

SELEKTIVSCHUTZ

Grundlagen zur selektiven Erfassung von Kurzschluß
Erd- und Doppelerdschluß auf Grund der
räumlichen Verteilung von Strom
und Spannung

von

Dr.-Ing. Fritz Kesselring

Mit 154 Textabbildungen



Berlin
Verlag von Julius Springer
1930

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

Copyright 1930 by Julius Springer in Berlin.

Softcover reprint of the hardcover 1st edition 1930

ISBN-13: 978-3-642-47207-7

e-ISBN-13: 978-3-642-47556-6

DOI: 10.1007/978-3-642-47556-6

Vorwort.

In der Entwicklung von Fehlerschutz-Einrichtungen trat etwa vom Jahre 1920 ab eine tiefgehende Umwälzung ein. Bis zu diesem Zeitpunkt glaubte man nämlich, die Aufgabe der selektiven Erfassung von Störungen mit Hilfe der zwei Größen „Strom und Zeit“ lösen zu können. Die Erfahrung lehrte jedoch, daß dabei die Zahl der auftretenden Fehlschaltungen noch so groß war, daß sich ein geordneter Betrieb nicht aufrechterhalten ließ.

Die prinzipielle Neuerung, welche in Amerika und Europa fast gleichzeitig auftauchte, bestand nun darin, daß neben Strom und Zeit noch die Spannung als auswählende Größe hinzugezogen wurde. Damit war es möglich, an Stelle der immerhin recht primitiven Strom-Zeit-Relais sogenannte Selektivrelais, oder, wie sie in Amerika recht treffend bezeichnet werden, „denkende Relais“ zu setzen. Diese gestatten, das Fehlerschutzproblem in viel prinzipiellerer Form zu lösen.

In diesem Buch, dessen Anfänge auf einen im Jahre 1926 im Elektrotechnischen Verein, Berlin, gehaltenen Vortrag zurückreichen, wird nun versucht, diejenigen Erkenntnisse und Gedankengänge einheitlich darzustellen, welche unabhängig von der heutigen Praxis allgemeine Gültigkeit behalten. Das Primäre, auf das sich jeder Selektivschutz aufbaut, sind die Veränderungen, die ein elektrisches Netz im Störfalle erleidet, und deshalb ist das Schwergewicht auf die Berechnung der Strom- und Spannungsverteilung bei Kurzschluß, Erd- und Doppelerdschluß gelegt. Darüber hinaus gibt das Buch auf viele andere Fragen, wie Beanspruchung des Netzes, Schaltleistung an den verschiedenen Netzpunkten, Spannungsverlagerung, Erdschlußkompensation, Vorgänge in Synchronmaschinen usw. eine Antwort.

Die Kapitel über die Theorie der Relais wenden sich speziell an den Relaiskonstrukteur. Dem Grundgedanken dieses Buches entsprechend wurden nicht etwa die wichtigsten ausgeführten Relais besprochen, sondern lediglich an einigen markanten Beispielen gezeigt, wie die abgeleiteten Richtlinien konstruktiv erfüllt werden können und wie die Charakteristik derartiger Relais sich näherungsweise voraus berechnen läßt. Die Auswahl erfolgte dabei derart, daß die durchgeführten Rechnungen die für die Selektivrelais typischen Schwierigkeiten recht klar zeigen.

Das letzte Kapitel erläutert an einem Schulbeispiel alle diejenigen Gesichtspunkte, welche bei der Projektierung eines Selektivschutzes für Kurzschluß, Erd- und Doppelerdschluß beachtet werden müssen.

Bei der mathematischen Darstellung habe ich versucht, mit den einfachsten Mitteln auszukommen. Den Rechnungen sind überall anschauliche physikalische Überlegungen vorangestellt, so daß der Kontakt mit der Wirklichkeit, wie ich hoffe, nie verloren geht. Am Schluß sind diejenigen Daten zusammengestellt, welche im Aufgabenkreis dieses Buches benötigt werden.

Meinem Mitarbeiter, Herrn Dipl.-Ing. Reinhold Blomeyer, danke ich für die Unterstützung beim Lesen der Korrekturen, der Verlagsbuchhandlung Julius Springer für das große Entgegenkommen bei der Drucklegung dieses Buches.

Berlin, im März 1930.

F. Kesselring.

Inhaltsverzeichnis.

	Seite
I. Die selektive Erfassung von Kurzschlüssen.	
1. Die Konstanten eines Mehrleitersystems.	1
A. Kapazitäts- und Abteilungsbeläge	10
B. Induktivität und Widerstandsbeläge	14
2. Berechnung des Kurzschlußstromes in elektrischen Netzen.	15
A. Berechnung des Kurzschlußstromes unter Voraussetzung starrer Generatoren	17
B. Das Verhalten der Generatoren bei Kurzschluß	27
C. Berechnung des Stoßkurzschlußstromes	43
D. Die dynamischen und thermischen Wirkungen des Kurzschlußstromes	48
E. Beispiele für Kurzschlußstromberechnungen	51
3. Die Kennzeichen des Kurzschlußpunktes. Allgemeiner Beweis des Impedanzprinzips	55
4. Die Theorie der Impedanzrelais	68
5. Die Kurzschlußverhältnisse in Höchstspannungsnetzen	84
II. Die selektive Erfassung von Erd- und Doppelerdschlüssen.	
6. Die räumliche Verteilung des Erdschlußstromes	90
A. Zusammenstellung der Formeln zur Berechnung des Erdschlußstromes	109
B. Beispiele zur Berechnung des Erdschlußstromes	112
7. Strom- und Spannungsverteilung bei Doppelerdschluß	119
A. Beispiele zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes	125
B. Verallgemeinerung der Formeln zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes unter Berücksichtigung seiner Rückwirkung auf die Generatoren	129
C. Vorschrift zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes	132
8. Theorie der Erd- und Doppelerdschlußrelais	133
A. Erdschlußrelais	133
B. Doppelerdschlußrelais	141
9. Fehlerortsbestimmung	148
A. Zusammenstellung der in Freileitungsnetzen möglichen Fehler	149
B. Bestimmung von L und C nach Abschaltung des Fehlers	152
C. Bestimmung von L während der Abschaltung der Störung	154
10. Projektierung einer Selektivschutzanlage	158
A. Disposition für die Projektierung von Selektivschutzanlagen	158
B. Beispiel	160
Anhang: Zusammenstellung von Widerstands-, Reaktanz- und Impedanzbelägen von Freileitungen und Kabeln	177
Sachverzeichnis	180

Druckfehlerberichtigung.

S. V, Zeile 4 Ableitungsbeläge statt Abteilungsbeläge.

In den Gleichungen (37), S. 9, (49) und (50) und in Gleichung für ∂N_i S. 15 ist das $-$ -Zeichen durch ein $+$ -Zeichen zu ersetzen.

In Abb. 32, S. 43 ist der Ordinatenmaßstab $\operatorname{tg} \alpha$ durch a_0 zu ersetzen.

Kesselring, Selektivschutz.

I. Die selektive Erfassung von Kurzschlüssen.

1. Die Konstanten eines Mehrleitersystems.

Bei Störungen irgendwelcher Art treten in elektrischen Netzen Zustandsänderungen auf, welche in ihrem zeitlichen und räumlichen Verlauf von den Konstanten des Netzes, den speisenden Maschinen und den eingebauten Apparaten abhängen. Um Eindeutigkeit der in dieser Arbeit abgeleiteten Beziehungen zu erreichen, ist es erforderlich, die Konstanten eines Mehrleitersystems genau zu definieren,

Von G. Mie¹ wurde im Jahre 1900 eine Arbeit veröffentlicht, in der die strenge Theorie der Fortpflanzung einer harmonischen Schwingung längs zweier Leiter mit kreisförmigem Querschnitt gegeben wird. Dabei kam Mie zu der überraschenden Schlußfolgerung, daß die Begriffe Kapazität, Induktivität usw. keine reale Bedeutung haben, sondern daß man lediglich Funktionen angeben kann, welche an Stelle obiger Konstanten treten, wobei der Wert dieser Funktionen vor allem von der Frequenz abhängt. Danach scheint eine Definition der Konstanten eines Mehrleitersystems unmöglich zu sein.

Es zeigt sich jedoch, daß man unter verhältnismäßig geringfügigen Vereinfachungen, die darin bestehen, daß man im Dielektrikum das magnetische und elektrische Längsfeld und im Leiter das magnetische Längsfeld vernachlässigt, allgemein gültige Konstanten definieren kann, durch deren Anwendung sich sämtliche Netzberechnungen außerordentlich vereinfachen.

Bevor wir zur Aufstellung der Gleichungen eines Mehrleitersystems übergehen, ist es erforderlich, sich etwas näher mit der die Leiter umgebenden Hülle zu beschäftigen. Sofern es sich um ein System linearer Leiter handelt, wird man den unendlich fernen umhüllenden Zylinder als Hülle ansehen. Es gilt dann lediglich, daß das elektromagnetische Feld auf der Hülle verschwindet. Schwieriger werden die Verhältnisse, falls neben den linearen Leitern noch ein räumlicher Leiter vorhanden ist, wie er in Form der Erde praktisch bei allen Problemen auftritt. In der im Jahre 1909 erschienenen grundlegenden Arbeit von Dießelhorst und Emde² wurden noch sämtliche Leiter, insbesondere auch die Erde, als linear betrachtet. Inzwischen von verschiedener Seite durchgeführte Rechnungen und Versuche³ haben gezeigt, daß es not-

¹ Ann. Physik Bd. 2, S. 201ff. 1900.

² ETZ 1909, S. 1155ff., 1184ff.

³ Buchholz: Arch. Elektrot. Bd. 21, H. 2 S. 106ff., 1928, mit weiteren Literaturangaben.

wendig ist, auf das Verhalten der elektrischen Strömung in der Erde näher einzugehen.

Dies hat vor allem bei den Betrachtungen über Erd- und Doppelerdschluß zu geschehen, da sich nur dann klare Richtlinien für die Entwicklung der Relais angeben lassen.

Es ist nicht der Zweck dieses Buches, die durch Anwesenheit der Erde hervorgerufenen Komplikationen mathematisch zu behandeln, jedoch ist es zum Verständnis des folgenden erforderlich, wenigstens in großen Zügen die Vorgänge in der Erde kennenzulernen.

Bei elektrischen Stromkreisen, die aus linearen Leitern (Drähten) bestehen, kann man bei den normalen Frequenzen die Spannungs- und Stromverteilung mit Hilfe der beiden Kirchhoffschen Gesetze

$$\sum i = 0, \quad (1)$$

$$\sum i R - E = - \frac{d\Phi}{dt} \quad (2)$$

in einfacher Weise berechnen. Trifft jedoch die Voraussetzung der Linearität der Leiter nicht mehr zu, so ist es erforderlich, zunächst die Stromverteilung in den räumlichen Leitern zu ermitteln. Der Begriff des Widerstandes und des magnetischen Flusses durch eine Leiterschleife verlieren ihren Sinn.

Die einfachste Anordnung eines räumlichen Leiters ist gegeben durch einen dicken Draht runden Querschnitts. Wie bekannt, tritt eine Stromverdrängung nach außen ein, derart, daß die Stromdichte in den äußeren Teilen größer ist als in der Umgebung der Leiterachse. Die Eigenart aller Skin-Effektberechnungen besteht darin, daß man den Gesamtstrom, der das Leitersystem durchfließt, als bekannt voraussetzt. Es soll dies besonders hervorgehoben werden, da wir bei Lösung des allgemeinen Problems der Erdschlußstromberechnung von dieser Voraussetzung Abstand nehmen müssen, jedoch die Ergebnisse der jetzigen Betrachtung auf das allgemeine Problem anwenden werden.

Obwohl Widerstand R und Induktivität L bei räumlichen Leitern keine eigentliche Bedeutung mehr haben, hat es sich doch als zweckmäßig erwiesen, neue Größen R' und L' einzuführen, welche, wenn auch nur für bestimmte Frequenz und Leiterabmessungen die gleichen Dienste tun, wie R und Φ in (2). Die Definition von R' und L' folgt aus nachstehender Überlegung.

Bekanntlich ist die Dichte der elektrischen Energieströmung durch den Ausdruck

$$\mathcal{E} = [\mathcal{E} \mathcal{H}] \quad (3)$$

gegeben. Dabei bedeutet \mathcal{E} die elektrische, \mathcal{H} die magnetische Feldstärke (vgl. Abb. 1). Ist nun der Strom i eine periodische Funktion

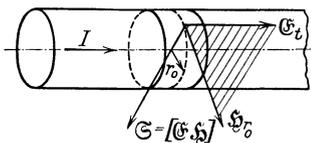


Abb. 1. Elektrische und magnetische Feldstärke an der Oberfläche eines kreisrunden Leiters.

der Zeit

$$i = I_{\max} e^{j\omega t},$$

so müssen sich auch \mathfrak{E} und \mathfrak{H} periodisch nach dem gleichen Gesetz ändern. Der Ausdruck für \mathfrak{E} nimmt im allgemeinen komplexe Form an. Nun läßt sich beweisen, daß das Integral von \mathfrak{E} über die Leiteroberfläche gleich ist der Summe der Jouleschen Verluste und der $2j\omega$ -fachen magnetischen Energie.

$$\begin{aligned} N &= \int_0 \mathfrak{E} df = W_R + 2j\omega W_m, \\ &= I^2 [R' + j\omega L'], \\ &= I^2 Z'. \end{aligned} \quad (4)$$

Aus (4) geht hervor, daß sich das Oberflächenintegral von \mathfrak{E} darstellen läßt als Produkt des Effektivwertes des Stromes im Quadrat und einer komplexen Zahl, welche als Wechselstromimpedanz des Leiters zu deuten ist. Der reelle Teil dieser Wechselstromimpedanz stellt den gesuchten Wechselstromwiderstand R' dar, der imaginäre Teil die $j\omega$ -fache Wechselstrominduktivität L' .

Unter Zugrundelegung der Bezeichnungen der Abb. 1 erhält man für N

$$N = 2\pi r_0 \mathfrak{E}_{r_0} = 2\pi r_0 \cdot \mathfrak{H}_{r_0} \cdot \mathfrak{E}_t, \quad (5)$$

wobei sich \mathfrak{H}_{r_0} mit Hilfe des Gesetzes vom magnetischen Kreis wie folgt darstellen läßt:

$$\mathfrak{H}_{r_0} = \frac{I}{2\pi r_0}. \quad (6)$$

Damit wird

$$N = I \mathfrak{E}_t. \quad (7)$$

Nun ist nach dem Ohmschen Gesetz

$$\mathfrak{E}_t = \frac{i_{r_0}}{\kappa}, \quad \kappa = \text{Leitfähigkeit}. \quad (8)$$

Die Stromdichte i ergibt sich im vorliegenden Fall zu

$$i = I \kappa F(\kappa, r, f). \quad (9)$$

Für unsere weiteren Betrachtungen halten wir als wesentliches Ergebnis fest, daß sich die Stromdichte in einem räumlichen Leiter immer darstellen läßt, als Produkt aus dem Gesamtstrom I und einer im allgemeinen komplexen Funktion $\kappa F(\kappa, r, f)$. Diese Tatsache läßt sich unmittelbar aus (4) und (7) folgern.

Bei Leitern mit kreisrundem Querschnitt ist die Berechnung der Stromverteilung $F(\kappa, r, f)$ verhältnismäßig einfach. Bedeutend größere Schwierigkeiten bereitet aber ein System bestehend aus einem Leiter in Luft und Rückleitung in Erde. Rüdenberg¹ hat durch die An-

¹ Z. ang. Math. Mech. 1925, S. 361.

nahme der Erdoberfläche als Talmulde, in deren Zentrum der Luftleiter liegt, die Aufgabe im wesentlichen auf das vorige Problem

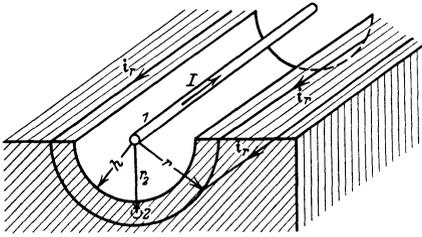


Abb. 2. „Luftleiter-Erde“ gemäß Annahme von Rüdtenberg.

zurückgeführt. Da sich jedoch die Randbedingungen nicht streng erfüllen lassen, stellen seine Ergebnisse nur Näherungen dar, die aber recht gut mit der Erfahrung übereinstimmen¹. Bei der Rüdtenbergschen Annahme gemäß Abb. 2 findet man für die Energieströmung:

$$N = \int_0^1 \mathfrak{E} df = [\mathfrak{E} \mathfrak{S}],$$

$$N = I^2 \left(\frac{\pi \omega 10^{-9}}{2} - \gamma 2 \omega 10^{-9} \ln \frac{0,178}{h \cdot \sqrt{\kappa} \cdot f 10^{-9}} \right), \quad (10)$$

woraus man gemäß (4) Widerstand und Induktivität der Erde wie folgt entnehmen kann:

$$R_0 = \frac{R_0}{s} = \frac{\pi \omega}{2} \cdot 10^{-9} \Omega/\text{cm} = \pi^2 f \cdot 10^{-4} \Omega/\text{km}, \quad (11)$$

$$l_0 = \frac{L_0}{s} = 0,2 \ln \frac{0,178}{h \cdot \sqrt{\kappa} \cdot f 10^{-9}} \cdot 10^{-3} \text{ H/km}, \quad (12)$$

s = Länge des Leitersystems.

Befindet sich im Erdreich ein weiterer Leiter 2, der zunächst stromlos sei, so ist die Stromdichte nach der vorigen Rechnung auch an der Stelle 2 bekannt; sie habe den Wert i_2 . Damit wird das Feld

$$\mathfrak{E}_2 = \frac{i_2}{\kappa}. \quad (13)$$

Die Feldstärke \mathfrak{E}_2 bedeutet aber nichts anderes als die pro Längeneinheit im Leiter 2 unter dem Einfluß des Stromes im Leiter 1 hervorgerufene Spannung. Es läßt sich somit formal ansetzen:

$$\mathfrak{E}_2 = I_1 j \omega \frac{\dot{M}_{12}}{s} = \frac{i_2}{\kappa} = I_1 \cdot F(r_2, \kappa, f), \quad (14)$$

woraus folgt:

$$\dot{M}_{12} = \frac{F(r_2, \kappa, f)}{j \omega} s. \quad (15)$$

Da, wie bereits erwähnt, die Funktion F im allgemeinen komplex ist, gilt dies auch für die Größe \dot{M}_{12} , d. h. \dot{M}_{12} läßt sich folgendermaßen darstellen:

$$\dot{M}_{12} = R_{12} + j \omega M_{12}, \quad (16)$$

wobei R_{12} und M_{12} reelle Größen sind. Dieses Ergebnis sagt aus, daß die im Leiter 2 induzierte Spannung nicht um 90° gegen den vom Strom I_2

¹ Vgl. Ollendorff: Erdströme, S. 115 ff.

erzeugten Fluß verschoben ist, ferner, daß bei dem Induktionsvorgang noch Verluste in einem vorläufig unbekanntem Widerstand R_{12} entstehen müssen. Wir wollen nun versuchen, dieses zunächst eigenartige Ergebnis physikalisch zu deuten.

Das Charakteristische der Anordnung nach Abb. 2 besteht darin, daß der Leiter 2 mit der Erde und an seinen Enden auch mit dem Leiter 1 verbunden ist. Andererseits induziert die Schleife „Leiter 1-Erde“ in der Schleife „Leiter 2-Erde“ eine Spannung. Übertragen wir diese Verhältnisse auf ein aus linearen Leitern bestehendes Ersatzschema, so ergibt sich eine Anordnung, wie sie in Abb. 3 beispielsweise dargestellt ist. Mit den Indizes 1, 2 und 0 werden die den Luftleitern bzw. der Erde zugeordneten Größen bezeichnet. Die Erde ist ebenfalls in Form eines linearen Leiters dargestellt. Sie führt den Gesamtstrom I_0 . Infolge des Kontinuitätsgesetzes gilt zunächst:

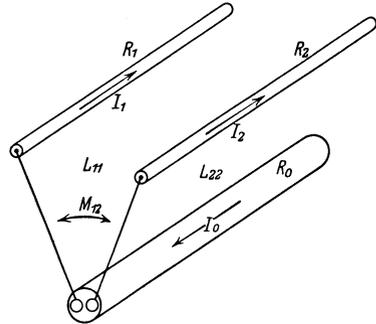


Abb. 3. Ersatzschema für ein Leitergebilde „Doppelleitung-Erde“.

$$I_0 = I_1 + I_2. \quad (17)$$

Stellen R_1 , R_2 und R_0 die entsprechenden Widerstände der drei Leiter dar, so erhält man für die gesamten Wärmeverluste des Systems folgenden Ausdruck:

$$W_v = I_1^2 R_1 + I_2^2 R_2 + I_0^2 R_0. \quad (18)$$

Ersetzt man aus (17) den Strom I_0 , so lassen sich die Wärmeverluste wie folgt schreiben:

$$W_v = I_1^2 (R_1 + R_0) + I_2^2 (R_2 + R_0) + 2 I_1 I_2 R_0. \quad (19)$$

Analog ergibt sich für die gesamte magnetische Energie des Systems:

$$W_m = \frac{1}{2} I_1^2 L_{11} + \frac{1}{2} I_2^2 L_{22} + I_1 I_2 M_{12}. \quad (20)$$

Nimmt man den Strom I_1 als gegeben an und berechnet man mit Hilfe des Induktionsgesetzes die im Leiter 2 induzierte Spannung, so erhält man:

$$\begin{aligned} \int \mathcal{E} ds &= -u_a + I_2 R_2 + u_e + I_0 R_0, \\ &= -\frac{d\Phi}{dt} = -j\omega (L_{22} I_2 + M_{12} I_1). \end{aligned} \quad (21)$$

Bei ungeerdetem Leiter 2 ist der Strom $I_2 = 0$ und man erhält mit (21):

$$\begin{aligned} u_e - u_a &= u_{ea} = - (R_0 + j\omega M_{12}) I_1, \\ u_{ea} &= -j\omega \dot{M}_{12} I_1. \end{aligned} \quad (22)$$

Aus (22) geht hervor, daß man auch in dem vorliegenden vereinfachten Falle zu dem Ergebnis kommt, daß die im Leiter 2 induzierte Spannung u_{ea} nicht um 90° gegen den Strom I_1 verschoben ist. Unser Ersatzschema gibt somit sämtliche Eigenschaften wieder, welche die exakte Rechnung zutage gefördert hat. Zudem können wir nun über die Größen R_{12} und M_{12} noch Aussagen machen. Wir fassen das für uns wichtige wie folgt zusammen:

Bei einem System, bestehend aus zwei Leitern und Erde, wobei in den Leitern die Ströme I_1 und I_2 fließen, ist die magnetische Energie und die gesamten Jouleschen Verluste durch folgende Ausdrücke gegeben:

$$W = W_m + W_v = \frac{1}{2} I_1^2 L_{11} + I_1 I_2 M_{12} + \frac{1}{2} I_2^2 L_{22} + I_1^2 (R_1 + R_0) + 2 I_1 I_2 R_0 + I_2^2 (R_2 + R_0). \quad (23)$$

Darin bedeutet R_0 den Wechselstromwiderstand der Erde, der nach (11) einen Wert von

$$R_0 = r_0 s = \pi^2 \cdot f \cdot s \cdot 10^{-4} \Omega \quad (24)$$

hat.

Ist der Leiter 2 von Erde isoliert, so wird in ihm eine Spannung induziert von der Größe:

$$u_{ea} = - (R_{12} + j\omega M_{12}) I_1 = - j\omega \dot{M}_{12} I_1. \quad (25)$$

Der reelle Teil R_{12} von M_{12} ist wiederum gleich dem Wechselstromwiderstand R_0 der Erde¹.

Nach dieser Vorbereitung können wir nun dazu übergehen, die allgemeinen Gleichungssysteme für ein beliebiges Mehrleitersystem zu formulieren. Wir werden uns im Bereich unserer Aufgaben hauptsächlich mit Hochspannungsfreileitungen und Kabeln zu beschäftigten haben, wobei die Drehstromsysteme eine überragende Rolle spielen. Um übersichtliche Ergebnisse zu erhalten, werden wir daher in einigen Fällen an Stelle der allgemeinen Beziehungen auf 2 oder 3 Leiter spezialisierte Formeln angeben. Feinheiten, wie Berücksichtigung des Temperatureinflusses, Krümmungen der Leiterbahn, nicht lineare Magnetisierung, Koronaverluste usw. bleiben unberücksichtigt. Weiter nehmen wir, wie bereits erwähnt, an:

- a) Das magnetische Längsfeld in den Leitern und Dielektrika,
- b) das elektrische Längsfeld in den Dielektrika

wird vernachlässigt. Diese Annahmen bedeuten, daß wir transversale elektrische Wellen längs des Leitersystems voraussetzen. Es erscheint daher zweckmäßig, den Begriff der Normalebene und der Schleife durch folgende Definitionen einzuführen²:

¹ Werte von M_{12} siehe Anhang.

