung — Einfluß der 12, 47.
Sättigungsgrad 14, 49.
Scheinleistungsdiagramm bei bestimmtem Spannungsverhältnis 34.
Scheinleistungsdiagramm der Synchronmaschine mit Leitung 31.

- Sekundärreaktanz 18.
 Sicherheitswinkel 3, 84.
 Spannungsänderung 13, 47.
 Spannungsänderung am Phasenschieber 88.
 Spannungsregelung — natürliche 124.
 Spannungsregler 14, 15, 33, 39.
 Spannungsverhältnis 34.
 Stabiler Betrieb 7.
 Stabilität bei geschwächter Leitung 75.
 Stabilität — dynamische 3.
 Stabilität — statische 3.
 Stabilitätsgrenze bei mehreren Maschinen 59.
 Stabilitätsverhältnis bei sehr langer Leitung mit Stützpunkten 96.
 Stabilitätsverhältnisse — Verbesserung der ... bei Asynchronbetrieb 124.
 Starre Netz-Kupplung 36.
 Starres Netz 5.
 Stationsabstand 81.
 Statische Stabilität 3.
 Streufeld 12.
 Streureaktanz 16.
 Streureaktanz von Transformatoren 60.
 Streuspannung 12.
 Streuspannungsabfall 12, 16,
 Stromdiagramm der Asynchronmaschine 18.
 Stromdiagramm mehrerer Maschinen mit Leitung 57.
 Stromdiagramm von Synchronmaschinen mit Leitung 28.
 Stromverdrängung 20.
 Synchronkraftwerk 27.
 Synchronreaktanz 5.

 Teilströme 5.
 Trägheit — magnetische 16.
 Transformatoren — Einfluß von ... 59.
 Turboläufer 5.
- Übersetzungsverhältnis der Transformatoren 60, 63.
 Übertragungsspannung — zweckmäßigste 37.
 Ungesättigte Drosselspule 17.
 Unkompensierte Asynchronmaschine 118.
 Unterteilung der Kraftwerksleistung 56.
 Unterteilung der Leitung 74.

 Verbesserung der Stabilitätsverhältnisse 124.
 Verbraucher — Synchronkraftwerk mit ... 106.
 Verdrillung 21.
 Verhältnis von Ohmschem Widerstand zu Selbstinduktion 41.
 Verluste — Einfluß der ... 11.
 Versuchstechnische Lösung 127.
 Vollpolmaschine 5.

 Wasserkraftgeneratoren 7.
 Wechselreaktanz 18.
 Wellenwiderstand 24.
 Wellenwiderstand ohne Verluste 25.
 Wellenwiderstand — scheinbarer 79, 99.
 Widerstandsmaschinen 19.
 Winkel zwischen verschiedenen Spannungen 39.
 Wirksame Reaktanz 14, 16.

 Zeitkonstante 129.
 Zusammenfassung Abschnitt C 70.
 Zusammenfassung Abschnitt D 104.
 Zweck einer Unterteilung 74.
 Zweckmäßigste Übertragungsspannung 37.
 Zwischenstation — Kupplung über ... 86.