² Die im folgenden angegebenen Definitionen stützen sich auf die Arbeiten des AEF-Ausschusses: „Vorschläge zur Definition der elektrischen Eigenschaften gestreckter Leiter.“ Der Entwurf wurde von H. Buchholz und F. Kesselring unter zeitweiser Mitarbeit von F. Ollendorff ausgearbeitet.

Definition 1. Jede Ebene senkrecht zur Längserstreckung des Mehrleitersystems wird als Normalebene bezeichnet.

Definition 2. Die Vereinigung zweier Leiter eines Mehrleitersystems durch eine ganz in einer Normalebene verlaufende Verbindung der Enden heißt eine Schleife.

Die allgemeinen aus der Maxwell'schen Theorie hervorgehenden Gleichungssysteme stellen Beziehungen zwischen den Feldvektoren dar und sind deshalb für den unmittelbaren praktischen Gebrauch unbequem. Wir werden daher sämtliche Gleichungen eines Mehrleitersystems als Funktionen von Spannung und Strom bzw. ihren zeitlichen und räumlichen Änderungen angeben. Der Übergang von den Feldgrößen zu den bequem meßbaren Größen Spannung u und Strom i erfolgt mittels nachstehender Beziehungen:

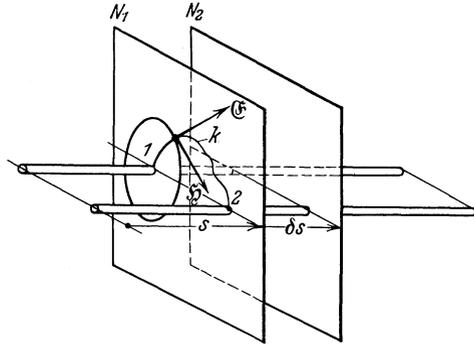


Abb. 4. Normalebene eines Mehrleitersystems.

Definition 3. Als Spannung u zwischen zwei Leitern des Mehrleitersystems gilt das Linien-Integral der elektrischen Feldstärke zwischen irgend zwei in der gleichen Normalebene liegenden Punkten 1 und 2 der Leiteroberfläche längs einer beliebigen, die Punkte 1 und 2 in der Normalebene verbindenden Kurve k (vgl. Abb. 4):

$$u_{12} = \int_1^2 \mathcal{E} d\bar{s}. \quad (26)$$

Aus (26) folgt, daß man beim Messen der Spannung beachten muß, daß die Leitungen zum Spannungsmesser bei sonst beliebigem Verlauf ganz in der Normalebene liegen müssen, auf die sich die Messung bezieht.

Definition 4. Der Strom i eines Leiters des Mehrleitersystems ist gleich dem Flächenintegral der Stromdichte i über den ganz in einer Normalebene liegenden Leiterquerschnitt F :

$$i = \int_F i_n dF. \quad (27)$$

Ferner gilt für jedes Mehrleitersystem das Kontinuitätsgesetz, wonach die Summe sämtlicher Ströme eines Mehrleitersystems, bezogen auf eine Normalebene, gleich Null ist. Von diesem Gesetz macht man z. B. Gebrauch, um den Erdstrom zu ermitteln. Er muß die Summe sämtlicher Leiterströme in jeder Normalebene zu Null ergänzen.

In einem Mehrleitersystem treten außer den Leitungsströmen, welche in Richtung der Längserstreckung der Leiter fließen, noch Ströme auf, wie z. B. die Lade- und Ableitungsströme, welche wesentlich senkrecht zur Längserstreckung zwischen den Leitern im Dielek-

trikum fließen. Die Messung dieser Querströme kann durch Messung der Leitungsströme am Anfang und Ende eines Längsabschnittes erfolgen, der klein ist im Vergleich zur Viertelwellenlänge.

Die Fortpflanzung einer elektrischen Welle längs eines einzelnen Leiters hat nur theoretisches Interesse¹. Wir schließen diesen Fall aus unseren Betrachtungen aus, da sich bei ihm die Vereinfachungen a und b S. 6 nicht anwenden lassen. Danach stellt ein System bestehend aus zwei parallelen Leitern den einfachsten Fall dar. Für eine derartige Anordnung ist bekanntlich die Änderung der elektromagnetischen Energie beim Fortschreiten um die Länge ds durch nachstehenden Ausdruck gegeben:

$$dW = \frac{1}{2} (cu^2 + li^2) ds. \quad (28)$$

Darin bedeutet u die Spannung zwischen den beiden Leitern, i den durch die Schleife fließenden Strom, während wir für die Größen c und l nachstehende Definitionen erhalten:

Definition 5. Der Koeffizient c heißt Kapazitätsbelag der Schleife².

Definition 6. Der Koeffizient l heißt Induktivitätsbelag der Schleife. Der Vollständigkeit halber führen wir noch die Beziehung für den Ladungsbelag q an:

$$q = cu \quad (29)$$

und für den Fluß φ pro Längeneinheit:

$$\varphi = li. \quad (30)$$

Für die Verluste des Systems pro Länge ds erhält man analog

$$dQ = \left(\int_0^t (au^2 + ri^2) dt \right) ds. \quad (31)$$

Es folgt aus (31):

Definition 7. Der Koeffizient a heißt Ableitungsbelag der Schleife

Definition 8. Der Koeffizient r heißt Widerstandsbelag der Schleife.

Wir formen nun die Energieausdrücke auf Beziehungen zwischen Spannung und Strom um. Dabei ist es zweckmäßig, an Stelle der Energie auf die Leistung pro Länge ∂s überzugehen. Aus (28) folgt:

$$\partial \left(\frac{dW}{dt} \right) = (cuu' + lii') \partial s. \quad (32)$$

Analog ergibt sich aus (31):

$$\partial \left(\frac{dQ}{dt} \right) = (a uu + ri i) \partial s. \quad (33)$$

¹ Vgl. Sommerfeld: Ann. Physik Bd. 67, S. 233. 1899.

² Durch das Wort „Belag“ wird angedeutet, daß sich die zugehörige Größe, z. B. die Kapazität c , auf die Längeneinheit einer Schleife des Mehrleitersystems bezieht.

Die Gesamtänderung der Leistung pro Länge ∂s läßt sich als Produkt von Spannung und Strom wie folgt darstellen:

$$\partial u i + u \partial i + i \partial u. \quad (34)$$

Aus (32), (33) und (34) ergibt sich:

$$u \partial i + i \partial u = [u(cu' + au) + i(li' + ri)] \partial s. \quad (35)$$

Durch Koeffizientenvergleichung finden wir die nachstehenden Beziehungen:

$$\begin{aligned} \partial i &= (cu' + au) \partial s, \\ \partial u &= (li' + ri) \partial s. \end{aligned} \quad (36)$$

Aus (36) folgt:

Die Vorgänge auf einer Doppelleitung lassen sich durch zwei Gleichungssysteme bestimmen, von denen das eine die räumliche Änderung des Stromes in Beziehung zur Spannung und zeitlichen Änderung der Spannung setzt, während die räumliche Änderung der Spannung abhängig ist vom Strom und seiner zeitlichen Änderung.

Praktisch werden wir es immer mit sinusförmigem Wechselstrom zu tun haben. Unter dieser Voraussetzung gehen die Gleichungen (36) in nachstehende über:

$$\begin{aligned} \partial I &= (a - j\omega c) U \partial s, \\ \partial U &= (r + j\omega l) I \partial s. \end{aligned} \quad (37)$$

Damit ist aber auch eine unmittelbare Anweisung zur Messung der Koeffizienten c , a , l und r gegeben. Soll z. B. die Kapazität c bestimmt werden, so legt man an das System eine bestimmte Spannung U an und mißt den Blindstrom am Anfang der Leitung. Da der Strom am Ende der Leitung Null ist, stellt der gemessene Strom gleich die Gesamtstromänderung längs des Systems dar. Die Kapazität ergibt sich dann aus den Meßwerten wie folgt:

$$c = \frac{\Delta I}{j\omega U s}. \quad (38)$$

Den Koeffizienten a erhält man in der gleichen Weise, indem an Stelle des Blind- der Wirkstrom gemessen wird. Um die Koeffizienten l und r zu ermitteln, geht man analog vor. Man mißt den Spannungsabfall am Anfang der Leitung, sowie den Strom in der Leitung. Aus Blindstrom und Wirkstrom ergibt sich unmittelbar l und r . Um die Meßfehler möglichst klein zu machen, wird man bei der Bestimmung von c und a mit hoher Spannung und kleinem Strom arbeiten, während man bei der Messung von l und r große Stromstärke bei kleiner Spannung aufdrückt.

Wir gehen nun dazu über, die an zwei Leitern gefundenen Ergebnisse formal auf ein System, bestehend aus n Leitern, zu übertragen. Bei den Mehrleitersystemen soll es sich stets um abgeschlossene Systeme handeln, für die eine Hülle existieren muß, außerhalb der

das Feld verschwindet. Ist eine materielle Hülle, wie z. B. ein Kabelmantel oder die Erde, nicht vorhanden, so muß man an ihrer Stelle mit einer fiktiven Hülle von so großem Durchmesser rechnen, daß das wirkliche Feld nicht merklich beeinflusst wird. Bei sämtlichen Betrachtungen setzen wir wieder die Vernachlässigungen a und b voraus. Wie wir gesehen haben, ergeben sich im wesentlichen zwei Gleichungssysteme, wobei beim einen auf der linken Seite die räumliche Änderung des Stromes, beim andern die räumliche Änderung der Spannung steht. Wir werden konsequent der Hülle den Index 0, den übrigen Leitern fortlaufend die Indizes $1, 2 \dots n$ zuordnen. Die Ströme erhalten durchweg nur einen Index. Ihre Zugehörigkeit ist dadurch eindeutig festgelegt. Die Spannungen erhalten gemäß Definition 3 Doppelindizes, um damit zum Ausdruck zu bringen, zwischen welchen Leitern die Spannung zu messen ist. Auch die vier Grundgrößen c, a, l und r erhalten Doppelindizes. Der Index pp ist dabei gleichwertig mit $p0$. Durch diese Doppelindizes an den Grundgrößen soll die Schleife gekennzeichnet werden, auf die sich der Wert dieser Größe je Längeneinheit der Schleife bezieht. Ferner wird mit ∂ die räumliche Änderung, mit einem hochgestellten Strich $'$ die zeitliche Ableitung gekennzeichnet. Die großen Buchstaben für die Grundgrößen bedeuten, daß dieselben nicht mehr auf die Längeneinheit, sondern auf die Gesamtlänge des Systems bezogen sind. Große Buchstaben für Strom und Spannung kennzeichnen die Effektivwerte dieser Größen.

A. Kapazitäts- und Ableitungsbeläge.

Zwischen der räumlichen Änderung des Stromes ∂i_p im Leiter p und der Spannung gegen die Hüllenerfläche u_{q0} und ihrer zeitlichen Änderung u'_{q0} bestehen folgende Gleichungen:

$$\partial i_p = \sum_{q=1}^n (c_{pq} u'_{q0} + a_{pq} u_{q0}) \partial s. \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (39)$$

Definition 9: c_{pp} heißt Eigenkapazitätsbelag des Leiters p .

Definition 10: c_{pq} heißt Gegenkapazitätsbelag der Leiter p und q .

Definition 11: a_{pp} heißt Eigenableitungsbelag des Leiters p .

Definition 12: a_{pq} heißt Gegenableitungsbelag der Leiter p und q .

Ausgeschrieben lautet (39) für ein System mit 3 Leitern:

$$\begin{aligned} p = 1: \quad \partial i_1 &= [(c_{11} u'_{10} + c_{12} u'_{20} + c_{13} u'_{30}) + (a_{11} u_{10} + a_{12} u_{20} + a_{13} u_{30})] \partial s \\ p = 2: \quad \partial i_2 &= [(c_{21} u'_{10} + c_{22} u'_{20} + c_{23} u'_{30}) + (a_{21} u_{10} + a_{22} u_{20} + a_{23} u_{30})] \partial s \\ p = 3: \quad \partial i_3 &= [(c_{31} u'_{10} + c_{32} u'_{20} + c_{33} u'_{30}) + (a_{31} u_{10} + a_{32} u_{20} + a_{33} u_{30})] \partial s \end{aligned} \quad (39a)$$

Bei sehr vielen Rechnungen wird es möglich sein, die Ableitung zu vernachlässigen. Die Gleichung (39) vereinfacht sich dann zu

$$\partial i_p = \sum_{q=1}^n c_{pq} u'_{q0} \partial s \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (39b)$$

(39b) nennt man die Maxwell'schen Kapazitätsgleichungen. Von F. Breisig¹ wurden die Gleichungen (39b) in nachstehende gleichwertige Form gebracht:

$$\partial i_p = \sum_{q=1}^n (k_{pq} u'_{pq}) \partial s \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (40)$$

Darin bedeuten:

$$u'_{pq} = u'_{p0} - u'_{q0} = -u'_{qp} \quad \text{und} \quad u'_{pp} = u'_{p0}. \quad (41)$$

(40) angewendet auf ein System von 3 Leitern lautet:

$$\begin{aligned} p = 1: \quad \partial i_1 &= [k_{11} u'_{10} + k_{12} u'_{12} + k_{13} u'_{13}] \partial s \\ p = 2: \quad \partial i_2 &= [k_{21} u'_{21} + k_{22} u'_{20} + k_{23} u'_{23}] \partial s \\ p = 3: \quad \partial i_3 &= [k_{31} u'_{31} + k_{32} u'_{32} + k_{33} u'_{30}] \partial s \end{aligned} \quad (40a)$$

Die Koeffizienten k_{pq} nennt man Teilkapazitätsbeläge. Sie haben gegenüber den Maxwell'schen Koeffizienten den Vorteil, daß sie sich leicht veranschaulichen lassen. In Abb. 5 ist z. B. angenommen, daß die drei Leiter 1, 2 und 3 miteinander verbunden sind und gegen die Erde

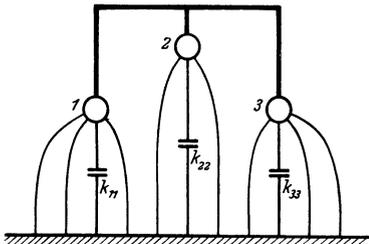


Abb. 5. Teilkapazitätsbelag gegen Erde.

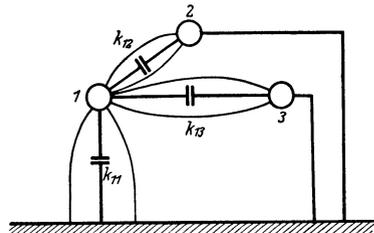


Abb. 6. Gegenseitiger Teilkapazitätsbelag.

die Spannung u aufweisen. Mit (40a) ergibt sich bei diesem Betriebszustand für die Änderung der drei Ströme längs der Leiter 1, 2, 3:

$$\begin{aligned} \partial i_1 &= k_{11} u' \partial s, \\ \partial i_2 &= k_{22} u' \partial s, \\ \partial i_3 &= k_{33} u' \partial s. \end{aligned}$$

Aus diesen Beziehungen zusammen mit Abb. 5 ist nun sofort ersichtlich, aus welchem Grunde man die Größen k_{11} als Eigenteilkapazitätsbeläge bezeichnet hat. Sie definieren nämlich den Teil der Gesamtkapazität der drei miteinander verbundenen Leiter, der jedem Einzelleiter zukommt.

Wendet man auf Abb. 6 einmal die Gleichungen (39b) und die Gleichungen (40) an, so ergibt sich folgende Beziehung:

$$\begin{aligned} \partial i_1 &= (c_{11} u'_{10} + c_{12} \cdot 0 + \dots) \partial s, \\ \partial i_1 &= (k_{11} u'_{10} + k_{12} u'_{10} + k_{13} u'_{10}) \partial s, \\ c_{11} &= k_{11} + k_{12} + k_{13}. \end{aligned} \quad (42)$$

¹ Siehe ETZ 1899, S. 127.

Wird hingegen in Abb. 6 Leiter 1 mit Erde verbunden und an 2 die Spannung u_{20} gegen Erde angelegt, so erhält man:

$$\begin{aligned} \partial i_1 &= c_{12} u'_{20} \partial s, \\ \partial i_1 &= k_{12} (u'_{10} - u'_{20}) \partial s = k_{12} (0 - u'_{20}) \partial s = -k_{12} u'_{20} \partial s, \end{aligned} \quad (43)$$

$$c_{12} = -k_{12}.$$

Daraus geht hervor, daß die Größen k im Gegensatz zu c immer positiv sind. Die Bedeutung der Teilkapazitätsbeläge k_{12} läßt sich unmittelbar aus Abb. 6 ablesen.

Der Vollständigkeit halber geben wir noch das Gleichungssystem unter Benutzung der Influenzkoeffizienten b_{pq} an. Man kommt zu demselben durch Auflösung von (39b) nach u'_{p0} .

$$u'_{p0} = \sum_{q=1}^n \frac{b_{pq}}{\partial s} \cdot \partial i_q, \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (44)$$

Die Kapazitäts- und Teilkapazitätsbeläge gemäß (39b) und (40) können gemessen werden. Da wir es bei der größten Zahl aller Netze mit Wechselstromsystemen zu tun haben, empfiehlt es sich, alle Messungen mit Hilfe von Wechselstrom durchzuführen. Streng genommen können die Versuchsbedingungen nicht so gewählt werden, daß nur die Kapazität oder die Ableitung gemessen wird, denn es treten immer beide Größen gleichzeitig auf. Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß auf die Größe der sich einstellenden Spannungen und Ströme auch Induktivität und Widerstand einen Einfluß ausüben. Um die Meßfehler möglichst klein zu machen, wird man Kapazitäts- und Ableitungsmessungen bei möglichst großer Spannung und kleinem Strom durchführen, während man andererseits Widerstands- und Induktivitätsbestimmung bei kleiner Spannung und großem Strom auszuführen hat. Dadurch wird erreicht,

daß bei den ersten Messungen die elektrische, bei den zweiten Messungen die magnetische Energie vorherrschend ist. Drückt man dem System sinusförmige Spannung auf, so können durch Messung der Blind- und Wirkkomponenten des Stromes die Anteile, welche auf Kapazität und Ableitung entfallen, getrennt werden.

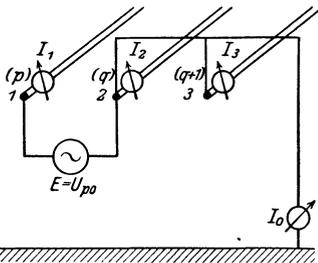


Abb. 7. Schaltung zur Bestimmung von Kapazitäts- und Ableitungsbelägen.

Die Meßvorschrift lautet nun (vgl. Abb. 7): Man lege an die Leiter p und q an einem der beiden Enden eine Spannung E an und verbinde gleichzeitig den Leiter q und alle übrigen Leiter, außer p , an dem gleichen Ende mit Erde. Die aufgedrückte Spannung entspricht infolge der Erdung von q der Spannung U_{p0} . Die Koeffizienten c_{pq} bzw. k_{pq} ergeben sich durch Messen der auf die Spannung U_{p0} bezogenen Blindströme in der gemeinsamen Erdleitung und in den einzelnen Leitern außer p .

Beweis: Mit (39b) erhält man für drei Leiter 1, 2, 3, die gemäß Abb. 7 angeschlossen sind:

$$\begin{aligned}
 p = 1: \quad \partial i_1 &= (c_{11} u'_{10} + \overbrace{c_{12} u'_{20}}^0 + \overbrace{c_{13} u'_{30}}^0) \partial s \\
 p = 2: \quad \partial i_2 &= (c_{21} u'_{10} + 0 + 0) \partial s \\
 p = 3: \quad \partial i_3 &= (c_{31} u'_{10} + 0 + 0) \partial s.
 \end{aligned}$$

Bei der Schaltung nach Abb. 7 ist $u'_{10} = e'$ und man findet daher:

$$\begin{aligned}
 c_{11} &= \frac{\partial i_1}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}, \\
 c_{12} = c_{21} &= \frac{\partial i_2}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}, \\
 c_{13} = c_{31} &= \frac{\partial i_3}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}.
 \end{aligned} \tag{45}$$

Wendet man hingegen auf die Anordnung der Abb. 7 die Gleichungen (40) an, so erhält man:

$$\begin{aligned}
 p = 1: \quad \partial i_1 &= (k_{11} u'_{11} + k_{12} u'_{12} + k_{13} u'_{13}) \partial s \\
 p = 2: \quad \partial i_2 &= (k_{21} u'_{21} + \underbrace{k_{22} u'_{22}}_0 + \underbrace{k_{23} u'_{23}}_0) \partial s \\
 p = 3: \quad \partial i_3 &= (k_{31} u'_{31} + 0 + 0) \partial s.
 \end{aligned}$$

Durch Addition findet man unter Berücksichtigung, daß

$$\begin{aligned}
 u'_{11} &= u'_{10} = e' \\
 u'_{12} = u'_{10} &= e' = -u'_{21} = u'_{13}
 \end{aligned}$$

und
ist,

$$\begin{aligned}
 \partial i_0 &= k_{11} u'_{11} \partial s, \\
 k_{11} &= \frac{\partial i_0}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}.
 \end{aligned}$$

Für die gegenseitigen Teilkapazitätsbeläge findet man unmittelbar:

$$\begin{aligned}
 k_{12} &= -\frac{\partial i_2}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}, \\
 k_{13} &= -\frac{\partial i_3}{\partial s} \cdot \frac{1}{e'}.
 \end{aligned}$$

In Effektivwerten ausgedrückt erhält man, bezogen auf die Länge s des Systems:

$$\begin{aligned}
 c_{11} &= \frac{I_1}{j \omega E s}, & k_{11} &= \frac{I_0}{j \omega E s}, \\
 c_{12} = c_{21} &= \frac{I_2}{j \omega E s}, & k_{12} &= -\frac{I_2}{j \omega E s}, \\
 c_{31} = c_{13} &= \frac{I_3}{j \omega E s}, & k_{31} &= -\frac{I_3}{j \omega E s}.
 \end{aligned} \tag{46}$$

Zur Messung der Influenzkoeffizienten b_{pp} schickt man durch den Leiter p einen Ladestrom vom Effektivwert I_p und mißt die hierdurch

auftretende Effektivspannung U_{p0} gegen die Hülle. Die anderen Leiter q bleiben isoliert. Nach (44) ist bei Verwendung von sinusförmigem Wechselstrom der Kreisfrequenz ω :

$$B_{pp} = j\omega U_{p0} I_p,$$

$$b_{pp} = B_{pp} \cdot s.$$

Für die Messung von b_{pq} schickt man durch den Leiter p einen Strom und mißt die Spannung des Leiters q gegen Erde.

Die Messung der Ableitungsbeläge a_{pq} erfolgt in analoger Weise wie die der c_{pq} , nur sind an Stelle der Blindkomponenten die Wirkkomponenten der Ströme gegen die Spannungen zu messen.

Für Gleichstrom sind die Gleichungen (39) . . . (44) nicht brauchbar. Man ist gezwungen, auf die Ladungen überzugehen und findet durch Integration von (39b) folgende einfache Beziehung:

$$\partial q_p = \sum_{q=1}^n c_{pq} u_{q0} \partial s \quad (p=1, 2 \dots n). \quad (47)$$

B. Induktivität und Widerstandsbeläge.

Zwischen der örtlichen Änderung der Spannungen ∂u_{p0} gegen die Hüllenoberfläche und dem Strom i_q bzw. seiner zeitlichen Änderung i'_q in den Schleifen, die jeweils aus einem der Leiter und der Hülle zu bilden sind, bestehen die Gleichungen:

$$\partial u_{p0} = \sum_{q=1}^n (l_{pq} i'_q + r_{pq} i_q) \partial s \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (48)$$

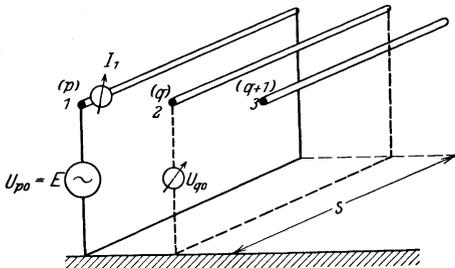


Abb. 8. Schaltung zur Bestimmung von Induktivitäts- und Widerstandsbelägen.

Definition 13: l_{pp} heißt Eigeninduktivitätsbelag des Leiters p .

Definition 14: l_{pq} heißt Gegeninduktivitätsbelag der Leiter p und q .

Definition 15: r_{pp} heißt Eigenwiderstandsbelag des Leiters p .

Definition 16: r_{pq} heißt Gegenwiderstandsbelag der Leiter p und q .

(48) angewendet auf ein System von 3 Leitern lautet:

$$\begin{aligned} p = 1: \quad \partial u_{10} &= [(l_{11} i'_1 + l_{12} i'_2 + l_{13} i'_3) + (r_{11} i_1 + r_{12} i_2 + r_{13} i_3)] \partial s \\ p = 2: \quad \partial u_{20} &= [(l_{21} i'_1 + l_{22} i'_2 + l_{23} i'_3) + (r_{21} i_1 + r_{22} i_2 + r_{23} i_3)] \partial s \\ p = 3: \quad \partial u_{30} &= [(l_{31} i'_1 + l_{32} i'_2 + l_{33} i'_3) + (r_{31} i_1 + r_{32} i_2 + r_{33} i_3)] \partial s \end{aligned} \quad (48a)$$

Zur Messung von l_{pp} wird der Leiter p an dem einen Ende leitend mit der Hülle verbunden (s. Abb. 8), während ihm am anderen Ende eine sinusförmige Spannung E der Kreisfrequenz ω aufgedrückt wird. Die übrigen Leiter $p \neq q$ bleiben isoliert. Durch Messung der Blind-

komponenten von E_{p0} gegen den Strom I_p ergibt sich:

$$L_{pp} = \frac{E}{j\omega I_p}; \quad l_{pp} = \frac{L_{pp}}{s}.$$

Zur Bestimmung von l_{pq} ist außerdem noch der Leiter q an dem einen Ende zu erden und die am anderen Ende auf I_p bezogene Blindspannung gegen die Hüllenerfläche zu messen. Die Messung der Widerstandsbeläge r_{pq} erfolgt in analoger Weise wie diejenige von l_{pq} , nur sind an Stelle der Blindkomponenten der Spannungen die Wirkkomponenten zu messen. Nachstehend stellen wir nochmals die Gleichungssysteme (39, 40) und (48) zusammen, wobei vorausgesetzt wird, daß die Speisung mit sinusförmigem Wechselstrom erfolgt.

$$\left. \begin{aligned} \partial I_p &= \sum_{q=1}^n (a_{pq} - j\omega c_{pq}) U_{q0} \partial s & (p = 1, 2 \dots n), \\ \partial I_p &= \sum_{q=1}^n (j\omega k_{pq}) U_{pq} \partial s & (p = 1, 2 \dots n). \end{aligned} \right\} \quad (49)$$

$$\partial U_{p0} = - \sum_{q=1}^n (r_{pq} + j\omega l_{pq}) I_q \partial s \quad (p = 1, 2 \dots n). \quad (50)$$

Der in (50) auftretende Widerstandsbelag r_{pq} ist durch die Vorschrift zur Messung desselben (vgl. Abb. 8) genau definiert. Seine physikalische Bedeutung haben wir bereits am Anfang dieses Kapitels (s. S. 5) dargelegt. Es ist als ein großer Vorteil der im vorigen gegebenen Definitionen anzusehen, daß man über die Art der Leiter keine Voraussetzungen machen muß. Wie wir gesehen haben, geht die Erde als räumlicher Leiter ohne irgendwelche besonderen Voraussetzungen in die Definitionen ein. Ihr, gegenüber den linearen Leitern, anderes Verhalten drückt sich lediglich in der experimentellen Bestimmung der Grundgrößen aus. Der Vollständigkeit halber führen wir zum Schluß noch die Ausdrücke für die komplexe Systemleistung an.

$$\partial N_l = \left[\sum_p \sum_q (a_{pq} - j\omega c_{pq}) U_{p0} U_{q0} \right] \partial s,$$

$$\partial N_m = \left[\sum_p \sum_q (r_{pq} + j\omega l_{pq}) I_p I_q \right] \partial s.$$

2. Berechnung des Kurzschlußstromes in elektrischen Netzen.

Die Kenntnis des Kurzschlußstromes bildet eine wichtige Grundlage bei der Projektierung von Selektivschutzanlagen. Im allgemeinen stellt man sich den Kurzschlußvorgang immer als eine Art Katastrophe vor, bei der der Strom auf sehr große Werte ansteigt. Es gibt nun tatsächlich eine größere Anzahl von Netzen, in denen bei jedem Kurzschluß der Strom beträchtlich über den Nennstrom anwächst. Für Netze dieser Art könnte man ohne weiteres mit den von anderer Seite

angegebenen Berechnungsmethoden auskommen, welche gestatten, den Kurzschlußstrom näherungsweise zu ermitteln.

In einer großen Anzahl von Netzen liegen jedoch die Verhältnisse so, daß während bestimmter Zeiten, z. B. nachts und Sonntags, der Kurzschlußstrom nicht größer als der Tagesnennstrom ist, ja es gibt sogar Höchstspannungsnetze, bei denen der Kurzschlußstrom zu bestimmten Zeiten kleiner ist als der Leerlaufstrom des Netzes.

Bei Netzen mit sehr hohem Kurzschlußstrom interessiert vor allen Dingen der höchste Wert, weil dadurch die größte thermische und dynamische Beanspruchung der Anlage und der Relais gegeben ist. Ebenso ist dieser höchste Wert des Kurzschlußstromes von Einfluß auf die Wahl der Stromwandler.

Bei Netzen der zweiten Art, bei denen der Kurzschlußstrom in der Größenordnung des Nennstromes liegen kann, ist es vor allem von Wichtigkeit, den kleinstmöglichen Kurzschlußstrom genau zu ermitteln, denn bei diesem kleinsten Strom müssen die Relais noch sicher ablaufen und die Stromwandler eine ausreichende Sekundärleistung abgeben. Bei Netzen, welche bei hoher Belastung einen verhältnismäßig großen Kurzschlußstrom, bei schwacher Belastung hingegen einen Kurzschlußstrom unter dem Nennstrom aufweisen, ist man aus den erwähnten Gründen gezwungen, sowohl den maximalen als den minimalen Kurzschlußstrom zu berechnen, denn nur bei Kenntnis dieser beiden Größen ist es möglich, den Fehlerschutz richtig zu projektieren.

Bei Kurzschlüssen im Netz sind im wesentlichen zwei Fälle zu unterscheiden. Ist die Leistung der Zentrale groß und tritt der Kurzschluß in einem Strompfad mit verhältnismäßig hoher Impedanz auf, so wird sich dieser Kurzschlußstrom, ähnlich wie eine zunehmende Belastung, auf die Maschine auswirken. Bei Vorhandensein von automatischen Spannungsreglern bzw. bei eingebauten Reaktanzspulen wird sich die Klemmenspannung der Maschine nicht wesentlich ändern, so daß der Kurzschlußstrom in Annäherung durch den Quotienten aus Klemmenspannung der Maschine und Gesamtimpedanz, gemessen von den Maschinenklemmen bis zur Kurzschlußstelle, gegeben ist.

Ist hingegen die Impedanz des Kurzschlußpfades in gleicher Größenordnung wie die Streureaktanz der Maschinen, oder kleiner als dieselbe, so wird die durch den Kurzschlußstrom hervorgerufene Ankerrückwirkung einen bestimmenden Einfluß auf seine Größe ausüben. Es ist in diesem Falle erforderlich, auf das für die Generatoren eigenartige Verhalten bei Kurzschluß näher einzugehen.

Unsere Ausführungen über die Kurzschlußstromberechnung werden sich daher ganz natürlich in zwei Gruppen teilen. In Abschnitt A setzen wir voraus, daß die Generatoren vollkommen starr sind, so daß sich unsere Betrachtungen auf das Verhalten des Kurzschlußpfades beschränken. Der Abschnitt B ist den bei Kurzschluß sich in den Generatoren abspielenden Vorgängen gewidmet. Zum Schluß werden wir uns kurz mit dem Zusammenarbeiten mehrerer Kraftwerke befassen und an einigen Beispielen die entwickelten Berechnungsmethoden erläutern.

A. Berechnung des Kurzschlußstromes unter Voraussetzung starrer Generatoren.

Bei den nachstehenden Betrachtungen setzen wir voraus, daß die Energiequelle des Netzes von unendlich großer Ergiebigkeit sei, so daß durch den auftretenden Kurzschlußstrom die Klemmenspannung der Maschine weder in ihrer Größe noch in ihrer Phasenlage sich ändert. Die Problemstellung ist daher folgende: An die starr angenommene Klemmenspannung wird ein bestimmtes Leitungsnetz angeschlossen, wobei der unter diesen Voraussetzungen auftretende Kurzschlußstrom zu ermitteln ist. Die allgemeine Lösung dieser Aufgabe würde verlangen, daß man den Leitungen Kapazität, Ableitung, Induktivität und Widerstand zuordnen müßte, wie wir dies im ersten Kapitel dargelegt haben. Bei Kurzschluß bricht jedoch in einem großen Teil des Netzes die Spannung zusammen, ferner ist die magnetische Energie des Kurzschlußpfades unverhältnismäßig viel größer als seine elektrische Energie, so daß man letztere vollständig vernachlässigen kann. Auch die Ableitung spielt bei den Kurzschlußvorgängen keinerlei Rolle, sofern vorausgesetzt wird, daß das Netz normal isoliert ist. Wir werden daher sämtlichen Kurzschlußstromberechnungen nur das Gleichungssystem (48) des ersten Kapitels zugrunde legen.

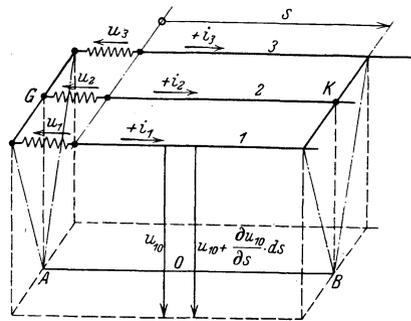


Abb. 9. Dreipoliger metallischer Kurzschluß.

a) **Dreipoliger metallischer Kurzschluß.** In Abb. 9 bedeuten u_1, u_2, u_3 die Klemmenspannungen der speisenden Maschine, deren Größe voraussetzungsgemäß unabhängig von den Strömen i_1, i_2, i_3 sein soll.

Wir wenden auf das so definierte System die Gleichungen (48a) des ersten Kapitels an und erhalten für den Leiter 1:

$$p = 1: \quad \partial u_{10} = (l_{11} i_1' + l_{12} i_2' + l_{13} i_3' + r_{11} i_1 + r_{12} i_2 + r_{13} i_3) \partial s. \quad (1)$$

Analoge Gleichungen ergeben sich für die Leiter 2 und 3. Ferner gilt das Kontinuitätsgesetz

$$i_1 + i_2 + i_3 = 0. \quad (2)$$

Integriert man (1) längs s , so erhält man, wenn gemäß S. 15: $l_{11} s = L_{11}$; $r_{11} s = R_{11}$ usw. gesetzt wird:

$$u_{10} = L_{11} i_1' + L_{12} i_2' + L_{13} i_3' + R_{11} i_1 + R_{12} i_2 + R_{13} i_3. \quad (3)$$

Die Koeffizienten L und R sind nach Kapitel I genau definiert und können, wie dort gezeigt wurde, in einfacher Weise experimentell bestimmt werden. Ihre Berechnung bietet hingegen meist erhebliche Schwierigkeiten. Im allgemeinen Falle werden die Koeffizienten alle

voneinander verschieden sein. Dann stellt die Anordnung nach Abb. 9 ein unsymmetrisch belastetes Drehstromsystem dar, in dem u_{10} nicht etwa gleich u_1 ist. Es tritt vielmehr zwischen den beiden Sternpunkten G und K noch eine zusätzliche Spannung u_0 auf. Auf diesen allgemeinen Fall werden wir unter Abschnitt f) noch zurückkommen, und eine einfache Methode zur Berechnung von u_0 angeben.

Im vorliegenden Fall hingegen führen wir einige Vereinfachungen ein, die bei Kurzschlußstromberechnungen fast ausnahmslos gestattet sind, da der dadurch entstehende Fehler immer kleiner sein wird als die durch die übrigen Unbestimmtheiten verursachten Abweichungen. Wir setzen:

$$\begin{aligned} L_{11} &= L_{22} = L_{33} = L_{10}, \\ L_{12} &= L_{23} = L_{31} = L_{12}. \end{aligned} \quad (4)$$

Analog führen wir R_{10} und R_{12} ein.

Bei der Anordnung nach Abb. 9 wird in der Erde nur ein verschwindend kleiner Strom fließen in Form von Wirbelströmen, wie sie z. B. auch in verstärktem Maße im Bleimantel von Drehstromkabeln auftreten. Durch diese Wirbelströme werden sich die Verluste des Systems etwas vergrößern. Ein nennenswerter Einfluß auf das magnetische Feld wird jedoch davon nicht ausgehen, denn das Feld hat seinen Sitz im wesentlichen in der Umgebung der Leiter 1, 2, 3. Wir können deshalb in vorliegendem Falle die Erde ohne nennenswerten Fehler durch einen linearen Leiter ersetzen, dem wir die bei der Induktivitäts- und Widerstandsmessung ermittelten Werte zuordnen. In Abb. 9 sei dieser lineare Leiter durch die Linie A, B angedeutet. Die Schleifen der Leiter 1 und 3 schließen sich dann auf dem strichpunktirten Wege über den Leiter A, B .

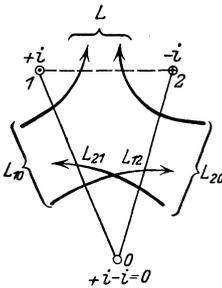


Abb. 10. Die Induktivitäten einer Doppelleitung unter der Annahme, daß die Erde durch einen linearen Leiter ersetzt werden kann.

Unter diesen Voraussetzungen lesen wir aus Abb. 10, welche einen Querschnitt des Systems

der Abb. 9 darstellt, folgende Beziehungen unmittelbar ab:

$$\begin{aligned} L &= L_{10} + L_{20} - (L_{12} + L_{21}) \\ L &= L_{10} - 2L_{12} + L_{20} \\ R &= R_{10} - 2R_{12} + R_{20}. \end{aligned} \quad (5)$$

Infolge der durch (4) erzwungenen Symmetrie wird das System zu einem symmetrischen, in dem nun $u_{10} = u_1$ ist, da zwischen Sternpunkt G und Erde keine Potentialdifferenz mehr besteht.

Wir erhalten aus (3)

$$\begin{aligned} u_{10} = u_1 &= L_{10} i'_1 + L_{12} (i'_2 + i'_3) \\ &+ R_{10} i_1 + R_{12} (i_2 + i_3). \end{aligned} \quad (6)$$

Nach (2) ist:

$$i_2 + i_3 = -i_1$$

und somit

$$u_1 = (L_{10} - L_{12}) i_1' + (R_{10} - R_{12}) i_1. \quad (7)$$

Aus (5) finden wir:

$$L_{12} = \frac{2L_{10} - L}{2}, \quad (8)$$

$$R_{12} = \frac{2R_{10} - R}{2}$$

eingesetzt in (7) ergibt

$$u_1 = \frac{L}{2} i_1'' + \frac{R}{2} i_1$$

oder für einen beliebigen Leiter p angesetzt

$$u_p = \frac{L}{2} i_p' + \frac{R}{2} i_p. \quad (9)$$

Setzt man sinusförmigen Wechselstrom voraus, so läßt sich das Resultat (9) wie folgt anschreiben:

$$U_p^* = \frac{R}{2} I_p + j\omega \frac{L}{2} I_p,$$

$$U_p^* = \frac{1}{2} (R + j\omega L) I_p = \frac{1}{2} \dot{Z} I_p = \dot{Z}^* I_p. \quad (10)$$

Darin bedeutet U_p^* die Sternspannung der Phase p , $\frac{R}{2}$ den Widerstand des Leiters p von der Meßstelle bis zur Kurzschlußstelle, $\frac{L}{2}$ die halbe Induktivität der Schleife, bestehend aus zwei Leitern des Drehstromsystems und bezogen auf die gleiche Länge, wie für $\frac{R}{2}$ angegeben wurde.

\dot{Z} ist die Impedanz dieser Schleife, $\dot{Z}^* = \frac{1}{2} \dot{Z}$ ist die Impedanz pro Phase.

Daraus geht hervor, daß es zur Berechnung des Kurzschlußstroms genügt, wenn man den Widerstand und die Induktivität einer Schleife, gebildet aus zwei Leitern des Drehstromsystems, kennt, da im Endresultat L_{10} und R_{10} nicht mehr auftreten. Wie gesagt, trifft dies jedoch nur unter den angeführten Vereinfachungen zu. In Zukunft werden wir daher immer von einer Impedanz bzw. einer Reaktanz pro Phase sprechen. Dieser Begriff, der an sich sonst keine Berechtigung hätte, ist jedoch durch vorstehende Ableitung eindeutig definiert und in Beziehung zu der Impedanz einer Schleife gebracht worden.

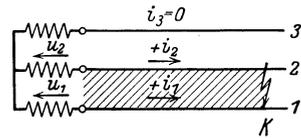


Abb. 11. Zweipoliger Kurzschluß.

b) Zweipoliger Kurzschluß. Wir erhalten für die Leiter 1 und 2 (vgl. Abb. 11) bei Vernachlässigung von R ganz analog:

$$u_{10} = L_{11} i_1' + L_{12} i_2', \quad (11)$$

$$u_{20} = L_{21} i_1' + L_{22} i_2'. \quad (12)$$

Das Kontinuitätsgesetz lautet nun:

$$i_1 = -i_2; \quad i_3 = 0. \quad (13)$$

Subtrahiert man (12) von (11), so ergibt sich:

$$\begin{aligned} u_{10} - u_{20} &= u_{12} = (L_{11} - L_{21}) i_1' - (L_{22} - L_{12}) i_2', \\ u_{12} &= (L_{10} - 2L_{12} + L_{20}) i_1', \end{aligned}$$

was unter Verwendung von (5) zu

$$u_{12} = L i' \quad (14)$$

führt. Für sinusförmigen Wechselstrom ergibt sich bei Berücksichtigung des Widerstandes:

$$U_{p0} = (R + j\omega L) I_p = \dot{Z} I_p = 2 \dot{Z}^* I_p. \quad (15)$$

(15) besagt, daß der Kurzschlußstrom bestimmt ist durch die verkettete Spannung U_{p0} und die Schleifenimpedanz \dot{Z} . Will man pro Phase rechnen, so hat man die halbe verkettete Spannung durch die Impedanz pro Phase zu dividieren.

c) Einpoliger Kurzschluß. Durch Anwendung von (48) erhält man gemäß Abb. 12:

$$u_{10} = L_{11} i_1' + R_{11} i_1,$$

$$u_{10} = L_{10} i_1' + R_{10} i_1. \quad (16)$$

$$U_{p0} = (R_{10} + j\omega L_{10}) I_p = \dot{Z}_0^* I_p. \quad (17)$$

In diesem Falle ist die Annahme, daß der Strom in der Erde die Feldverhältnisse kaum beeinflußt, nicht mehr zulässig. Man ist vielmehr gezwungen, den Widerstand und die Induktivität der Schleife „Leiter — Erde“ in die Rechnung einzuführen. Was wir unter R_{10} und L_{10} zu verstehen haben, wurde im ersten Kapitel Seite 5 erläutert. Werte für R_{10} und L_{10} sind auf Seite 4 angegeben.

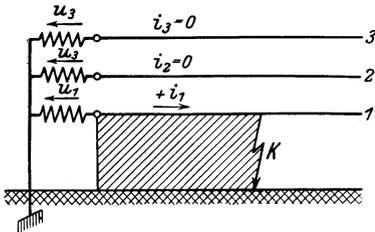


Abb. 12. Einpoliger Kurzschluß.

Wir haben diese Verhältnisse so eingehend erläutert, trotzdem alle Überlegungen durchaus elementar sind, weil man immer wieder die Beobachtung macht, daß der projektierende Ingenieur sich unter der Impedanz und Reaktanz pro Phase nichts vorstellen kann. Ferner sollten diese Ausführungen dazu dienen, das besondere Verhalten bei einpoligem Kurzschluß vor Augen zu führen. Wenn auch dieser Fall in Deutschland vorläufig noch keine große Rolle spielt, da der Hochspannungsternpunkt nicht gerdet werden darf, so war es doch erforderlich, ausdrücklich darauf hinzuweisen, daß in diesem Fall nicht mehr mit der Impedanz pro Phase gerechnet werden darf.

Die Gleichungen (10), (15) und (17) sagen aus, daß der Spannungsabfall von der Kurzschlußstelle nach der Speisestelle linear zunimmt. Diese Feststellung werden wir in den folgenden Kapiteln noch sehr oft anwenden. Streng genommen ist jedoch bei Berücksichtigung von Kapazität und Ableitung der Anstieg nicht linear, sondern er erfolgt nach einer Sin-Kurve. Zu diesem Ergebnis gelangt man, wenn man das System der zwei partiellen Differentialgleichungen gemäß (39) und (48) streng löst. Entwickelt man dann die Sin-Funktion in eine Reihe und berücksichtigt man nur das erste Glied, so kommt man ebenfalls zu dem Ergebnis, daß der Spannungsabfall linear mit der Leitungslänge s ansteigt. Wir werden auf diese Art der Lösung im sechsten Kapitel noch näher eingehen.

Für die numerischen Berechnungen sind folgende Zahlenangaben von Wichtigkeit. Die Induktivität pro km einer Schleife, bestehend aus zwei Drähten, läßt sich nach folgender Formel ermitteln:

$$L = s \left(4 \ln \frac{a}{r} + 1 \right) 10^{-9} [H]. \quad (18)$$

Für die im Leitungsbau üblichen Abstände a und Drahradien r , wobei $\frac{a}{r} \approx 400$, kann man als Mittelwert setzen $L = 0,25 \cdot 10^{-2}$ H/km. Damit wird die Induktivität pro Phase $L^* = \frac{L}{2} = 0,13 \cdot 10^{-2}$ H/km. Bei 50 Per/s erhält man für die Reaktanz pro Phase einen Wert von $X^* = 0,4 \Omega/\text{km}$. Der Widerstand für verschiedene Kupfer-, Aluminium- und Eisenquerschnitte kann aus Abb. 149 entnommen werden. Wie man sieht, ist für Freileitungen aus Cu über 50 mm² die Reaktanz immer nennenswert größer als der Widerstand. Da sich die beiden Größen rechtwinklig zur Impedanz zusammensetzen, müssen die Quadrate von X^* und R^* verglichen werden, wobei sich ergibt, daß bei Freileitungen der Widerstand meist vernachlässigt werden kann, während er bei Kabeln oft berücksichtigt werden muß.

d) Der Einfluß von Reaktanzspulen auf die Größe des Kurzschlußstromes. In Abb. 13 bedeuten wieder u_1, u_2, u_3 die starren Klemmenspannungen des Generators.

λ sei die Induktivität einer einpoligen Reaktanzspule, r_1 der Widerstand des Leiters pro Längeneinheit, s seine Länge. Um die Rechnungen eindeutig mit der räumlichen Anordnung des Leitersystems und der Reaktanzspule zu verbinden, wenden wir das Induktionsgesetz auf den Stromkreis der Abb. 13 an.

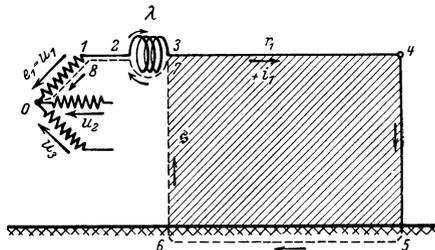


Abb. 13. Netz mit Reaktanzspule.

Wir bilden das Linienintegral der elektrischen Feldstärke \mathcal{E} längs des Weges \mathfrak{s} . Dabei bedeutet \mathcal{E}_g die eingeprägte Feldstärke des Generators

¹⁾ In (18) sind alle Längen in „cm“ einzusetzen.

und somit das Linienintegral $\int \mathfrak{E}_e d\mathfrak{s}$ seine EMK e_1 . Da die Generatorwicklung voraussetzungsgemäß weder Widerstand noch Streuinduktivität besitzen soll und da die Ankerrückwirkung vernachlässigt wird, stimmt die EMK e_1 mit der Klemmenspannung u_1 überein. Wir integrieren nun längs des Weges \mathfrak{s} , ausgehend von 0 über 1, 2, 3 ... und zurück nach 0. Von 2 nach 3 wird die durch die Reaktanzspule gegebene Schleife umfahren. Hat die Spule n Windungen, so muß dieser Betrag angenähert n -mal in Rechnung gesetzt werden. Es folgt die Schleife 3 ... 7, gegeben durch Leitung, Kurzschlußstelle und Erdrückleitung. Von 7 über 8 nach 0 zurück, muß der Integrationsweg möglichst so gelegt werden, daß kein Fluß mehr umfaßt wird. Durch diese Art der Anwendung des Induktionsgesetzes sind die einzelnen Induktivitäten genau definiert. Man erhält:

$$\int_{\mathfrak{s}} \mathfrak{E} d\mathfrak{s} - \int_0^1 \mathfrak{E}_e d\mathfrak{s} = -\frac{d\Phi}{dt}, \quad (19)$$

$$\begin{aligned} i_1 r_1 s - e_1 &= -\lambda i'_1 - [l_{11} i'_1 + l_{12} i'_2 + l_{13} i'_3] s^* \\ e_1 &= i_1 R_1^* + (L^* + \lambda) i'_1. \end{aligned} \quad (20)$$

Aus dieser Rechnung geht hervor, daß sich die Induktivität der Reaktanzspule zu der Induktivität der Drahtschleife addiert; letztere hat bei zwei- und dreipoligem Kurzschluß wieder den Wert $L^* = \frac{L}{2}$ pro Phase.

e) **Der Einfluß eines Transformators auf die Größe des Kurzschlußstromes.** In Abb. 14 ist im Zuge der Leitung ein Transformator mit dem Übersetzungsverhältnis \ddot{u} eingebaut. Liegt die Aufgabe vor, bei dieser Anordnung den Kurzschlußstrom hinter dem Transformator zu berechnen, so müßte für jede Schleife von 0 bzw. 0' aus über den Transformator längs der Leitungen und zurück über die Erde das Induktionsgesetz angewendet werden, wobei beim Transformator sowohl die gegenseitige Induktivität zwischen Primär- und Sekundärwicklung als auch die gegenseitige Induktivität zwischen den

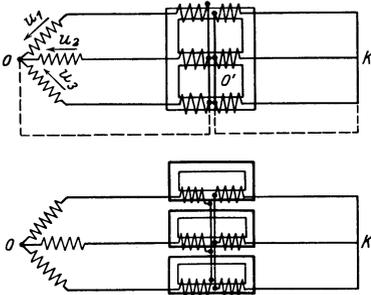


Abb. 14. Netz mit Transformator.

Spulen verschiedener Phasen berücksichtigt werden müßte. Dieses Problem ist aber äußerst kompliziert. Man sieht leicht ein, daß bei symmetrischer Beanspruchung des Transformators die drei Strompfade gleiche Verhältnisse aufweisen müssen, wenn man von der geringen Unsymmetrie, die durch den Aufbau eines Kerntransformators gegeben ist, absieht. Eine genaue Untersuchung von Drehstromtransformatoren bei unsymmetrischer Belastung auf der Sekundärseite zeigt, daß die Span-

*) Infolge allseitiger Symmetrie (s.S. 18) fällt das Glied $i_0 r_0 s = u_0 = 0$ weg.

nungsunsymmetrien nicht allzu groß sind. Es muß nur beachtet werden, daß bei einpoligem Kurzschluß auf der Sekundärseite ein zusätzlicher Streufluß auftritt, der sich von Joch zu Joch schließt, so daß bei dieser Kurzschlußart nicht mehr mit der normalen, sondern mit einer wesentlich größeren Streuung zu rechnen ist. Die genaue Theorie zeigt, daß im allgemeinen auch folgende Vereinfachungen zulässig sind: Die einzelnen Phasen eines Drehstromtransformators sollen sich bei Kurzschluß gegenseitig nicht beeinflussen, so daß ein Drehstromtransformator durch drei Einphasentransformatoren ersetzt werden kann (vgl. Abb. 14). Kennen wir das Verhalten eines Einphasentransformators, so lassen sich die Ergebnisse in Annäherung auf den Drehstromtransformator übertragen. Unter der Voraussetzung, daß der Strom sinusförmigen Verlauf aufweist, lauten bekanntlich die Grundgleichungen des Transformators bei Vernachlässigung des Ohmschen Widerstandes der Wicklungen bei Klemmenkurzschluß wie folgt:

$$\begin{aligned} U_1 &= j\omega (L_1 I_1 + M I_2), \\ 0 &= j\omega (L_2 I_2 + M I_1). \end{aligned} \quad (21)$$

Daraus ergibt sich für das Verhältnis des Primärstromes zum Sekundärstrom:

$$\frac{I_1}{I_2} = -\frac{L_2}{M}, \quad (22)$$

d. h. die beiden Ströme I_1 und I_2 haben auch bei einem Transformator mit dem Übersetzungsverhältnis 1 : 1 ($\dot{u} = 1$) nicht gleiche Größe und Phasenlage. Die Abweichung ist um so größer, je größer L_2 gegenüber M ist. Der Unterschied zwischen den beiden Induktivitäten ist gegeben durch diejenigen Flußverkettungen, welche nur mit der Primärspule verkettet sind, d. h. durch den primären Streufluß. Bedeutet λ_1 die primäre, λ_2 die sekundäre Streuinduktivität, so gelten für $\dot{u} = 1$ folgende Beziehungen:

$$\begin{aligned} L_1 &= M + \lambda_1, \\ L_2 &= M + \lambda_2. \end{aligned} \quad (23)$$

Setzt man (23) in (21) ein und bezieht man alles auf den Primärstrom I_1 , so ergibt sich:

$$U_1 = j\omega I_1 \frac{\lambda_1 + \lambda_2 + \frac{\lambda_1 \lambda_2}{M}}{1 + \frac{\lambda_2}{M}} \approx j\omega I_1 (\lambda_1 + \lambda_2). \quad (24)$$

Da die Streuinduktivität λ sehr klein ist gegenüber der gegenseitigen Induktivität M der beiden Spulen, da ferner bei Reduktion auf Primär- oder Sekundärseite die Streuinduktivität der beiden Wicklungen von gleicher Größenordnung ist, so kann in Annäherung geschrieben werden:

$$U_1 \approx j\omega I_2 \lambda_1, \quad (25)$$

d. h. die Kurzschlußspannung eines Transformators ist annähernd gleich dem doppelten induktiven Spannungsabfall pro Wicklung. Haben

die Wicklungen nennenswerten Ohmschen Widerstand, so addiert sich der Ohmsche Spannungsabfall geometrisch dazu. Es ist dann die Kurzschlußspannung angenähert gleich der doppelten Kurzschlußimpedanz einer Wicklung. Bedeutet \dot{Z}_t die Summe aus Primär- und Sekundärimpedanz bezogen auf Primär- oder Sekundärstrom, so ergibt sich für den Spannungsabfall pro Phase folgende Beziehung:

$$U_1 = 2 \dot{Z} I_1 = \dot{Z}_t I_1. \quad (25')$$

Es ist üblich, bei Transformatoren den bei Speisung mit Nennstrom auftretenden Spannungsabfall in Prozenten der Nennspannung des Transformators anzugeben. Bei normalen Transformatoren beträgt die prozentuale Streuspannung $\varepsilon = 8 \dots 12\%$, so daß folgende Gleichung besteht:

$$I_n \dot{Z}_t = \frac{\varepsilon}{100} U_n^*. \quad (26)$$

Besitzt der Transformator nicht Stern-Stern-, sondern z. B. Dreieck-Sternschaltung, so bleiben die Schlußfolgerungen erhalten, da sich dabei die Summe der Spannungsabfälle von Primär- und Sekundärseite nicht ändert.

Aus diesen Überlegungen geht hervor, daß der Transformator eine im wesentlichen gleiche Einwirkung auf den Kurzschlußstrom ausübt wie die Reaktanzspule.

Zum Schluß soll noch dargelegt werden, wie bei einem Übersetzungsverhältnis $\ddot{u} \neq 1$ die Reduktion auf Primär- oder Sekundärseite durchzuführen ist. Es liegt z. B. ein Transformator mit einer Primärspannung von 6000 und einer Sekundärspannung von 30000 Volt vor, so daß das Übersetzungsverhältnis 1 : 5 ist. Da im 30 kV-Netz der Kurzschlußstrom berechnet werden soll, sind alle Größen auf 30 kV Nennspannung zu reduzieren. Infolge der Gleichheit von Primär- und Sekundärleistung besteht die Beziehung:

$$\begin{aligned} U_1 I_1 &= U_2 I_2, \\ \frac{I_1}{I_2} &= \frac{U_2}{U_1} = \frac{1}{\ddot{u}}. \end{aligned} \quad (27)$$

Da auch die magnetische Energie und die Verluste auf Primär- und Sekundärseite im allgemeinen annähernd gleich sind, ergeben sich für die Reduktion von Widerstand und Streuinduktivität folgende Regeln:

$$\begin{aligned} \frac{L_1 I_1^2}{2} &= \frac{L_2 I_2^2}{2}, & \frac{L_1}{L_2} &= \frac{I_2^2}{I_1^2} = \frac{1}{\ddot{u}^2}, \\ R_1 I_1^2 &= R_2 I_2^2; & \frac{R_1}{R_2} &= \frac{1}{\ddot{u}^2}, \end{aligned} \quad (28)$$

d. h. die Ströme verhalten sich wie 1 : \ddot{u} , die Widerstände und Induktivitäten wie 1 : \ddot{u}^2 .

f) **Unsymmetrisch belastete Drehstromsysteme.** Wir denken uns (vgl. Abb. 15) einen Drehstromgenerator mit den Klemmenspannungen U , der über Leitungen an eine beliebige in Stern geschaltete Belastung

angeschlossen ist. Die Impedanz eines Leitungszweiges, ausgehend von der Maschinenklemme bis zum Sternpunkt der Belastung, bezeichnen wir mit \dot{Z} . Ferner nehmen wir an, daß Generator- und Belastungsnullpunkt geerdet sind. Die Impedanz des Verbindungspfades zwischen den beiden Sternpunkten über Erde sei \dot{Z}_0 . Durch Anwendung der Kirchhofschen Gesetze erhält man folgendes Gleichungssystem, in dem U_0 den zunächst unbekanntem Spannungsabfall zwischen Generator- und Belastungsnullpunkt darstellt.

$$\begin{aligned} U_1 - U_0 &= \dot{Z}_1 I_1, \\ U_2 - U_0 &= \dot{Z}_2 I_2, \\ U_3 - U_0 &= \dot{Z}_3 I_3, \\ -U_0 &= \dot{Z}_0 I_0, \\ \sum_0^3 I &= 0. \end{aligned} \quad (29)$$

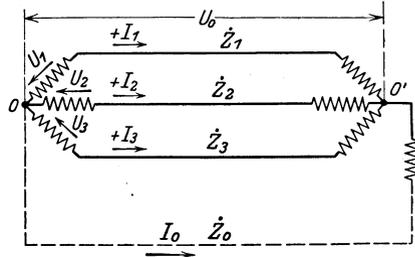


Abb. 15. Unsymmetrisch belastetes Netz.

Ersetzt man die Impedanzen \dot{Z} durch ihre reziproken Werte, d. h. geht man auf die Leitwerte \dot{Y} über, so erhält man aus (29)

$$\begin{aligned} I_1 &= (U_1 - U_0) \dot{Y}_1, \\ &\dots \dots \dots \\ &\dots \dots \dots \\ I_0 &= -U_0 \dot{Y}_0. \end{aligned} \quad (30)$$

Durch Addition kommt man zu folgender Gleichung für die Berechnung der Spannung zwischen 0 und 0':

$$U_0 = \frac{\sum_{k=1}^3 U_k \dot{Y}_k}{\sum_{k=0}^3 \dot{Y}_k}. \quad (31)$$

Darin bedeuten U_k die als unveränderlich anzusehenden Klemmenspannungen des Generators, \dot{Y}_k die Leitwerte gemessen von Generatorklemme bis Belastungsternpunkt 0'. Sind die Nullpunkte nicht geerdet, so kommt dies dadurch zum Ausdruck, daß \dot{Y}_0 Null wird. Aus dieser Formel ersehen wir klar, daß bei jeder unsymmetrischen Belastung eines Mehrleitersystems ein Spannungsabfall zwischen den Nullpunkten 0 und 0' auftritt. Wir hatten darauf bereits unter Abschnitt a) hingewiesen.

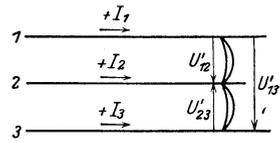


Abb. 16. Lichtbogenkurzschluß.

Zur Erläuterung der Formel (31) wenden wir sie auf ein praktisches Beispiel an. In einem Drehstromnetz trete in kurzer Entfernung vom Kraftwerk ein dreipoliger Kurzschluß über Lichtbogen auf. Die Lichtbogen sollen zwischen den Leitungen 1—2 und 2—3 brennen (vgl.

Abb. 16). Dieser Betriebszustand stellt eine unsymmetrische Belastung dar, obwohl man im allgemeinen von einem dreiphasigen Kurzschluß spricht. Bei verschwindendem Lichtbogenwiderstand liegt tatsächlich der Fall des symmetrischen dreipoligen Kurzschlusses vor. Um die Verhältnisse recht klar hervortreten zu lassen, legen wir unserer Rechnung folgende Daten zugrunde:

Die Reaktanz pro Phase, gemessen vom Kraftwerk bis zum Lichtbogen, betrage 1 Ohm, der Widerstand 0,6 Ohm; der Lichtbogenwiderstand selbst sei 0,4 Ohm, die verkettete Spannung $U_1 - U_2 = 10000$ Volt. Wir bestimmen zunächst die drei Impedanzen zwischen Maschinenklemme und Belastungsnullpunkt:

$$\begin{aligned} \dot{Z}_1 &= 1 + j1, \\ \dot{Z}_2 &= 0,6 + j1, \\ \dot{Z}_3 &= 1 + j1. \end{aligned} \tag{32}$$

In (31) müssen die Leitwerte \dot{Y} eingesetzt werden. Man hat also den reziproken Wert der komplexen Zahlen \dot{Z} zu ermitteln. Die Vektoren

\dot{Y} liegen bekanntlich spiegelbildlich zu den Vektoren \dot{Z} , so daß man erhält:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_1 &= \frac{1}{1 + j \cdot 1} \cdot \left(\frac{1 - j1}{1 - j \cdot 1} \right) = \frac{1 - j \cdot 1}{2}, \\ \dot{Y}_2 &= \dots \dots \dots = \frac{0,6 - j \cdot 1}{1,36}, \\ \dot{Y}_3 &= \dots \dots \dots = \frac{1 - j \cdot 1}{2}. \end{aligned}$$

Dividiert man (31) durch die Spannung U_1 , so ergibt sich

$$\frac{U_0}{U_1} = \frac{\sum_1^3 U_k \dot{Y}_k}{U_1 \sum_0^3 \dot{Y}_k}.$$

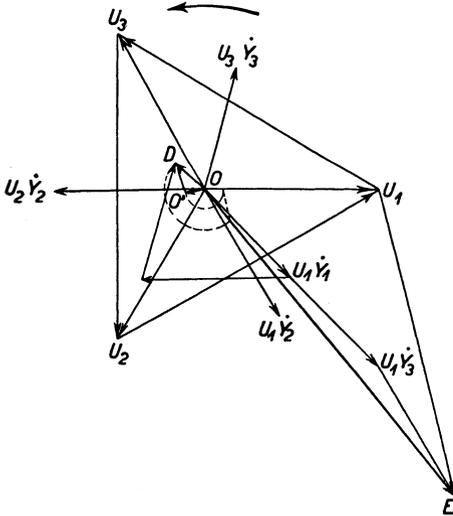


Abb. 17. Spannungsdiagramm.

In Abb. 17 ist das Spannungsdiagramm aufgetragen. Es bedeuten U_1, U_2, U_3 die drei um 120° gegeneinander verschobenen Phasenspannungen. Wir konstruieren zunächst die Vektoren $U_1 \dot{Y}_1, U_2 \dot{Y}_2, U_3 \dot{Y}_3$ und $U_1 \dot{Y}_1, U_1 \dot{Y}_2, U_1 \dot{Y}_3$. Letztere addiert, ergeben den Vektor OE , während die drei Größen $U_k \dot{Y}_k$, addiert, zu dem Vektor OD führen.

Um die Größe U_0 zu finden, muß über OD ein Dreieck konstruiert werden, das ähnlich ist dem Dreieck OEU_1 . Die U_1 entsprechende Seite des über OD konstruierten Dreiecks entspricht dann der Nullpunkts-

spannung.

spannung U_0 . Sie ist gegeben durch die Strecke OO' . Aus dem Diagramm ergibt sich eine Nullpunktverschiebung von 650 Volt.

In Abb. 18 ist das zugehörige Stromdiagramm aufgezeichnet. Die Ströme lassen sich aus den Gleichungen (30) in einfacher Weise bestimmen. Es werden jeweils von den Vektoren $U_k \dot{Y}_k$ die Vektoren $U_0 \dot{Y}_k$ subtrahiert. Die Summe der drei Ströme muß nach dem ersten Kirchhofschen Gesetz $= 0$ sein, d. h. das Dreieck der drei Ströme muß sich schließen. Man findet:

$$I_1 = 4500 \text{ Ampere,}$$

$$I_2 = 4650 \text{ Ampere,}$$

$$I_3 = 3950 \text{ Ampere.}$$

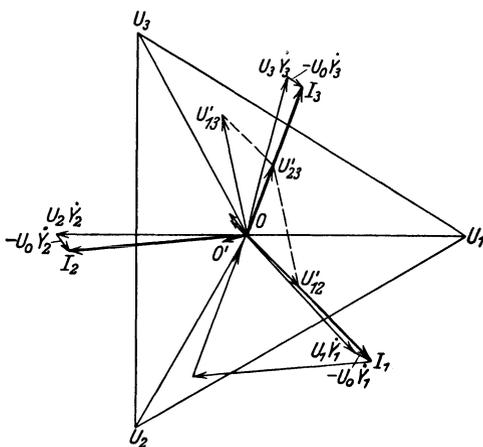


Abb. 18. Stromdiagramm.

Die an den Lichtbogen auftretenden Spannungsabfälle werden (vgl. Abb. 16):

$$U'_{12} = I_1 \cdot 0,4 = 1800 \text{ Volt,}$$

$$U'_{23} = I_3 \cdot 0,4 = 1580 \text{ Volt,}$$

$$U'_{13} = U'_{12} - U'_{23} = 3300 \text{ Volt.}$$

Aus diesem Beispiel geht hervor, daß bei den vorliegenden Annahmen immerhin eine nennenswerte Unsymmetrie der Spannungen und Ströme auftritt.

B. Das Verhalten der Generatoren bei Kurzschluß.

a) **Dreipoliger Kurzschluß.** Wir hatten in der Einleitung zu diesem Kapitel bereits darauf hingewiesen, daß bei Kurzschluß in der Nähe einer Zentrale die Änderung der induzierten EMK der Maschine, die infolge der Rückwirkung des Kurzschlußstromes auf das Erregerfeld auftritt, berücksichtigt werden muß. Da die Vorgänge in der Maschine für die nachfolgenden Entwicklungen von Wichtigkeit sind, soll an Hand der Abb. 19 das Wesen des Vorganges kurz erläutert werden. Der Anschaulichkeit halber legen wir den Betrachtungen einen Schenkelpol-Generator zugrunde. Seine Erregerwicklungen erzeugen die magnetischen Felder S und N , deren Richtung durch die auf dem Pol eingezeichneten Pfeile angedeutet ist. Dreht sich das Polrad, so wird in der Statorwicklung eine EMK induziert, welche bei geschlossenem äußeren Stromkreis einen Strom erzeugt. Die Phasenlage der EMK steht in fester Beziehung mit der Stellung des Polrades. Sie erreicht immer in denjenigen Spulenseiten ihr Maximum, welche in dem be-

trachteten Augenblick gerade über der Polmitte liegen, da für diese Spulenseiten die Feldänderung ein Maximum ist. Der Statorstrom kann nun mit der induzierten EMK in Phase sein. In den meisten Fällen wird

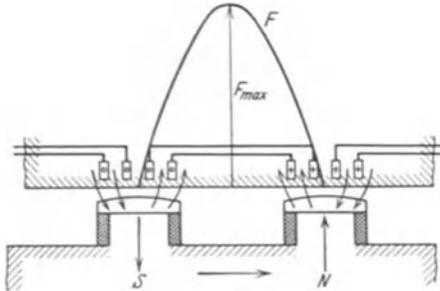


Abb. 19. Synchrongenerator bei ohmscher Belastung.

er gegenüber der EMK eine Phasenverschiebung aufweisen, welche nachteilend oder voreilend sein kann. Daraus geht hervor, daß bei einer Synchronmaschine drei prinzipiell verschiedene Zustände möglich sind, mit welchen wir uns nachstehend noch etwas näher beschäftigen wollen.

1. Der Statorstrom sei in Phase mit der EMK (vgl. Abb. 19). Dann erreicht der Strom seinen Höchstwert, wenn die Spulenseite unter der Mitte des Poles liegt. Die Felderregerkurve F des Statorstromes weist demzufolge ihren Höchstwert über der Polmitte auf. Aus dem in Abb. 19 angedeuteten Verlauf der Feldlinien, welche durch den Statorstrom erzeugt werden, geht hervor, daß die Stärkung der Induktion auf der einen Seite des Poles gleich der Schwächung der Induktion auf der anderen Seite ist, so daß der resultierende Fluß, sofern man von Sättigungserscheinungen absieht, die gleiche Größe wie bei Leerlauf aufweist.

2. Der Ankerstrom eilt der EMK um 90° nach (vgl. Abb. 20). In diesem Falle erreicht der Strom seinen Höchstwert, wenn die betrachteten Spulenseiten in den Polrücken liegen. Die Felderregerkurve des Statorstromes hat ihren Maximalwert über der Polmitte.

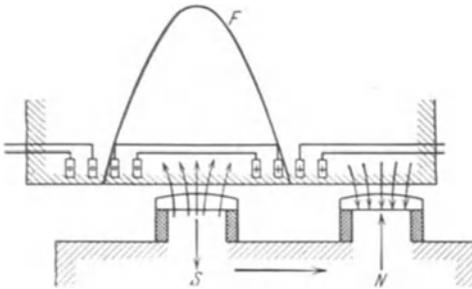


Abb. 20. Synchrongenerator bei induktiver Belastung.

Da die Feldlinien, hervorgerufen durch den Statorstrom, denen des Erregerfeldes entgegengerichtet sind, tritt eine Schwächung des Flusses ein.

3. Der Ankerstrom eilt der EMK um 90° vor (vgl. Abb. 21). Es liegt wieder

das Maximum der Felderregerkurve des Statorstromes über der Mitte des Poles. Da jedoch der Strom gegenüber dem Falle 2 um 180° verschoben ist, sind die Kraftlinien, hervorgerufen durch den Ankerstrom, denen des Erregerfeldes gleichgerichtet, wodurch eine Verstärkung des Flusses auftritt.

Während beim Generator die Phasenverschiebung des Stromes im wesentlichen durch den äußeren Stromkreis bestimmt ist, hängt die

Phasenverschiebung beim Motor von seiner Erregung ab. Da der Motor elektrische Energie aufnimmt, während der Generator elektrische Energie abgibt, ist der Strom im Motor gegenüber dem eines Generators um 180° verschoben. Daraus folgt, daß beim Motor Entmagnetisierung bei voreilem, Feldverstärkung bei nacheilem Strom vorhanden ist.

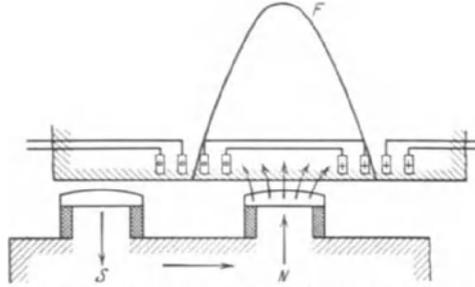


Abb. 21. Synchrongenerator bei kapazitiver Belastung.

Im allgemeinen Falle liegt bei Generatoren die Phasenverschiebung des Stromes zwischen 0 und 90° . Durch das Vorherrschen der Induktivität in den meisten elektrischen Netzen tritt Phasennacheilung des Stromes viel häufiger als Voreilung auf. Die entmagnetisierende Wirkung des Stromes in diesem allgemeinen Falle soll an Hand des Diagramms der Abb. 22 erläutert werden. Der von der Erregerwicklung erzeugte Fluß Φ_e induziert im Stator die EMK E , welche der Leerlaufspannung gleich ist. Überwiegt im Stromkreis die Induktivität, so eilt bei normaler Erregung der Strom I um den Winkel φ_i nach und erzeugt ein Feld Φ_a . Legen wir der Betrachtung einen Turbogenerator zugrunde, bei dem der magnetische Widerstand längs des Umfanges konstant ist, und zerlegen wir Φ_a senkrecht und in Richtung von Φ_e in zwei Komponenten, so erhalten wir den Querfluß Φ_q und den Längsfluß Φ_l . Sie erzeugen die senkrecht dazu liegenden, um 90° nacheilenden EMK E_q und E_l . Der resultierende Fluß ist: $\Phi_r = \Phi_e + \Phi_a$. Ihm entspricht die bei Belastung tatsächlich vorhandene EMK E' . Das Streufeld, das in Phase mit I ist, erzeugt die EMK E_s , die senkrecht zu Φ_s und um 90° nacheilend einzutragen ist. Zieht man den Ohmschen Spannungsverlust ($-IR$) ab, so erhält man die Klemmenspannung U , die dem Strom I um den Winkel φ voreilt.

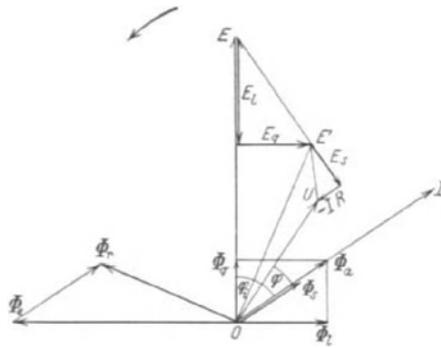


Abb. 22. Spannungsdiagramm eines Synchrongenerators.

Bei Maschinen mit ausgeprägten Polen steht infolge des verschiedenen magnetischen Widerstandes für den Quer- und Längsfluß die Resultierende aus E_l und E_q im allgemeinen nicht mehr senkrecht zu I . Es ist daher nicht mehr möglich, Φ_a zu zerlegen, sondern man muß von der Felderregung, d. h. vom Strom I selbst ausgehen und ihn in den

Wirkstrom I_w senkrecht zu Φ_e und in den Blindstrom I_b in Richtung von Φ_e aufteilen. Aus der Felderregung ergeben sich dann entsprechend den zugehörigen magnetischen Widerständen die Flüsse Φ_q und Φ_l . Der Aufbau des Diagramms bleibt im übrigen der gleiche.

Aus diesem Überblick ziehen wir folgende für die weiteren Entwicklungen wichtigen Schlußfolgerungen. Bei Kurzschluß wirkt nicht etwa der Gesamtstrom entmagnetisierend, sondern nur der Blindstrom. In Netzen mit stark induktiver Belastung herrscht im allgemeinen bei Kurzschluß der Blindstrom so stark vor, daß seine Größe nur unwesentlich von dem Gesamtkurzschlußstrom abweicht. Nur in diesem Falle kann der Gesamtkurzschlußstrom als entmagnetisierender Strom in die Berechnung eingeführt werden.

Bei voreilendem Strom, wie er z. B. beim Betrieb leerlaufender Höchstspannungsnetze auftreten kann, ist nur eine geringe Erregung der Maschine erforderlich, um die volle Klemmenspannung zu erzeugen, da, wie Abb. 21 zeigt, durch den Statorstrom die Erregung verstärkt wird. Tritt in einem derartigen leerlaufenden Netz ein Kurzschluß auf, so wird dadurch die Netzkapazität überbrückt und damit praktisch wirkungslos. Es entsteht ein Kurzschlußstromkreis, in dem der Strom der EMK um annähernd 90° nacheilen wird und daher in seiner vollen Stärke entmagnetisiert. Da die Maschine an sich schon sehr schwach erregt war, wird nun ihre resultierende Erregung außerordentlich klein. Dies hat zur Folge, daß auch der auftretende Kurzschlußstrom sehr klein ist und im allgemeinen weit unter dem Nennstrom liegt. Damit wird auch die eingangs erwähnte Behauptung verständlich, daß in ausgedehnten Höchstspannungsnetzen der Kurzschlußstrom sogar kleiner sein kann als der Leerlaufstrom.

Wir gehen nun dazu über, den Kurzschlußstrom in Abhängigkeit von der Erregung und der Netzimpedanz zu berechnen. Dabei setzen

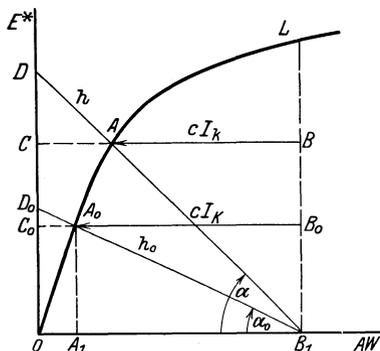


Abb. 23. Leerlaufcharakteristik zur graphischen Bestimmung des Kurzschlußstromes.

wir zunächst voraus, daß der Widerstand im Stromkreis klein sei gegen die Induktivität, eine Annahme, die bei Freileitungsnetzen immer zulässig ist. Der Kurzschlußstrom ist dann im wesentlichen Blindstrom und wirkt in seiner vollen Stärke entmagnetisierend. Im folgenden bedeutet E^* die induzierte EMK pro Phase, U^* die Klemmenspannung pro Phase, I_n den Nennstrom, I_K den dreipoligen Klemmenkurzschlußstrom, I_k den Kurzschlußstrom, falls die Kurzschlußstelle im Netz liegt, x_s die Streureaktanz des

Generators pro Phase, x_n die Netzreaktanzen pro Phase. In Abb. 23 sind als Abszisse die Erreger-Amperewindungen AW aufgetragen; als Ordinate die induzierte EMK E^* .

Die Kurve L stellt die Leerlaufcharakteristik des Generators dar. Wir berechnen den Spannungsabfall bei Klemmenkurzschluß:

$$I_K x_s = OC_0 \quad (33)$$

und tragen diesen Wert auf der Ordinatenachse ab. Die gleiche Größe muß die induzierte EMK E^* pro Phase aufweisen, da sie immer gleich dem Spannungsabfall sein muß. Wir bestimmen den Schnitt der Horizontalen durch C_0 mit der Leerlaufcharakteristik L und erhalten so den Punkt A_0 . Bedeutet die Strecke OB_1 die Erregung, so ist die resultierende Erregung bei Kurzschluß gleich OA_1 ; $A_1B_1 = A_0B_0$ stellt die Ankerrückwirkung dar, sie ist nach Abb. 22 proportional dem Strom und kann somit als Maß für den Strom dienen. Zieht man durch B_1 und A_0 eine Gerade h_0 , so läßt sich A_1A_0 wie folgt darstellen:

$$A_1A_0 = cI_K \operatorname{tg} \alpha_0 = I_K x_s, \quad (34)$$

somit
$$c \operatorname{tg} \alpha_0 = x_s. \quad (35)$$

Der Achsenabschnitt OD_0 auf der Ordinatenachse kann als Maß für die Streureaktanz x_s dienen, denn es ist

$$OD_0 = OB_1 \operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{OB_1}{c} x_s, \quad (36)$$

d. h. solange die Erregung, die durch die Strecke OB_1 gegeben ist, konstant bleibt, ist OD_0 proportional der Streureaktanz x_s . Handelt es sich nicht um einen Klemmenkurzschluß, sondern um einen Kurzschluß im Netz, so liegt in Reihe mit der Streureaktanz x_s noch die Netzreaktanz x_n . Es ist dann:

$$c \cdot \operatorname{tg} \alpha = x_s + x_n \quad (37)$$

und die Charakteristik des Stromkreises ist gegeben durch die Gerade h , welche unter dem Winkel α durch den Punkt B_1 zu ziehen ist. h schneidet L in dem Punkt A . Die Strecke AB wird proportional dem Kurzschlußstrom I_K , während der Achsenabschnitt OD auf der Ordinatenachse ein Maß für die Gesamtreaktanz $x_s + x_n$ darstellt. Aus dieser Betrachtung folgt, daß man bei gegebener Leerlaufcharakteristik und gegebener Erregung, falls Maschinen- und Netzreaktanz bekannt sind, den Kurzschlußstrom in einfacher Weise graphisch ermitteln kann¹. Man sieht vor allem, daß der Kurzschlußstrom in hohem Maße von der eingestellten Erregung abhängig ist. Wir hatten bereits in der Einleitung zu diesem Kapitel darauf hingewiesen, daß für den Fehlerstromschutz die Kenntnis des maximalen und minimalen Kurzschlußstromes erforderlich ist. Die bis jetzt bekannt gewordenen Formeln zur Berechnung des Kurzschlußstromes gründen sich immer auf die Annahme, daß die Maschinen voll erregt sind, wobei meistens nicht einmal angegeben wird, auf welche Phasenverschiebung die Vollasterregung zu beziehen ist. Es ist mit den bisherigen Formeln daher nicht möglich, die Größe des minimalen Kurzschlußstromes zu berechnen, d. h. des Kurzschlußstromes, der sich bei schwacher Erregung der Maschinen

¹ Rüdemberg: Kurzschlußströme beim Betrieb von Großkraftwerken, Berlin: Julius Springer. 1925.

ergibt¹. Unsere Aufgabe besteht deshalb darin, einfache Formeln zur Berechnung des Kurzschlußstromes zu entwickeln, in denen die Größe der Erregung berücksichtigt ist. Der Einfluß der Größe der Erregung

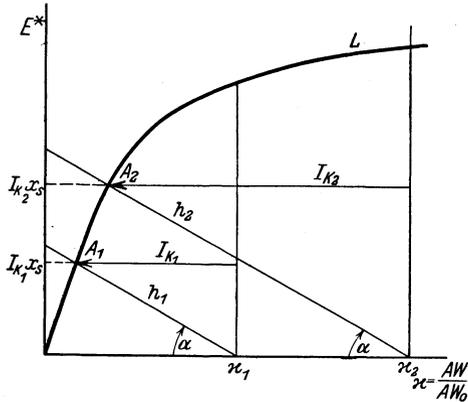


Abb. 24. Einfluß der Erregung auf die Größe des Kurzschlußstromes.

auf den Kurzschlußstrom soll an Hand der Abb. 24 erläutert werden. Diese enthält wieder die Leerlaufcharakteristik einer Maschine, jedoch ist der Maßstab etwas geändert. Als Abszisse ist nicht mehr der absolute Betrag des Erregerstromes aufgetragen, sondern das Verhältnis der wirklichen Erregung zur Erregung bei Leerlauf und Nennspannung. Das Erregungsverhältnis κ hat daher für Leerlauf den Wert 1, während bei Vollast und $\cos \varphi = 0,8$ das Erregungsverhältnis, je nach Art der Maschine 2 bis 3 beträgt.

Wir nehmen zunächst an, es sei eine Erregung κ_1 eingestellt. Der zugehörige Klemmenkurzschlußstrom betrage I_{K_1} . Trägt man analog auf der Ordinatenachse den Wert $I_{K_1} x_s$ ab und zieht man durch diesen Punkt eine Parallele zur Abszissenachse, so erhält man als Schnittpunkt mit L den Punkt A_1 . Verbindet man κ_1 mit A_1 , so erhält man die Charakteristik h_1 . Vergrößert man die Erregung, so wird auch der Kurzschlußstrom ansteigen. Sein neuer Wert sei I_{K_2} . Wir tragen wieder entsprechend $I_{K_2} x_s$ auf der Ordinatenachse ab und erhalten mittels der gleichen Konstruktion den Punkt A_2 . Da die Streuung x_s gleich geblieben ist, hat auch der Winkel α seinen Wert beibehalten. Die neue Charakteristik h_2 verläuft somit parallel zu h_1 und muß durch den Punkt A_2 gehen. Der Schnittpunkt von h_2 mit der Abszissenachse ergibt die zum Strom I_{K_2} gehörige Erregung κ_2 . Solange man die Charakteristik L der Maschine als Gerade ansehen darf, d. h. solange OA_2 nicht wesentlich von einer Geraden abweicht, gilt:

$$\frac{I_{K_2} x_s}{I_{K_1} x_s} = \frac{OA_2}{OA_1} = \frac{\kappa_2}{\kappa_1}, \quad (38)$$

¹ Inzwischen ist vom Verband Deutscher Elektrotechniker eine Berechnungsmethode veröffentlicht worden (ETZ 1929, S. 242), welche die genaue Bestimmung des Kurzschlußstromes gestattet. Während ich bei meinen Überlegungen die Streureaktanz der Maschine, welche nur in den seltensten Fällen bekannt ist, durch Einführung des in relativ engen Grenzen liegenden Kurzschlußstromes bei Leerlaufenerregung umgangen habe, ist bei der VDE-Methode die „relative Kurzschlußentfernung“ zu bestimmen, bei der die Streureaktanz im Nenner vorkommt und somit von vornherein bekannt sein muß. Insbesondere dürfte für Selektivschutzprobleme die vorliegende Berechnungsmethode bequemer sein, da sie weniger Bestimmungsstücke verlangt.

d. h. die Erregungsverhältnisse verhalten sich wie die Kurzschlußströme. Dies gilt jedoch, wie ausdrücklich hervorgehoben werden soll, nur solange die Charakteristik als Gerade angesehen werden darf. Bedeutet speziell κ_0 das Erregungsverhältnis bei Leerlauf und Nennspannung, I_{K_0} den entsprechenden Kurzschlußstrom, κ das Erregungsverhältnis bei bestimmter Belastung, z. B. bei Vollast und I_K den zugehörigen Klemmenkurzschlußstrom, so ist:

$$\frac{I_{K_0}}{I_K} = \frac{\frac{I_{K_0}}{I_n}}{\frac{I_K}{I_n}} = \frac{m_0}{m} = \frac{\kappa_0}{\kappa}, \quad (39)$$

woraus folgt, daß

$$m = m_0 \frac{\kappa}{\kappa_0} \quad (40)$$

ist.

Setzt man schließlich, wie wir im folgenden dies tun werden, $\kappa_0 = 1$, so erhält man:

$$m = m_0 \kappa, \quad (41)$$

d. h. der Kurzschlußfaktor m ist proportional dem Erregungsverhältnis κ , wobei die Proportionalitätskonstante gleich dem Kurzschlußfaktor m_0 bei Leerlauf ist.

Wir versuchen nun, den Kurzschlußstrom in Analogie zu der graphischen Konstruktion, wie sie an Hand der Abb. 23 erläutert wurde, analytisch zu berechnen. Vergleicht man eine große Zahl von Maschinen älterer und neuerer Bauart, so findet man eine überraschend gute Übereinstimmung ihrer Leerlaufcharakteristiken, sofern man den Leerlaufpunkt zusammenfallen läßt und auf gleichen relativen Maßstab reduziert.

Die Mittelwertskurve aus 25 Maschinen der Firmen SSW, AEG, BBC, Bergmann und MFO zeigt Abb. 25¹. Wir ersetzen nun diese Kurve in ihrem unteren Bereich durch eine möglichst einfach definierte Gerade g_1 , und zwar sei g_1 gegeben durch

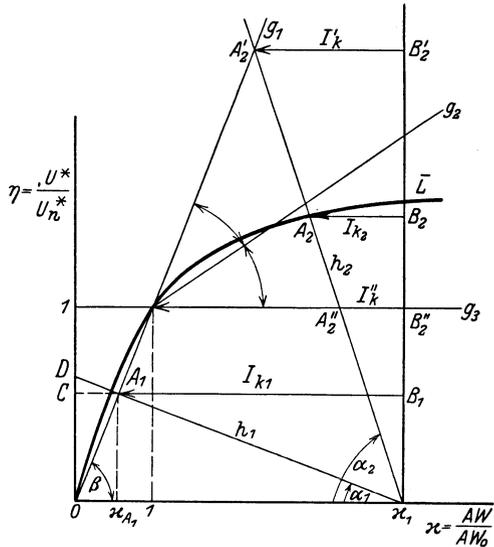


Abb. 25. Normal-Leerlaufcharakteristik.

die Koordinaten 0; 0—1; 1. Die Netz-

¹ Die von mir durchgeführte Mittelwertsbildung ergab für den unteren Teil der Magnetisierungskurve einen etwas flacheren Anstieg als bei der Normalcharakteristik des VDE und paßt sich daher noch genauer dem Verlauf der Geraden g_1 in Abb. 25 an.

charakteristik wird dargestellt durch die Gerade h_1 , welche durch die Erregung \varkappa_1 und die Neigung α_1 definiert ist. Unsere Aufgabe besteht nun darin, die Strecke A_1B_1 zu berechnen. Sie ist im wesentlichen gelöst, wenn wir die Abszisse des Schnittpunkts A_1 von h_1 und \bar{L} kennen. Aus Abb. 25 lassen sich folgende Beziehungen ablesen:

$$\operatorname{tg} \beta = 1, \quad (42)$$

$$\eta = \frac{U^*}{U_n^*} = \operatorname{tg} \beta \cdot \varkappa = \varkappa, \quad (43)$$

$$\eta = \operatorname{tg} \alpha (\varkappa_1 - \varkappa). \quad (44)$$

Eliminiert man aus (43) und (44) die Größe η , so erhält man die gesuchte Abszisse \varkappa_{A_1} von A_1 :

$$\varkappa_{A_1} = \frac{\varkappa_1 \operatorname{tg} \alpha}{1 + \operatorname{tg} \alpha}, \quad (45)$$

die Strecke A_1B_1 wird:

$$A_1B_1 = \varkappa_1 - \varkappa_{A_1} = \frac{\varkappa_1}{1 + \operatorname{tg} \alpha}, \quad (46)$$

für $\operatorname{tg} \alpha$ erhält man (vgl. Abb. 25):

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{OC}{\varkappa_1 - \varkappa_{A_1}} = \frac{\eta}{\varkappa_1 - \varkappa_{A_1}} = \frac{I_k (x_s + x_n)}{U_n^*}. \quad (47)$$

Wir haben vorhin gesehen, daß der Kurzschlußstrom proportional der Ankerrückwirkung $\varkappa_1 - \varkappa_{A_1}$ ist. Setzt man daher $I_k = c_1 (\varkappa_1 - \varkappa_{A_1})$, so erhält man mit (47)

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{x_s + x_n}{\frac{U_n^*}{c_1}} \quad (48)$$

und mit (46)

$$I_k = \frac{c_1 \varkappa_1}{1 + \operatorname{tg} \alpha} = \frac{\varkappa_1 U_n^*}{\frac{U_n^*}{c_1} + x_s + x_n} = \frac{\varkappa_1 U_n^*}{x_a + x_s + x_n}. \quad (49)$$

In (49) bedeutet x_a die der Ankerrückwirkung entsprechende Reaktanz, x_s die Streureaktanz und x_n die Netzreaktanz.

Um die Proportionalitätskonstante c_1 bzw. x_a zu bestimmen, nehmen wir an, es sei der Klemmenkurzschlußstrom I_{K_0} bei Leerläuferregung $\varkappa = 1$ bekannt, dann wird aus (49), da $x_n = 0$:

$$I_{K_0} = m_0 I_n = \frac{U_n^*}{\frac{U_n^*}{c_1} + x_s} = \frac{U_n^*}{x_0}, \quad (50)$$

woraus folgt:

$$x_0 = \frac{U_n^*}{I_{K_0}} = \frac{U_n^*}{m_0 I_n} = \frac{U_n^*}{c_1} + x_s = x_a + x_s. \quad (51)$$

Mit (49) erhält man, wenn man statt κ_1 allgemein κ setzt und durch den Index (III) andeutet, daß es sich um dreipoligen Kurzschluß handelt:

$$I_k^{\text{III}} = \frac{\kappa U_n^*}{x_0^{\text{III}} + x_n}. \quad (52)$$

Ist die Netzreaktanz x_n sehr groß (vgl. die Netzcharakteristik h_2 Abb. 25), so liegt der Schnittpunkt A_2 von h_2 und \bar{L} bereits auf dem gesättigten Teil der Magnetisierungskurve. Würde man diesen Fall noch nach (52) rechnen, so erhalte man zu große Werte für den Kurzschlußstrom, wie dies aus Abb. 25 klar hervorgeht. Man könnte nun daran denken, eine zweite Gerade einzuführen, z. B. die Winkelhalbierende g_2 von g_1 und g_3 und dafür die gleiche Rechnung durchzuführen.

Es zeigt sich, daß man dann eine ähnliche Formel wie (52) erhält, die jedoch unschöne Zahlenfaktoren enthält. Wir schlagen daher einen anderen Weg ein. Ein Blick auf Abb. 25 zeigt, daß der richtige Strom $I_{k_2} = c \cdot (A_2 B_2)$ sehr angenähert gleich dem arithmetischen Mittel aus

$$I'_k = c_1 (A'_2 B'_2)$$

und

$$I''_k = c_1 (A''_2 B''_2)$$

ist, d. h.

$$I_{k_2} \approx \frac{1}{2} (I'_k + I''_k). \quad (53)$$

I'_k ist gegeben durch (52), während wir für I''_k mit (48) erhalten:

$$I''_k = c_1 (A''_2 B''_2) = \frac{c_1 \cdot 1}{\text{tg } \alpha_2} = \frac{U_n^*}{x_s + x_n}, \quad (54)$$

somit wird:

$$I_k^{\text{III}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_0^{\text{III}} + x_n} + \frac{1}{x_s + x_n} \right) U_n^*. \quad (55)$$

Zum Schluß müssen wir noch eine Betrachtung über den jeweiligen Geltungsbereich von (52) und (55) anstellen. Die beiden Formeln ergeben den gleichen Wert für I_k , wenn:

$$\eta = \frac{I_k (x_s + x_n)}{U_n^*} = 1. \quad (56)$$

Setzt man daher aus (52) oder (55) den Wert für I_k ein, so erhält man folgende Bedingungsgleichung:

$$\kappa = \frac{x_0 + x_n}{x_s + x_n},$$

nun läßt sich setzen:

$$\kappa = \frac{(x_0 - x_s) + (x_s + x_n)}{x_s + x_n},$$

was ausgerechnet ergibt:

$$\frac{x_0 - x_s}{x_n + x_s} = \frac{x_n}{x_n + x_s} = \kappa - 1; \quad (57)$$

damit lauten die Gültigkeitsregeln:

$$\begin{aligned} \text{Für } \frac{x_0 - x_s}{x_n + x_s} > \kappa - 1 \text{ gilt (52),} \\ \text{für } \frac{x_0 - x_s}{x_n + x_s} < \kappa - 1 \text{ gilt (55).} \end{aligned} \quad (58)$$

Die Formel (55) hat insofern einen Schönheitsfehler, als die Streureaktanz x_s der Generatoren bei der Projektierung eines Überstromschutzes im allgemeinen nicht bekannt ist. Unter der Annahme, daß die Streuspannung $I_n x_s = \varepsilon$, 12 . . . 20% beträgt und κ für Schenkelpolläufer kleiner als 2,2 ist, kann in (55) x_s unbedenklich = 0 gesetzt werden; dann erhält man die vereinfachte Formel:

$$I_k^{\text{III}} = \left(\frac{\kappa}{x_0^{\text{III}} + x_n} + \frac{1}{x_n} \right) \frac{U_n^*}{2} \quad (59)$$

und die Gültigkeitsregeln lauten:

$$\begin{aligned} \text{Für } \frac{x_0}{x_n} > \kappa - 1 \text{ gilt (52),} \\ \text{für } \frac{x_0}{x_n} < \kappa - 1 \text{ gilt (59).} \end{aligned} \quad (60)$$

Diese Vereinfachung hat zur Folge, daß für $\kappa > 2$ der Kurzschlußstrom bis zu 15% zu groß wird. Andererseits kommt man aber mit einem Minimum von Angaben aus und der Geltungsbereich von (52) wird erweitert, was zur Vereinfachung der Rechnung beiträgt. Im Zweifelsfalle kann immer auf (55) und (58) zurückgegriffen werden.

b) Zweipoliger Kurzschluß. Nach Abschnitt A des zweiten Kapitels können wir wieder mit den Reaktanzen pro Phase rechnen, wenn an Stelle der Sternspannung U^* die halbe verkettete Spannung $\frac{U}{2}$ gesetzt wird. Wir ändern deshalb in Abb. 25 den Ordinatenmaßstab von $\frac{U^*}{U_n^*}$ in $\frac{U/2}{U_n/2} = \frac{U}{U_n}$. Es ist dann bei Leerläuferregung $\kappa = \kappa_0 = 1$, $\frac{U}{U_n} = 1$. Die Ersatzcharakteristik g_1 bleibt in ihrer bisherigen Lage, so daß der ganze Rechnungsgang bis zur Bestimmung von $\text{tg } \alpha$ sich wiederholt.

Für $\text{tg } \alpha$ erhalten wir jetzt:

$$\text{tg } \alpha = \frac{x_s + x_n}{\frac{U_n}{2c_2}} = \frac{x_s + x_n}{x_a^{\text{II}}} \quad (61)$$

und damit in Analogie zu (52):

$$I_k^{\text{II}} = \frac{\kappa}{(x_a^{\text{II}} + x_s) + x_n} \cdot \frac{U_n}{2} \quad (62)$$

definieren wir

$$x_o^{\text{II}} = x_a^{\text{II}} + x_s = \frac{U_n}{I_{K_o}^{\text{II}}} = \frac{U_n}{m_0^{\text{II}} I_n}, \quad (63)$$

so ergibt sich schließlich:

$$I_k^{\text{II}} = \frac{\varkappa}{x_0^{\text{II}} + x_n} \cdot \frac{U_n}{2}, \quad (64)$$

wobei

$$x_0^{\text{II}} = \frac{U_n}{2 m_0^{\text{II}} I_n},$$

ganz analog erhält man für (55)

$$I_k^{\text{II}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\varkappa}{x_0^{\text{II}} + x_n} + \frac{1}{x_s + x_n} \right) \frac{U_n}{2}, \quad (65)$$

die Gültigkeitsregel lautet:

$$\frac{x_0^{\text{II}} - x_s}{x_n + x_s} \leq \varkappa - 1. \quad (66)$$

Auch in diesem Falle läßt sich unter den erwähnten Bedingungen die Vereinfachung $x_s = 0$ einführen. Der Fehler wird jedoch im allgemeinen etwas größer.

Damit erhalten wir nachstehende Gleichung:

$$I_k^{\text{II}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\varkappa}{x_0^{\text{II}} + x_n} + \frac{1}{x_n} \right) \frac{U_n}{2}, \quad (67)$$

und die Gültigkeitsregel lautet:

$$\begin{aligned} \text{Für } \frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} > \varkappa - 1 \text{ gilt (64),} \\ \text{für } \frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} < \varkappa - 1 \text{ gilt (67).} \end{aligned} \quad (68)$$

Vorschrift zur Berechnung des drei- und zweipoligen Kurzschlußstromes.

Es bedeutet:

- U_n verkettete Nennspannung in V,
- I_n Nennstrom in A,
- I_k^{III} Kurzschlußstrom in A bei dreipoligem Kurzschluß,
- I_k^{II} Kurzschlußstrom in A bei zweipoligem Kurzschluß,
- x_n Netzreaktanz in Ω pro Phase,
- x_0^{III} Leerlaufreaktanz der Maschine (dreipoliger Kurzschluß),
- x_0^{II} Leerlaufreaktanz der Maschine (zweipoliger Kurzschluß),
- m_0^{III} Kurzschlußfaktor bei Leerlauferregung (dreipoliger Kurzschluß),
- m_0^{II} Kurzschlußfaktor bei Leerlauferregung (zweipoliger Kurzschluß),
- \varkappa Erregungsverhältnis $\frac{AW}{AW_0}$, wobei AW_0 die Leerlauferregung darstellt.

Der Kurzschlußstrom berechnet sich nach den Formeln (a) und (b).

Dreipoliger Kurzschluß.

Zweipoliger Kurzschluß.

$$(a^{\text{III}}) I_k^{\text{III}} = \frac{\kappa}{(x_0^{\text{III}} + x_n)} \frac{U_n}{\sqrt{3}}$$

$$(a^{\text{II}}) I_k^{\text{II}} = \frac{\kappa}{x_0^{\text{II}} + x_n} \cdot \frac{U_n}{2},$$

$$(b^{\text{III}}) I_k^{\text{III}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_0^{\text{III}} + x_n} + \frac{1}{x_n} \right) \frac{U_n}{\sqrt{3}}$$

$$(b^{\text{II}}) I_k^{\text{II}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_0^{\text{II}} + x_n} + \frac{1}{x_n} \right) \frac{U_n}{2},$$

$$(c^{\text{III}}) x_0^{\text{III}} = \frac{U_n}{\sqrt{3} m_0^{\text{III}} I_n}$$

$$(c^{\text{II}}) x_0^{\text{II}} = \frac{U_n}{2 m_0^{\text{II}} I_n}$$

Die Formeln (a) gelten, wenn:

$$\frac{x_0^{\text{III}}}{x_n} \text{ bzw. } \frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} > \kappa - 1.$$

Die Formeln (b) gelten, wenn:

$$\frac{x_0^{\text{III}}}{x_n} \text{ bzw. } \frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} < \kappa - 1.$$

Einfacher erfolgt die Entscheidung, ob (a) oder (b) anzuwenden ist, mit Hilfe der Abb. 26.

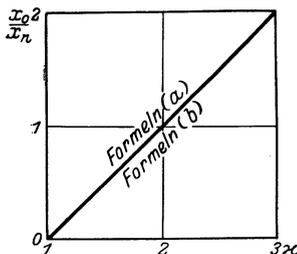


Abb. 26. Gültigkeitsbereiche der Formeln (a) und (b).

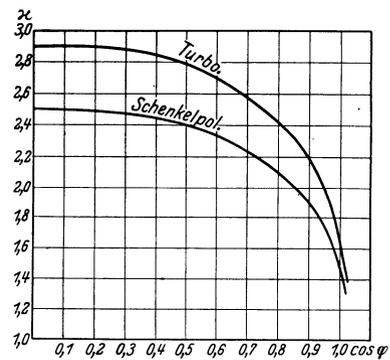


Abb. 27. Zusammenhang zwischen Erregungsverhältnis und Phasenverschiebung des Netzes bei Vollast.

Der Kurzschlußfaktor bei Leerlauf m_0 ist im allgemeinen für jede Maschine bekannt. Als Mittelwerte sind anzusehen für:

Turbogeneratoren: $m_0^{\text{III}} = 0,7$; $m_0^{\text{II}} = 1,05$.

Schenkelpolgeneratoren: $m_0^{\text{III}} = 0,95 \dots 1,2$; $m_0^{\text{II}} = 1,4 \dots 1,8$. (69)

Bei Schenkelpolgeneratoren gelten die kleineren Werte von m_0 für moderne, die größeren für ältere Maschinen.

Der Kurzschlußfaktor bei bestimmtem Erregungsverhältnis ist:

$$m^{\text{III}} = m_0^{\text{III}} \kappa,$$

ferner gilt

(70)

im Mittel:

$$m_0^{\text{II}} = 1,5 m_0^{\text{III}}.$$

Bei Vollast hängt κ wie folgt vom $\cos \varphi$ des Netzes vor Eintritt des Kurzschlusses ab (s. Zahlentafel 1 und Abb. 27).

Zahlentafel 1.

	$\cos \varphi$	0,0	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
Turbogenerator	κ	2,9	2,8	2,7	2,6	2,4	2,2	1,6
Schenkelpolgenerator	κ	2,5	2,4	2,3	2,2	2,1	1,9	1,5

Rechnungsgang.

Gegeben: U_n, I_n, κ und die Netzdaten. Wenn m_0 und κ nicht bekannt, Werte aus (69) und Zahlentafel 1 entnehmen.

Zu berechnen:

1. Die Netzreaktanz x_n pro Phase.

Dreipoliger Kurzschluß.

Zweipoliger Kurzschluß.

2. Die Leerlaufreaktanz x_0^{III}
nach (c^{III})

$$x_0^{II}$$

nach (c^{II})

3. Das Verhältnis $\frac{x_0^{III}}{x_n}$, um nach Abb. 26 zu entscheiden, ob Formel (a) oder (b) anzuwenden ist.

$$\frac{x_0^{II}}{x_n}$$

4. Der Kurzschlußstrom I_k^{III} nach (a) bzw. (b).

$$I_k^{II}$$

Bei der Berechnung ist zu beachten, daß unter Umständen der dreipolige Kurzschlußstrom nach Formel (a^{III}) , der zweipolige nach Formel (b^{II}) berechnet werden muß.

Es ist daher in jedem Falle das Verhältnis $\frac{x_0^{III}}{x_n}$ und $\frac{x_0^{II}}{x_n}$ zu ermitteln.

c) Kurzschlußstromberechnung unter Berücksichtigung des Leitungswiderstandes. Wir bezeichnen als Impedanz z des Stromkreises die Größe $z = \sqrt{r_n^2 + (x_s + x_n)^2}$. Wie Abb. 28 zeigt, muß $I_k z = E$ sein. Wir tragen daher in Analogie zur Abb. 25 auf der Ordinatenachse der Abb. 29 die Größe $OC = I_k z / U_n^*$ ab und ziehen durch den Punkt C eine Parallele zur Abszissenachse. Der Schnittpunkt mit der Leerlaufcharakteristik \bar{L} gibt den Punkt A . Stellt κ_1 das eingestellte Erregungsverhältnis dar, so muß in Annäherung die Strecke AB proportional dem Blindstrom sein, denn nur dieser wirkt entmagnetisierend. Somit ist:

$$c(AB) = I_b = I_k \sin \varphi_k = c(\kappa_1 - \kappa_A) \tag{71}$$

und entsprechend (49):

$$I_b = \frac{c\kappa_1}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \tag{72}$$

Aus Abb. 28 folgt:

$$\sin \varphi_k = \frac{x_s + x_n}{z}; \quad \operatorname{tg} \varphi_k = \frac{x_s + x_n}{r_n}.$$

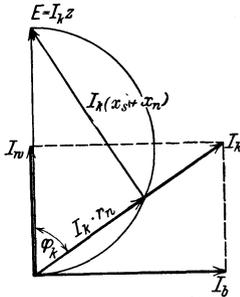


Abb. 28. Spannungsdiaagramm einer Leitung unter Berücksichtigung des Ohmschen Widerstandes.

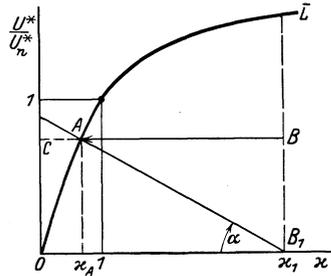


Abb. 29. Leerlaufcharakteristik zur Bestimmung der entmagnetisierenden Wirkung des Blindstromes.

Für $\operatorname{tg} \alpha$ erhalten wir aus Abb. 29:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{I_k z}{U_n^* \kappa_A}, \quad (73)$$

woraus mit (71) wird:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{I_k z}{U_n^* \frac{I_b}{c}} = \frac{z}{\frac{U_n^*}{c} \sin \varphi_k}; \quad (74)$$

zusammen mit (72) erhält man:

$$I_b = \frac{c \kappa_1}{1 + \frac{U_n^*}{c} \sin \varphi_k} = \frac{\kappa_1 U_n^*}{\frac{c}{\sin \varphi_k} + z}. \quad (75)$$

Da nach (51) $\frac{U_n^*}{c} = x_a$, wird der Kurzschlußstrom

$$I_k = \frac{I_b}{\sin \varphi_k} = \frac{\kappa U_n^*}{x_a \sin \varphi_k + z} = \frac{\kappa U_n^*}{x_a \sin \varphi_k + \sqrt{r_n^2 + (x_s + x_n)^2}}. \quad (76)$$

Setzt man wieder als Annäherung $x_n \gg x_s$, so wird:

$$I_k^{\text{III}} = \frac{\kappa U_n^*}{x_0^{\text{III}} \sin \varphi_k + \sqrt{r_n^2 + x_n^2}}. \quad (77)$$

Entsprechend erhält man für den zweipoligen Kurzschluß:

$$I_k^{\text{II}} = \frac{\kappa U_n}{2(x_0^{\text{II}} \sin \varphi_k + \sqrt{r_n^2 + x_n^2})}. \quad (78)$$

Die Formeln (77), (78) sind anzuwenden, wenn der Widerstand des gesamten Strompfades pro Phase größer ist als die Reaktanz, d. h.:

$$r_n > x_s + x_n. \quad (79)$$

Bei 20% Streureaktanz erhält man somit folgende Beziehung:

$$r > 0,2 \frac{U_n^*}{I_n} + x_n. \tag{80}$$

Die Formeln (77) und (78) sind gültig für:

$$\frac{x_a \sin \varphi_k}{z} > \kappa - 1. \tag{81}$$

Der Vollständigkeit halber sollen noch die Formeln angegeben werden, wenn

$$\frac{x_a \sin \varphi_k}{z} < \kappa - 1$$

$$I_k^{III} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_a^{III} \sin \varphi_k + z_n} + \frac{1}{z_n} \right) \frac{U}{\sqrt{3}}. \tag{82}$$

$$I_k^{II} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_a^{II} \sin \varphi_k + z_n} = \frac{1}{z_n} \right) \frac{U}{2}. \tag{83}$$

Die Durchrechnung einer großen Zahl von praktischen Beispielen zeigt, daß die Berücksichtigung des Ohmschen Widerstandes nur in seltensten Fällen notwendig ist. Auch bei ausgesprochenen Kabelnetzen ist der Ohmsche Widerstand im allgemeinen immer kleiner als die Streureaktanz der Maschine.

d) Ableitung eines Nomogramms zur Berechnung des Kurzschlußstromes. Die Berechnung des Kurzschlußstromes mit Hilfe der Formeln (a) und (b) S. 38 ist zwar sehr einfach, jedoch könnte dagegen der Einwand erhoben werden, daß

bei Nichtbeachtung des Gültigkeitsbereichs der beiden Formeln Fehler entstehen können. Um diesem Einwand zu begegnen, soll nachstehend gezeigt werden, daß man die Berechnung auch mit Hilfe eines Nomogramms durchführen kann, welches sowohl für den geradlinigen als auch den gekrümmten Teil der Magnetisierungskurve Gültigkeit hat. Die Berechnung mit Hilfe dieses Nomogramms gestaltet sich außerordentlich einfach. Ihre Genauigkeit ist, wenn man von den Strömen, welche nur einen Bruchteil

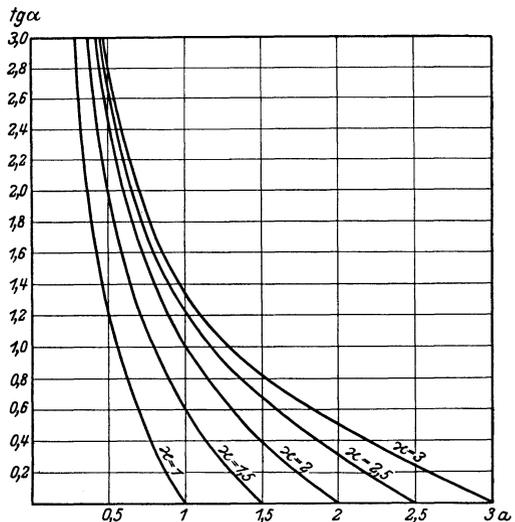


Abb. 30. Zusammenhang zwischen Reaktanz, Erregung und Kurzschlußstrom.

des Leerlaufkurzschlußstromes betragen, absieht, praktisch so groß, wie bei graphischer Ermittlung des Kurzschlußstromes. Wir legen der Betrachtung wieder die Normalcharakteristik gemäß Abb. 25 zugrunde.

Der Kurzschlußstrom ist dann, abgesehen von einem Maßsystemfaktor, nur abhängig von dem Erregungsverhältnis κ und der Reaktanz $x_s + x_n$ des Stromkreises, welche nach (37) proportional $\operatorname{tg} \alpha$ ist, d. h. es besteht folgender funktioneller Zusammenhang:

$$I_k = c \cdot f(\kappa, \operatorname{tg} \alpha). \quad (84)$$

Berechnet man nun z. B. graphisch unter Zugrundelegung der Normalcharakteristik für verschiedene $\operatorname{tg} \alpha$ und κ die Werte von I_k in einem

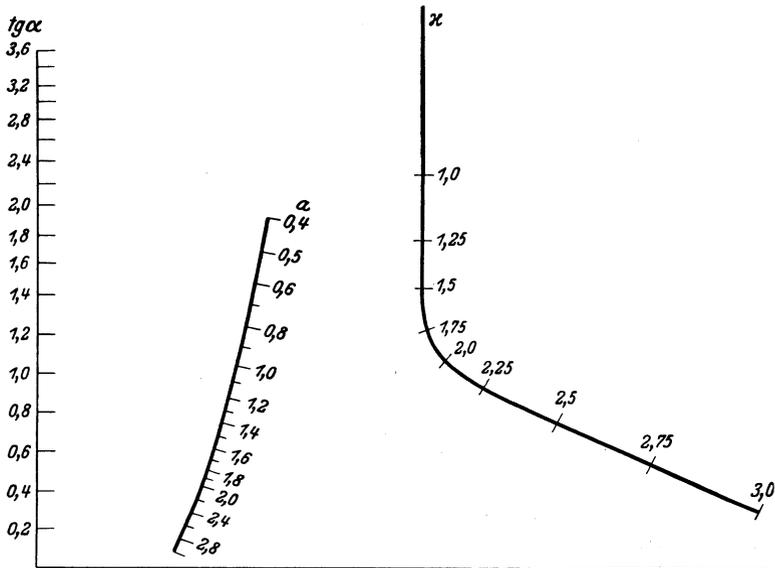


Abb. 31. Nomogramm zur Bestimmung des Kurzschlußstromes.

zunächst beliebigen relativen Maßstab (z. B. $I_k = a \text{ cm}$), so erhält man die Kurvenschar der Abb. 30. Der Hauptsatz der Lehre von den Nomogrammen lautet nun:

Eine Fluchtentafel zwischen drei Variablen läßt sich nur dann ableiten, wenn die Funktion sich durch eine geradlinige Netztafel darstellen läßt¹. Entwickelt man aus Abb. 30, indem man a als Parameter wählt, eine zweite Netztafel, so läßt sich diese durch Änderung des Ordinaten-Maßstabes und Anwendung schiefwinkliger Koordinaten in eine geradlinige überführen, womit das Nomogramm (vgl. Abb. 31) gegeben ist. Um das Nomogramm praktisch anwenden zu können, ist es erforderlich, die Beziehung zwischen der relativen Größe a und dem Kurzschlußstrom I_k zu kennen. Es bestehen folgende Gleichungen:

$$I_k = k \cdot a. \quad (85)$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{I_k (x_s + x_n)}{U_n^*} : a = \frac{k (x_s + x_n)}{U_n^*}. \quad (85)$$

¹ Vgl. z. B. O. Luckey: Nomographie, S. 59. Verlag Teubner.

Bestimmen wir nun in gleicher Weise (am besten graphisch) für Leer-
 laufferregung ($\kappa = 1$) die Größe a_0 in Funktion von $\frac{I_{K_0} x_s}{U_n^*} = \frac{x_s}{x_0}$ (vgl.
 Abb. 32), so ist uns, da wir I_{K_0} , x_s und x_0 als
 bekannt voraussetzen, a_0 und damit k gegeben,
 nämlich:

$$k = \frac{I_{K_0}}{a_0}, \tag{87}$$

wobei a_0 aus Abb. 32 zu entnehmen ist. Dann wird

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{I_{K_0} (x_s + x_n)}{a_0 U_n^*} = \frac{x_s + x_n}{x_0 a_0} = k_0 (x_s + x_n). \tag{88}$$

Die Rechenvorschrift für die Anwendung
 des Nomogramms lautet somit:

Man berechne $x_0 = \frac{U_n^*}{m_0 I_n}$ und damit $\frac{x_s}{x_0}$, ent-
 nehme aus Abb. 32 a_0 und bilde $k_0 = \frac{1}{x_0 a_0}$ und

$k = \frac{I_{K_0}}{a_0}$. Für eine Reaktanz $x_s + x_n$ wird $\operatorname{tg} \alpha = k_0 (x_s + x_n)$. Das
 Nomogramm ergibt für $\operatorname{tg} \alpha$ und κ den Wert a , dann ist

$$I_k = ka. \tag{89}$$

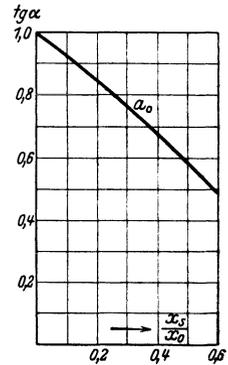


Abb. 32.
 Hilfskurve zur Anwendung
 des Nomogramms.

C. Berechnung des Stoßkurzschlußstromes.

Tritt in einem elektrischen Netz ein Kurzschluß auf, so stellt sich
 der Dauerkurzschlußstrom, dessen Berechnung wir unter A und B ge-
 zeigt haben, erst nach einer bestimmten Zeit ein, die im allgemeinen
 kurz ist gegenüber der Auslöse-
 zeit der Relais. Es genügt daher
 meistens die Kenntnis des Dauerkurzschlußstromes, um die nö-
 tigen Aussagen über das Arbeiten
 der Relais machen zu können.
 Liegt jedoch die Kurzschlußstelle
 nahe beim Generator, so wird es
 besonders im Falle kurzer Aus-
 lösezeit der Relais nötig, den ab-
 klingenden Verlauf vom Stoßkurz-
 schlußstrom auf den Dauerkurz-
 schlußstrom zu berücksichtigen.

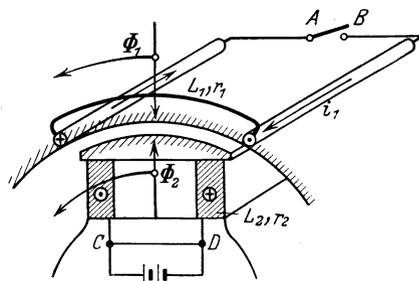


Abb. 33. Kurzgeschlossener Synchrongenerator.

Wir hatten unter B gesehen, daß die wesentlichste Einwirkung des Kurz-
 schlußstromes auf den Generator darin besteht, daß das Erregerfeld
 geschwächt wird. Es ist klar, daß diese Schwächung nicht momentan
 beim Auftreten des Kurzschlusses vor sich geht, sondern daß das er-
 sultierende Feld im Generator allmählich abklingt. Um dies anschau-
 lich zu machen, untersuchen wir an Hand der Abb. 33 kurz den zeit-

lichen Verlauf der Vorgänge in einem Generator nach Eintritt eines Kurzschlusses. Dabei nehmen wir an, daß vor dem Kurzschluß der Generator sich im Leerlaufzustand befindet. Das Erregerfeld induziert in der Statorwicklung 1 eine EMK

$$e_0 = \widehat{E}_0 \sin \omega t. \quad (90)$$

Wird der Statorkreis kurzgeschlossen, so liegt daher zunächst das Problem vor, den Stromverlauf in einem Stromkreis, bestehend aus Widerstand r_1 und Streuinduktivität λ_1 , in dem eine EMK e_0 wirkt, zu bestimmen. Da, wie erwähnt, das Feld Φ_2 nur allmählich abklingt, darf für den Anfang des Vorgangs die Amplitude \widehat{E}_0 von e_0 als konstant angesehen werden. Man erhält dann bekanntlich für den Strom in der Statorwicklung 1

$$i_1 = \widehat{I}_1 \sin(\omega t - \varphi_k) + (\widehat{I}_1 \sin \varphi_k) e^{-\frac{r_1}{\lambda_1} t}. \quad (91)$$

In (91) ist angenommen, daß \widehat{I}_1 gegen \widehat{E}_0 um den Winkel φ_k nacheilt. Der Strom i_1 setzt sich aus einem Wechselstrom mit der konstanten Amplitude \widehat{I}_1 und einem abklingenden Gleichstrom mit dem Höchstwert $\widehat{I} \sin \varphi_k$ zusammen. Das Auftreten des Gleichstromgliedes i_g hängt lediglich vom Moment ab, in dem der Kurzschluß eintritt. Würde $i_w = \widehat{I}_1 \sin(\omega t - \varphi_k)$ in diesem Moment, d. h. zur Zeit $t = 0$ gerade den Wert 0 aufweisen, so wäre φ_k und damit $i_g = 0$. Der andere extreme Fall ist der, daß für $t = 0$ $i_w = \widehat{I}_1$, dies bedingt: $\varphi_k = \frac{\pi}{2}$ und somit $\widehat{I}_1 \sin \varphi_k = \widehat{I}_1$. Analog liegen die Verhältnisse in den Phasen 2 und 3.

Die Wechselstromanteile i_{w_1} , i_{w_2} , i_{w_3} der Statorströme erzeugen ein Drehfeld, das, wie wir unter B gesehen haben, dem Erregerfeld Φ_2 entgegenwirkt, wodurch eine Schwächung des resultierenden Feldes Φ eintritt. Unsere erste Annahme, daß $e_0 = -\frac{d\Phi_2}{dt}$ konstant sei, trifft daher für den weiteren Zeitverlauf nicht mehr zu, sondern das resultierende Feld Φ klingt, da die Differentialgleichungen (98) linear sind, exponentiell ab bis auf den Wert Φ_k , der bei Dauerkurzschlußstrom vorhanden ist.

$$\Phi = (\Phi_2 - \Phi_k) e^{-w_2 t}. \quad (92)$$

Das abklingende Feld Φ schneidet die Statorwicklungen mit der Winkelgeschwindigkeit ω und erzeugt dabei eine EMK

$$E' = -\omega (\Phi_2 - \Phi_k) e^{-w_2 t}. \quad (93)$$

Infolge des langsamen Abklingens von Φ entsteht noch eine zweite, um 90° gegen E' verschobene EMK

$$E'' = w_2 (\Phi_2 - \Phi_k) e^{-w_2 t}, \quad (94)$$

die aber, da $w_2 \ll \omega$ vernachlässigt werden kann. Wir erhalten somit als wirksame Spannung im Kreis 1

$$E \approx E'$$

oder als Momentanwert, wenn φ_k wieder die Phasenverschiebung zwischen E und dem sich bei Kurzschluß einstellenden Strom I_k ist,

$$e = -\omega (\Phi_2 - \Phi_k) e^{-w_2 t} \cdot \sin \omega t. \quad (95)$$

Entsprechend (91) muß dann der Strom in der Wicklung 1 den Wert aufweisen:

$$i_{s,k} = (\widehat{I}_s - \widehat{I}_k) e^{-w_2 t} \sin(\omega t - \varphi_k) + (\widehat{I}_s \sin \varphi_k) e^{-w_1 t} + \widehat{I}_k \sin(\omega t - \varphi_k). \quad (96)$$

$$\widehat{I}_{s,k} = \widehat{I}_w + \widehat{I}_g + \widehat{I}_k \quad (96')$$

In (96) bedeutet:

\widehat{I}_s die Amplitude des Stoßkurzschlußstromes,

\widehat{I}_k die Amplitude des Dauerkurzschlußstromes gemäß B.

Infolge des relativ langsamen Abklingens des resultierenden Feldes Φ wird näherungsweise

$$\widehat{I}_s = -\frac{\omega \widehat{\Phi}_2}{z_r} \approx \frac{\widehat{E}_0}{x_s + x_n} \quad (97)$$

und

$$\widehat{I}_k = -\frac{\omega \widehat{\Phi}_k}{z_r},$$

wobei die Rechnungen unter B sich nun als das Mittel zur Bestimmung von Φ_k erweisen.

In (96) sind somit außer den Dämpfungsexponenten w_1 und w_2 alle Größen bekannt.

Um die Dämpfung zu ermitteln, wenden wir das Induktionsgesetz auf die Wicklungen 1 und 2 (vgl. Abb. 33) an und erhalten:

$$\begin{aligned} 0 &= i_1 r_1 + i'_1 L_1 + i'_2 L_{12}, \\ 0 &= i_2 r_2 + i'_2 L_2 + i'_1 L_{12}. \end{aligned} \quad (98)$$

Daraus ergibt sich nachstehende Differentialgleichung zur Ermittlung des Ausgleichsvorgangs im Statorstromkreis:

$$\sigma i_1'' + \underbrace{\left(\frac{r_1}{L_1} + \frac{r_2}{L_2} \right)}_b i_1' + \frac{r_1 r_2}{L_1 L_2} i_1 = 0; \quad \sigma = \frac{L_1 L_2 - L_{12}^2}{L_1 L_2}. \quad (99)$$

Die Lösung der zugehörigen charakteristischen Gleichung ergibt für die Dämpfungsexponenten:

$$w_{1,2} = \frac{-b \mp \sqrt{b^2 - 4\sigma c}}{2\sigma} \quad (100)$$

Da $\sigma c \ll b^2$ wird:

$$w_1 = -\frac{b}{\sigma} = -\frac{1}{\sigma} \left(\frac{r_1}{L_1} + \frac{r_2}{L_2} \right). \quad (100a)$$

Entwickelt man die Wurzel in eine Reihe und bricht diese mit dem linearen Glied ab, so erhält man

$$w_2 = -\frac{c}{b} = \frac{1}{\left(\frac{L_1}{r_1} + \frac{L_2}{r_2}\right)}. \quad (100b)$$

Da $\frac{r_2}{L_2}$ im allgemeinen klein ist gegenüber $\frac{r_1}{L_2}$, wird in Näherung:

$$w_1 \approx -\frac{r_1}{\sigma L_1} \approx \frac{r_1}{\lambda_1} \quad (100c)$$

in Übereinstimmung mit (91) und

$$w_2 \approx \frac{r_2}{L_2}. \quad (100d)$$

Es läßt sich leicht zeigen, daß zwischen w_1 und w_2 immer die Beziehung $w_2 \leq \frac{\sigma}{4} w_1$ bestehen muß.

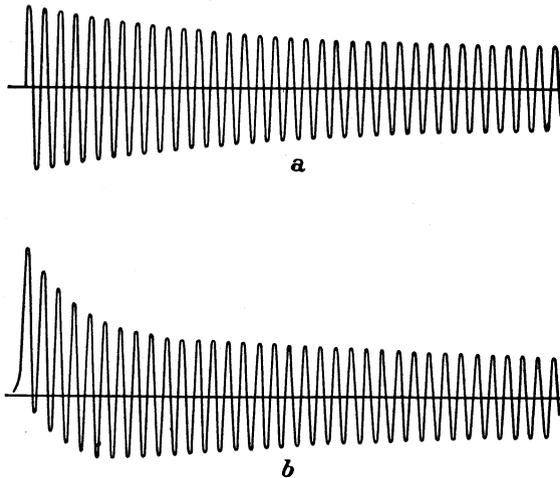


Abb. 34. Abklingen des Kurzschlußstromes.
a ohne Gleichstromglied.
b mit Gleichstromglied.

Geht man auf die Zeitkonstanten τ_1 und τ_2 über, so erhält man:

$$\tau_2 \geq \frac{4}{\sigma} \tau_1. \quad (101)$$

Die Streuziffer σ liegt für Synchronmaschinen zwischen 0,15 und 0,3. Berücksichtigt man, daß durch das Auftreten von Wirbelströmen die Dämpfung des Hauptfeldes etwas vergrößert wird, so kann man setzen:

$$\tau_2 \sim (10 \dots 20) \tau_1. \quad (102)$$

Damit erhalten wir für den Verlauf des Stoßkurzschlußstromes:

$$i_{sk} = (\hat{I}_s - \hat{I}_k) e^{-\frac{t}{\tau_2}} \sin(\omega t - \varphi_k) + (\hat{I}_s \sin \varphi_k) e^{-\frac{t}{\tau_1}} + \hat{I}_k \sin(\omega t - \varphi_k) \quad (103)$$

$$i_{sk} = i_w + i_g + i_k.$$

Die Bedeutung von \hat{I}_s und \hat{I}_k geht aus (97) hervor.

Aus (103) folgt, daß sich der Statorstrom i_{sk} aus 3 Teilen zusammensetzt:

1. Der Strom i_w verläuft symmetrisch zur Abszissen-Achse, seine Amplitude hat den Wert $\hat{I}_s - \hat{I}_k$ und klingt mit der Zeitkonstante τ_2 ab.

2. Der Strom i_g ist ein exponentiell abklingender Gleichstrom, dessen Größe vom Schaltmoment abhängt. Sein Höchstwert liegt zwischen \hat{I}_s und 0.

3. Der Strom i_k entspricht dem Dauerkurzschlußstrom, dessen Berechnung wir unter B gezeigt haben.

Zur Zeit $t = 0$ ist $i_{sk} = 0$; für $t = \infty$ wird $i_{sk} = i_k$. Der Verlauf von i_{sk} ist in Abb. 34 für $\varphi_k = 0$ und $\varphi_k = \frac{\pi}{2}$ aufgetragen, und zwar für die Annahme $\tau_1 = 0,1$ s, $\tau_2 = 1$ s, was für mittlere Synchronmaschinen zutreffend ist. Für die an das Auftreten des Stoßkurzschlußstromes gebundenen Beanspruchungen interessiert vor allem das Abklingen der Höchstwerte. Man findet dafür aus (103):

$$\hat{I}_{sk} = (\hat{I}_s - \hat{I}_k) e^{-\frac{t}{\tau_2}} + \hat{I}_s e^{-\frac{t}{\tau_1}} + \hat{I}_k. \quad (104)$$

Der Inhalt von Gleichung (104) ist unter den gleichen Annahmen für τ_1 und τ_2 , wie oben, in Abb. 35 aufgetragen. Aus Abb. 35 geht hervor, daß der Höchstwert des Stromes bei vollkommen ausgeprägtem Gleichstromglied und Frequenz 50 nach $\frac{1}{100}$ s auftritt. Da in dieser Zeit das Wechselstromglied, wie aus Abb. 35 hervorgeht, kaum abklingt, erhält man für den im ungünstigsten Fall auftretenden Höchstwert des Stoßkurzschlußstromes bei Klemmenkurzschluß:

$$\hat{I}_{sk \max} = \hat{I}_s (1 + e^{-\frac{0,01}{0,1}}). \quad (105)$$

Ausgerechnet ergibt dies:

$$\hat{I}_{sk \max} = 1,9 I_s.$$

Statistisch hat man gefunden, daß an Stelle der Zahl 1,9 im Mittel die Zahl 1,8 zu setzen ist. Mithin erhalten wir endgültig:

$$\hat{I}_{sk \max} = 1,8 \frac{E_0}{x_s}. \quad (106)$$

Wir haben bei der Untersuchung der Rückwirkung der Statorströme auf das Gesamtfeld zunächst nur den wechselstromförmigen Anteil untersucht, der sich in den 3 Statorphasen zu einem Drehfeld zusammensetzen läßt. Das Gleichstromglied der Statorströme erzeugt,

wie wir bereits erwähnt haben, ein feststehendes Feld, gegenüber dem die Erregerwicklung sich mit der Winkelgeschwindigkeit ω bewegt. Es muß daher bei Auftreten eines Gleichstromgliedes in der Erregerwicklung eine mit der gleichen Zeitkonstante abklingende EMK induziert werden, die einen abklingenden Wechselstrom hervorruft, der sich dem Erregerstrom überlagert.

Bei einphasigem und zweiphasigem Kurzschluß liegen die Verhältnisse ähnlich. Man zerlegt das bei Kurzschluß auftretende Wechselfeld in zwei entgegengesetzt rotierende Drehfelder. Im Erregerstrom müssen dann Wechselströme der zweifachen Netzfrequenz herrührend vom inversen Drehfeld auftreten. Für das synchrone Drehfeld bleiben die Verhältnisse in Übereinstimmung mit denen beim dreiphasigen Kurzschluß. Die Erfahrung und Berechnung zeigen, daß insbesondere Gleichung (106) auch für zwei- und einpoligen Kurzschluß ihre Gültigkeit behält.

Da alle diese Überlegungen, insbesondere auch die Ausgangsdifferentialgleichungen, für Transformatoren die

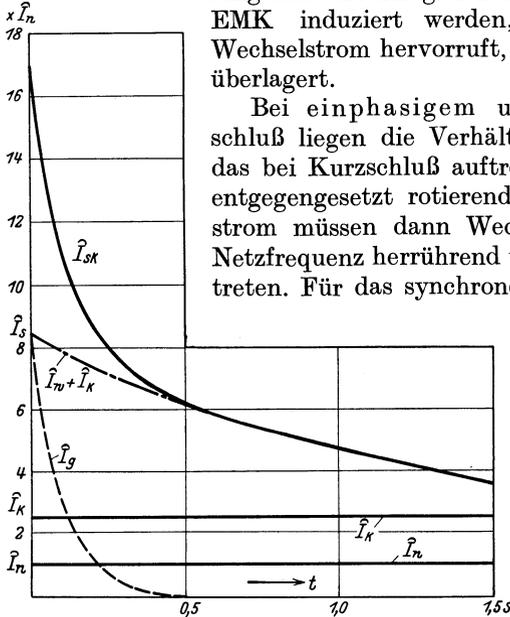


Abb. 35. Zeitlicher Verlauf der Amplitude des Kurzschlußstromes einer normalen Synchronmaschine.

gleichen bleiben, so können die Ergebnisse ohne weiteres auch auf Transformatoren angewendet werden. Da die Gesamtstreuung etwas kleiner und der Gesamtwiderstand etwas größer ist, klingt bei Transformatoren der Stoßstrom entsprechend schneller ab. Als gute Näherungsformel erhält man:

$$\hat{I}_{sk \max} = 1,6 \frac{\hat{E}_o}{x_s}. \tag{107}$$

Durch Vergleich mit (106) findet man, daß lediglich der Zahlenfaktor sich von 1,8 auf 1,6 reduziert hat.

D. Die dynamischen und thermischen Wirkungen des Kurzschlußstromes¹.

Mit dem Auftreten großer Ströme sind starke dynamische Beanspruchungen verbunden, welche sich allgemein mit Hilfe des Gesetzes von Biot-Savart berechnen lassen:

$$d\mathfrak{R} = i [dl, \mu \mathfrak{S}] \quad [\text{Ws/cm}]. \tag{108}$$

¹ Vgl. Kesselring: Elektrische Schaltgeräte, Anlasser und Regler. Sammlung Göschel, Bd. 711, S. 49.

Dabei bedeutet:

- i = Strom in A,
- l = Länge des Leiters in cm,
- \mathfrak{H} = magnetische Feldstärke in A/cm,
- $\mu = \mu_0 \mu' = 1,256 \cdot 10^{-8} \mu'$ in H/cm,
- μ' = relative Permeabilität.

Auf ein System von zwei parallelen Leitern von kreisrundem Querschnitt (vgl. Abb. 36) angewendet, erhält man für die dynamische Anziehung bzw. Abstoßung folgenden Ausdruck:

$$\mathfrak{R} = \frac{2,04 \mu' l i_1 i_2}{a} \cdot 10^{-8} \text{ [kg]}. \quad (109)$$

Ist $i_1 = i_2$, so vereinfacht sich (109) bei Abwesenheit von Eisen in:

$$\mathfrak{R} = \frac{2,04 l i^2}{a} \cdot 10^{-8} \text{ [kg]}. \quad (110)$$

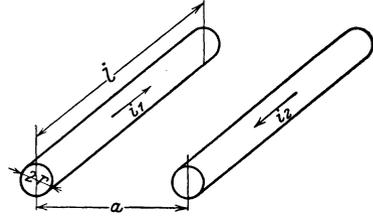


Abb. 36. Parallele Leiter mit kreisrundem Querschnitt.

Hat man allgemein eine Schleife mit der Induktivität L , in der ein Strom i fließt, so findet man für die virtuelle Arbeit, welche die dynamischen Kräfte, hervorgerufen durch den elektrischen Strom, leisten, die Beziehung:

$$dA = \frac{1}{2} i^2 dL. \quad (111)$$

Die Kraft in einer bestimmten Richtung s ist daher gegeben durch:

$$\mathfrak{R}_s = \frac{\partial A}{\partial s} = \frac{1}{2} i^2 \frac{\partial L}{\partial s} \text{ [Ws/cm]}. \quad (112)$$

Für die thermische Beanspruchung eines elektrischen Leiters findet man folgende Gleichung:

$$\vartheta = \frac{aF}{\mu s - \alpha \alpha F} [1 - e^{-\left(\frac{\mu s - \alpha \alpha F}{cF}\right)t}]. \quad (113)$$

Darin bedeutet:

- $a = j^2 \varrho$,
- j = Stromdichte in A/cm²,
- ϱ = spezifischer Widerstand in $\Omega \cdot \text{cm}$,
- F = den Querschnitt des Leiters in cm²
- μ = die Wärmeübergangszahl in W/cm², °C,
- s = den Umfang der Fläche F in cm,
- α = den Temperaturkoeffizienten des Widerstandes,
- c = die spezifische Wärme des Leiters in Ws/cm³, °C,
- ϑ = die Übertemperatur in °C,
- t = die Zeit in Sekunden.

Ist der Temperaturkoeffizient α zu vernachlässigen, so vereinfacht sich (113) in

$$\vartheta = \frac{aF}{\mu s} \left[1 - e^{-\frac{\mu s}{cF} \cdot t} \right]; \quad (114)$$

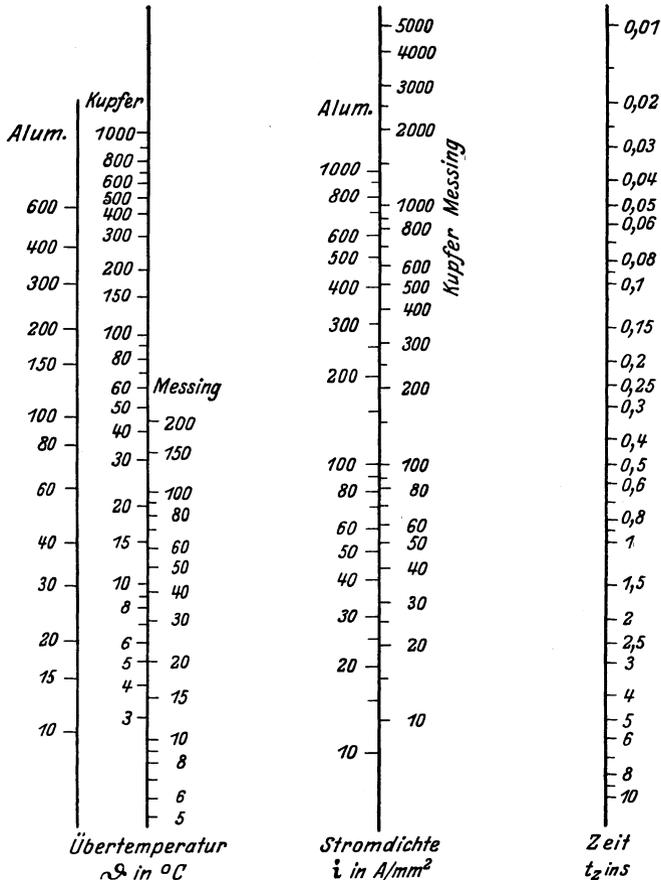


Abb. 37. Nomogramm zur Bestimmung der zulässigen Einschaltzeit von Stromleitern.

ist daneben auch die Kühlung μ zu vernachlässigen, so erhält man:

$$\vartheta = \frac{a}{c} t. \quad (115)$$

Bei Kurzschluß ist die Vernachlässigung von μ fast immer zulässig, hingegen muß die Änderung des Widerstandes unter Einfluß der ansteigenden Temperatur berücksichtigt werden. Eine bestimmte zulässige Temperatur ϑ^0 wird dann in einer Zeit t_z erreicht, welche sich aus nachstehender Näherungsformel ermitteln läßt:

$$t_z = 2,3 \log \left(1 + \alpha \vartheta \right) \frac{c}{\alpha \cdot j^2 \cdot \rho}. \quad (116)$$

Diese Formel leistet oft gute Dienste zur Ermittlung der zulässigen Auslösezeit von Relais, denn die zulässige Temperatur¹ von Cu-Freileitungen kann zu 120°, diejenige von Kabeln zu 200° angesetzt werden, so daß in Formel (116) alle Größen bekannt sind und sich die zulässige Auslösezeit t^0 ohne weiteres berechnen läßt. Der Einfachheit halber ist der Inhalt von Formel (116) in Abb. 37 als Nomogramm dargestellt.

E. Beispiele für Kurzschlußstromberechnungen.

1. Wir beginnen mit einem ganz einfachen Beispiel, bei dem zunächst die Voraussetzungen des Abschnittes A in großer Annäherung erfüllt sind, d. h. die Klemmenspannung der Generatoren kann als unabhängig von dem auftretenden Kurzschlußstrom angenommen werden. Diese Voraussetzung wird immer dann in Annäherung erfüllt sein, wenn der Kurzschlußstrom nennenswert kleiner ist als

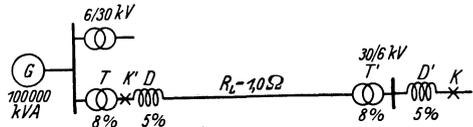


Abb. 38. Netzanordnung für Beispiel 1.

der Nennstrom der Zentrale. Die Netzanordnung geht aus Abb. 38 hervor, die Leistung aller Generatoren der Zentrale betrage 100000 kVA, der Kurzschluß tritt an der Stelle K auf. Die Reaktanzspule D soll einen Spannungsabfall bei Nennstrom von 5% der Phasenspannung aufweisen. Der Widerstand des 30 kV-Kabels betrage 1Ω . Seine Reaktanz kann vernachlässigt werden. Wir bestimmen zunächst die einzelnen Reaktanzen, um die Gesamtnetzimpedanz berechnen zu können.

a) Transformator siehe (26) S. 24: $N = 6000 \text{ kVA}$:

$$I_n = \frac{6000}{\sqrt{3} \cdot 6} = 580 \text{ A},$$

$$x_T = x_{T'} = \frac{3460 \cdot 0,08}{580} = 0,48 \Omega.$$

b) Reaktanzspule 30 kV, $I_n = 120 \text{ A}$:

$$x_D = \frac{17300 \cdot 0,05}{120} \cdot \left(\frac{6}{30}\right)^2 = 0,29 \Omega.$$

c) Reaktanzspule 6 kV:

$$x_{D'} = \frac{3460 \cdot 0,05}{600} = 0,29 \Omega = x_D.$$

d) Kabel:

$$R_L = 1,0 \Omega.$$

Damit erhält man für die Gesamtreaktanz des Kurzschlußpfades:

$$x_n = 0,48 + 0,29 + 0,48 + 0,29 = 1,54 \Omega.$$

Die Impedanz wird:

$$Z_n = \sqrt{1^2 + 1,54^2} = 1,83 \Omega.$$

¹ Temperatur, nicht Übertemperatur!

Für den dreipoligen Kurzschlußstrom erhalten wir mit (10) S. 19:

$$I_k^{\text{III}} = \frac{U^*}{Z_n} = \frac{3460}{1,83} = 1900 \text{ A}$$

und für den zweipoligen Kurzschluß gemäß (15) S. 20:

$$I_k^{\text{II}} = \frac{U}{2Z_n} = \frac{6000}{2 \cdot 1,83} = 1640 \text{ A}.$$

Wir sehen, daß der zweipolige Kurzschlußstrom etwas kleiner ist als der dreipolige.

Der Nennstrom der Zentrale ist:

$$I_n = \frac{100000}{\sqrt{3} \cdot 6} = 9600 \text{ A}.$$

Daraus geht hervor, daß der dreipolige Kurzschlußstrom fünfmal kleiner ist als der Nennstrom der Zentrale. Die Voraussetzung, daß die Sammelschienenspannung annähernd konstant bleibt, war somit berechtigt.

Tritt jedoch der Kurzschluß an der Stelle K' auf, so ist es nötig, die entmagnetisierende Wirkung des Kurzschlußstromes zu berücksichtigen. Wir erhalten für x_0^{III} gemäß (c^{III}) S. 38:

$$x_0^{\text{III}} = \frac{U_n}{\sqrt{3} m_0^{\text{III}} I_n} = \frac{6000}{\sqrt{3} \cdot 0,7 \cdot 9600} = 0,52 \Omega$$

(Turbo bei Vollast $\cos \varphi = 0,8$. Siehe S. 38).

Da

$$\frac{x_0^{\text{III}}}{x_n} = \frac{0,52}{0,48} = 1,08 < \kappa - 1 = 2,4 - 1 = 1,4$$

ist, muß Formel (b^{III}) S. 38 angewendet werden. Der dreipolige Kurzschlußstrom wird

$$I_n^{\text{III}} = \frac{1}{2} \left[\frac{2,4}{0,52 + 0,48} + \frac{1}{0,48} \right] 3460 = 7750 \text{ A}.$$

Analog erhält man für den zweipoligen Kurzschlußstrom:

$$x_0^{\text{II}} = \frac{6000}{2 \cdot 1,05 \cdot 9600} = 0,3,$$

$$\frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} = \frac{0,3}{0,48} = 0,62 < 1,4, \text{ daher Formel (b}^{\text{II}})$$

$$I_k^{\text{II}} = \frac{1}{2} \left[\frac{2,4}{0,3 + 0,48} + \frac{1}{0,48} \right] 3000 = 7750 \text{ A}.$$

2. Die Netzanordnung nebst den wesentlichen Daten ist aus Abb. 39 ersichtlich. Von den Generatoren (Langsam-Läufer) wissen wir noch, daß bei Vollast und $\cos \varphi = 0,8$

$$I_K^{\text{III}} = 2,5 I_n, \quad \text{d. h.} \quad m^{\text{III}} = 2,5.$$

Wir berechnen wieder zunächst die einzelnen Reaktanzen.

a) **Generatoren.** Der Nennstrom wird, bezogen auf 20 kV:

$$I_n = \frac{25000}{\sqrt{3} \cdot 20} = 725 \text{ A.}$$

Aus Abb. 27 finden wir für $\cos \varphi = 0,8$

$$\kappa = 2,1,$$

somit ist nach (70):

$$m_0^{\text{III}} = \frac{m^{\text{III}}}{\kappa} = \frac{2,5}{2,1} = 1,2,$$

$$x_0^{\text{III}} = \frac{20000}{\sqrt{3} \cdot 1,2 \cdot 725} = 13,3 \Omega,$$

$$x_0^{\text{II}} = \frac{20000}{2 \cdot (1,5 \cdot 1,2) \cdot 725} = 7,7 \Omega.$$

b) **Transformatoren T.** Der Nennstrom ist

$$I_{nT} = \frac{20000}{\sqrt{3} \cdot 20} = 580 \text{ A,}$$

$$x_T = \frac{0,08 \cdot 11600}{580} = 1,6 \Omega.$$

c) **Transformatoren T':**

$$I_{nT'} = 520 \text{ A,}$$

$$x_{T'} = 1,8 \Omega.$$

d) **Freileitung.**

$$X_L = 1,7 \left(\frac{20}{100} \right)^2 = 0,7 \Omega,$$

$$R_L = 7,8 \left(\frac{20}{100} \right)^2 = 0,3 \Omega.$$

Nach (80) kann R_L unbedenklich vernachlässigt werden und man erhält dann für die Netzreaktanz pro Phase gemessen von Generatorklemme bis Kurzschlußstelle K

$$x_n = 1,6 + 0,7 + 1,8 = 4,1 \Omega.$$

Zur Berechnung des Kurzschlußstromes legen wir den Rechnungsgang gemäß S. 39 zugrunde und erhalten:

e) **Dreipoliger Kurzschlußstrom.**

$$\frac{x_0^{\text{III}}}{x_n} = \frac{13,3}{4,1} = 3,3 > \kappa - 1 = 1,1.$$

Daher ist Formel (a^{III}) anzuwenden

$$I_k^{\text{III}} = \frac{2,1 \cdot 20000}{\sqrt{3} \cdot 17,4} = 1400 \text{ A.}$$

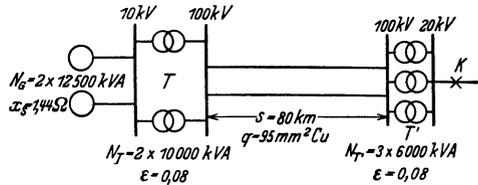


Abb. 39. Netzanordnung für Beispiel 2.

f) Zweipoliger Kurzschluß

$$\frac{x_0^{\text{II}}}{x_n} = \frac{7,7}{4,1} = 1,9 > 1,1 \text{ bedingt Formel (a}^{\text{II}}),$$

$$I_k^{\text{II}} = \frac{2,1 \cdot 10000}{11,8} = 1780 \text{ A.}$$

Da wir im vorliegenden Falle die Streureaktanz x_s der Generatoren kennen, ist eine Nachprüfung der Ergebnisse unter e) und f) möglich. Man erhält gemäß (58):

$$\frac{x_0^{\text{III}} - x_s}{x_n + x_s} = 2,3 > 1,1. \quad \text{Formel (a}^{\text{III}})$$

Ergibt somit das gleiche Resultat.

$$\frac{x_0^{\text{II}} - x_s}{x_n + x_s} = 1,13 \sim 1,1 \quad \text{Formel (a}^{\text{II}})$$

führt ebenfalls zum gleichen Ergebnis.

g) Berechnung mit Hilfe des Nomogramms. Gemäß dem Rechnungsgang S. 43 findet man:

$$x_0^{\text{III}} = 13,3 \Omega,$$

$$\frac{x_s}{x_0^{\text{III}}} = \frac{1,44}{13,3} = 0,108.$$

Aus Abb. 32 findet man für a_0 :

$$a_0 = 0,91.$$

Somit wird:

$$k_0 = \frac{1}{x_0^{\text{III}} a_0} = \frac{1}{13,3 \cdot 0,91} = 0,083$$

$$k = \frac{m_0 I_n}{a_0} = \frac{1,2 \cdot 725}{0,91} = 960.$$

Da $x_s + x_n = 5,54 \Omega$, wird

$$\text{tg } \alpha = 0,083 \cdot 5,54 = 0,46.$$

Das Nomogramm ergibt bei $\varkappa = 2,1$:

$$a = 1,48.$$

Damit wird der Kurzschlußstrom

$$I_k^{\text{III}} = k \cdot a = 960 \cdot 1,48 = 1420 \text{ A.}$$

Der zweipolige Kurzschlußstrom berechnet sich analog:

$$\frac{x_s}{x_0^{\text{II}}} = 0,187$$

$$a_0 = 0,86$$

$$k_0 = \frac{1}{0,86 \cdot 7,7} = 0,15$$

$$k = \frac{1,8 \cdot 725}{0,86} = 1520$$

$$\operatorname{tg} \alpha = 0,15 \cdot 5,54 = 0,83$$

$$a = 1,18$$

$$I_k^{\text{II}} = 1520 \cdot 1,18 = 1790.$$

Ein Vergleich mit den Resultaten unter e und f zeigt, daß die Übereinstimmung sehr gut ist.

3. Die Kennzeichen des Kurzschlußpunktes.

Allgemeiner Beweis des Impedanzprinzips.

Der elektrische Zustand in einem beliebigen Netzpunkt ist bestimmt durch die Spannungen U zwischen den Leitern, die Ströme I , die in den betreffenden Leitern fließen und durch die Energieströmung W längs des Leitersystems. Es trete nun an irgendeiner Stelle des Netzes ein Kurzschluß auf. Dadurch wird sich der elektrische Zustand in jedem Netzpunkt ändern. Unsere Aufgabe geht dahin, zu untersuchen, wodurch sich die Werte der drei Größen U , I , W in der unmittelbaren Umgebung der Kurzschlußstelle unterscheiden von ihren Werten an den übrigen Netzpunkten. Haben wir dies klar erkannt, so lassen sich auch die Forderungen angeben, denen ein Selektivrelais genügen muß.

Für den ersten Überblick legen wir ein homogenes Netz zugrunde, bei dem die Impedanz pro Längeneinheit überall den gleichen Wert hat. In Abb. 40 ist eine Ringleitung dargestellt, deren Unterstationen a , b , c von einem einzigen Kraftwerk A gespeist werden. Die Kurzschlußstelle ist durch einen Pfeil gekennzeichnet. Auf der inneren Seite der Ringleitung ist die Stromverteilung, auf der äußeren die Spannungsverteilung aufgetragen. Da es sich, wie erwähnt, um ein homogenes Leitungssystem handelt, nimmt die Spannung proportional der Entfernung von der Kurzschlußstelle zu. Der Spannungsanstieg ist abhängig von der Größe des Stromes. Man sieht, daß vom Kraftwerk A her ein Strom von 800 Ampere über die Kurzschlußstelle fließt, während über die Unterstationen c , b , a nur 250 Ampere fließen. Der Strom im Kurzschlußlichtbogen selbst beträgt dann $800 + 250 = 1050$ Ampere. In Abb. 41 ist das Netz etwas verallgemeinert, indem zu dem Kraftwerk A an der gegenüberliegenden Seite noch ein zweites Kraftwerk B hinzugekommen ist. Dadurch ändert sich der Kurzschlußstrom. Aus Rich-

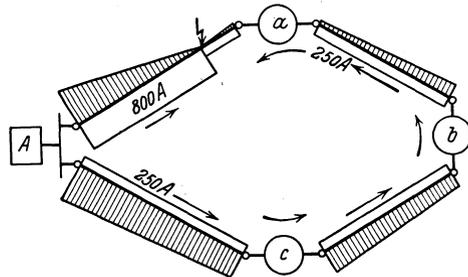


Abb. 40. Strom- und Spannungsverteilung bei einem einseitig gespeisten Ringnetz.

tung Kraftwerk *A* fließen 1000 Ampere durch die Kurzschlußstelle, vom Kraftwerk *B* 500 Ampere. Der Charakter der Spannungsverteilung ist jedoch wieder der gleiche wie in Abb. 40. Auch hier nimmt die Spannung von der Kurzschlußstelle nach den Speisestellen hin zu. Abb. 42 unterscheidet sich von der Abb. 41 dadurch, daß die Unterstationen *a* und *b* durch eine weitere Leitung verbunden sind, in der die Kurzschlußstelle liegen soll. Während die Spannungsverteilung wieder den gleichen Verlauf zeigt, ist in der Stromverteilung insofern eine wichtige Änderung aufgetreten, als in der Zuleitung nach der Kurzschlußstelle je die Summe der beiden Zuflußströme zu den Unterstationen *a* und *b* fließt. Daraus folgt, daß bei vermaschten Netzen der Strom in der vom Kurzschluß betroffenen Leitung den höchsten Wert hat.

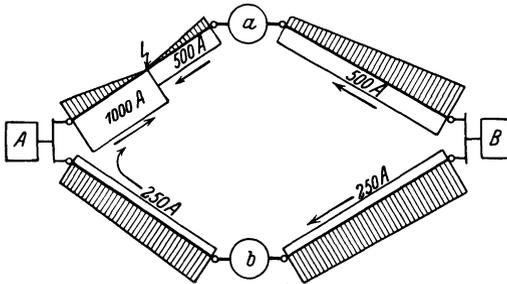


Abb. 41. Strom- und Spannungsverteilung in einem zweiseitig gespeisten Ringnetz.

Aus den Abb. 40 bis 42 ergeben sich zunächst folgende Kennzeichen des Kurzschlußpunktes:

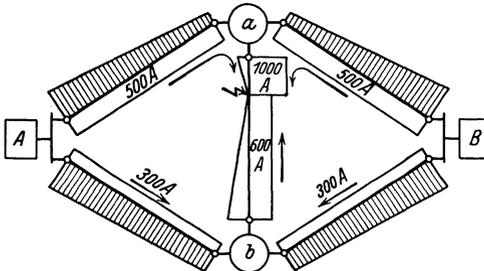


Abb. 42. Strom- und Spannungsverteilung in einem zweiseitig gespeisten, vermaschten Ringnetz.

1. An der Kurzschlußstelle ist die Spannung zwischen den kurzgeschlossenen Leitern am kleinsten und nimmt von da an nach den Speisestellen hin zu.

2. In vermaschten Netzen erreicht der Strom in der vom Kurzschluß betroffenen Leitung seinen größten Wert.

Die Bedingung 1 gilt ganz allgemein unabhängig von der Art des Netzes, was für die Bedingung 2 nicht zutrifft.

Daraus ergeben sich nun folgende Konstruktionsrichtlinien für ein Selektivrelais: Die Auslösezeit muß um so kleiner sein, je kleiner die Spannung und je größer der Strom ist. Daß jedoch mit einem derartigen Relais noch keine absolute Selektivität erreichbar ist, soll an Hand der Abb. 43 erläutert werden. Es stellen *A* und *B* zwei Kraftwerke dar, die die Unterwerke *a*, *b*, *c* speisen. An der Stelle *K* trete ein Kurzschluß vor allem an — ist in analoger Weise über der Leitung aufgetragen. Damit der Kurzschluß *K* selektiv abgeschaltet wird, ist es erforderlich, daß die Schalter 3 und 4 auslösen. Nun weist aber der Schalter 2 den gleichen Strom wie 3 auf und hat, wie aus Abb. 43 hervorgeht, die

gleiche Spannung, denn die Spannungswandler werden im allgemeinen immer an die Sammelschiene der betreffenden Unterstation angeschlossen. Auch wenn dies nicht der Fall wäre, so hätte doch der Spannungsabfall in der Station selbst einen so kleinen Wert, daß er nicht zur selektiven Abschaltung genügen würde. Es könnte somit bei Kurzschluß an der

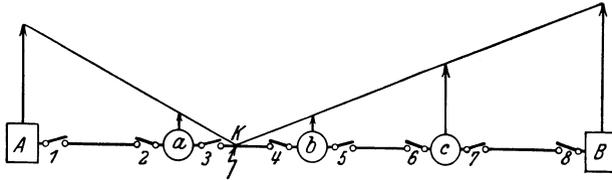


Abb. 43. Spannungsverteilung längs der Verbindungsleitung zweier Kraftwerke.

Stelle K ebensogut der Schalter 2 wie der Schalter 3 auslösen, was zu einer Fehlschaltung führen würde.

Diese Schwierigkeit wird dadurch umgangen, daß als weitere auswählende Größe die Energierichtung mit hinzugezogen wird. Man vergleicht den Strom, der über den Schalter 2 und den, der über Schalter 3 geht, mit der in der Station a herrschenden Spannung.

Je nachdem die Energie in die Station hineinfließt oder aus der Station herausfließt, ergibt sich an einem Energierichtungsrelais ein verschiedener Ausschlag. Dies geht klar aus Abb. 44 hervor. Es bedeuten darin a_1 bzw. a_2 die Stromspule, b_1 bzw. b_2 die Spannungsspule der Energierichtungsrelais R_1 und R_2 . Die Stromspulen dieser Relais sind an zwei Stromwandler c_1 und c_2 angeschlossen, bei welchen durch die neben den Sekundärwicklungen angebrachten Pfeile die positive Stromrichtung angedeutet ist. Die Spannungsspulen stehen in Verbindung mit dem gemeinschaftlich an die Sammelschiene S angeschlossenen

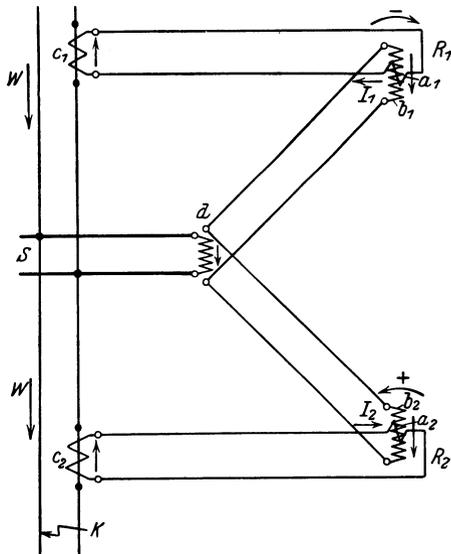


Abb. 44. Anschluß der Energierichtungsrelais.

Spannungswandler d . Durch die Pfeile W ist die Richtung der Energieströmung angegeben. Der Kurzschluß K liegt somit bei Abb. 44 auf der Seite des Energierichtungsrelais R_2 . Die Verbindungen der Relais R_1 und R_2 mit Spannungs- und Stromwandler sind nun so angeordnet, daß die Spannungsspulen der beiden Relais in gleichem Sinne, d. h. von oben nach unten durchflossen werden. Die positive Richtung des Stromes beim Relais R_1 , welche durch den Pfeil I_1 an-

gedeutet ist, liegt hingegen umgekehrt wie diejenige des Relais R_2 . Dadurch ergibt sich bei den beiden Relais R_1 und R_2 ein Ausschlag in verschiedener Richtung, wie dies durch die mit $-$ und $+$ bezeichneten Pfeile veranschaulicht wird. Liegt nun der Kurzschluß auf der Seite des Relais R_1 , so fließt die Energie in der umgekehrten Richtung. Da die Spannung ihre Phasenlage nicht ändert, die beiden Ströme aber ihr Vorzeichen umkehren, so ergibt sich ein entgegengesetztes Drehmoment auf die beiden Energierichtungsrelais. R_1 schlägt in positivem, R_2 in negativem Sinne aus. Tritt schließlich der Kurzschluß zwischen den Sammelschienen S auf, und hat der Kurzschlußlichtbogen noch einen endlichen Widerstand, so bleibt wiederum die Spannung ihrer Richtung nach erhalten. Die Leistung fließt auf beiden Leitungen gegen die Sammelschiene, d. h. der Strom des Relais R_2 dreht sich relativ zur Spannung um. Es schlagen dann beide Relais in negativer Richtung aus. Aus dieser Betrachtung ergibt sich das dritte Kennzeichen für die Lage des Kurzschlußpunktes.

3. Die Energieströmung fließt in einem Netz nach der Kurzschlußstelle hin.

Konstruktiv wird das Kennzeichen 3 derart verwirklicht, daß nur diejenigen Schalter auslösen können, über die die Energie von dem Knotenpunkt wegfleßt, während die Zuflussschalter verriegelt werden bzw. längere Auslösezeit erhalten. Bei Sammelschienen-Kurzschluß führt dies dazu, daß derselbe nicht durch die Schalter der vom Kurzschluß betroffenen Station abgetrennt wird, sondern durch die Abgangsschalter der benachbarten Station. Dies hat jedoch keinen Nachteil, da die Station doch nicht in Betrieb gehalten werden kann.

Verwendet man die Kennzeichen 1 und 3 zum Bau eines Selektivrelais, so erhält man das sogenannte Spannungsabfallrelais, wie es z. B. von Voigt & Haeffner gebaut wird. Die Auslösezeit ist proportional der Größe der Spannung, und es können nur diejenigen Schalter auslösen, über die die Energie von der Sammelschiene wegfleßt. Trotzdem das Prinzip des rein spannungsabhängigen Selektivschutzes sehr übersichtlich ist und theoretisch sich keine Schwierigkeiten ergeben, hat sich dieses Schutzsystem doch nicht in großem Umfange eingeführt. Der Grund dafür liegt hauptsächlich darin, daß bei stark vermaschten Netzen und vor allem bei kurzen Abständen zwischen den einzelnen Stationen die Spannungsunterschiede äußerst gering werden. Dies bedingt eine außerordentliche Genauigkeit des spannungsabhängigen Relais. Eine weitere Schwierigkeit besteht darin, daß man unbedingt auf das sichere Funktionieren der Energierichtungsrelais angewiesen ist, und zwar auch dann, wenn die Spannung einen sehr kleinen Wert besitzt, was besonders für die den Kurzschluß einrahmenden Stationen zutrifft.

Von dieser Schwierigkeit wird man in vermaschten Netzen dadurch befreit, daß man neben der Spannung auch den Strom zur Betätigung der Relais verwendet, d. h. die Funktion des Relais von den drei Größen Spannung, Strom und Energieströmung abhängig macht. Der Vorteil, der sich besonders bei vermaschten Netzen da-

durch ergibt, ist klar aus Abb. 42 zu ersehen. Würden z. B. die Energierichtungsrelais der Unterstationen *a* und *b* versagen, so würde trotzdem noch eine selektive Abschaltung erfolgen, da die Schalter zwischen *a* und *b* doppelt so große Ströme führen wie die Zuflussschalter zu *a* bzw. *b*. Da aber voraussetzungsgemäß die Auslösezeit um so kleiner sein soll, je kleiner die Spannung und je größer der Strom ist, so folgt daraus, daß unabhängig von dem Funktionieren der Energierichtungsrelais, falls diese nicht infolge Fehlschaltung verriegeln, eine selektive Abschaltung des Kurzschlusses *K* eintritt. Daraus ziehen wir die Schlußfolgerung, daß mit zunehmender Vermaschung das sichere Funktionieren der Selektivrelais immer unabhängiger von dem Ansprechen der Energierichtungsrelais wird.

Nachdem wir nun einen vorläufigen Überblick über die Spannungs- und Stromverteilung bei Kurzschluß gewonnen haben, sollen die Verhältnisse im nachstehenden noch etwas genauer untersucht werden, wobei zum Teil die Forderung, daß es sich um ein homogenes Netzgebilde handeln soll,

fallen gelassen wird. In Abb. 45 stellen wieder *A* und *B* die Kraftwerke dar, *a*, *b*, *c* die Unterwerke, *K* die Kurzschlußstelle. Die Spannung U_a ist gegeben durch den Spannungsabfall im Lichtbogen längs der Strecke 2—3 und durch den Ohmschen und induktiven Abfall längs der Schleife 1, 2, 3, 4. Der Kurzschlußstrom I_1 ist bestimmt durch die gesamte an das Kraftwerk *A* angeschlossene Impedanz. Das gleiche gilt für den Strom I_2 . Im Lichtbogen selbst addieren sich die beiden Ströme I_1 und I_2 zum Strom I . Die Spannungs- und Stromverteilung ist in Abb. 45 *b* und *c* aufgetragen. Handelt es sich nicht um einen Lichtbogenkurzschluß, sondern um einen metallischen Kurzschluß, so sinkt der Wert der Spannung an der Stelle *K* auf 0. Über die Größe der Lichtbogen Spannung wird weiter unten noch gesprochen.

Wir hatten bereits erwähnt, daß eine selektive Abschaltung im allgemeinen dann erreicht werden kann, wenn man die Auslösezeit eines Relais um so kleiner macht, je kleiner die Spannung und je größer

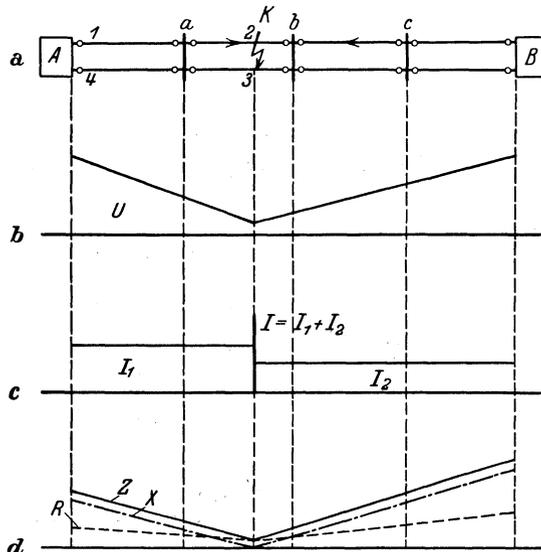


Abb. 45. Homogene Leitung, Verlauf der charakteristischen Größen.

der Strom ist, d. h. die Auslösezeit müßte folgendem Gesetz gehorchen:

$$t = \frac{f_1(U)}{f_2(I)}, \quad (1)$$

wobei die Funktionen f_1 und f_2 mit ihrem Argument zunehmen. Der einfachste Fall liegt offenbar dann vor, wenn

$$f_1(U) = c_1 U$$

und

$$f_2(I) = c_2 I$$

ist. Dann erhält (1) folgende Form:

$$t = \frac{c_1 U}{c_2 I} = c Z, \quad (2)$$

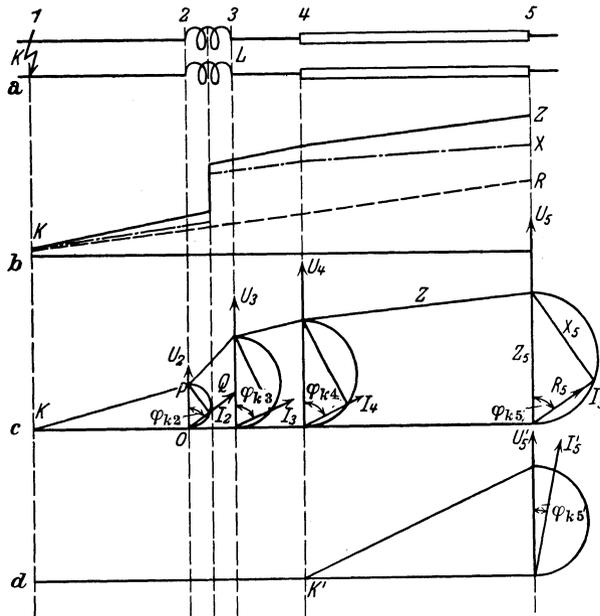


Abb. 46. Inhomogene Leitung, Verlauf der charakteristischen Größen.

wobei Z die Impedanz der zugehörigen Schleife darstellt. In Worten heißt dies also: Die Auslösezeit der Relais nimmt proportional mit der Impedanz zu, wobei die Impedanz von der Fehlerstelle nach den Speisestellen hin gemessen wird. An der Kurzschlußstelle selbst ist die Impedanz gleich dem Ohmschen Widerstand des Lichtbogens. Die Zunahme von Z ist in Abb. 45 d durch die ausgezogene Linie dargestellt. Es ist interessant, auch noch den Verlauf des Widerstandes $R = Z \cos \varphi_k$ und der Reaktanz $X = Z \sin \varphi_k$ zu verfolgen. Der Widerstand verläuft im wesentlichen gleich wie die Impedanz. Die Reaktanz unterscheidet sich von den beiden anderen Kurven dadurch, daß sie an der Kurzschlußstelle den Wert 0 hat, da die Induktivität des Kurz-

schlußlichtbogens im allgemeinen vernachlässigbar klein ist. Wir werden bei der Besprechung der Fehlerortsbestimmung noch auf dieses Verhalten der Reaktanz zurückkommen.

In Abb. 45 hatten wir angenommen, daß die Konstanten der Leitung überall die gleichen sind. Diese Voraussetzung ist in Abb. 46 fallen gelassen. Von 1 . . . 2 läuft eine Freileitung von 70 mm² Querschnitt. Es folge eine Reaktanzspule mit der Induktivität L , dann von 3 . . . 4 wieder eine kurze Freileitung mit dem gleichen Querschnitt und schließlich von 4 . . . 5 ein Kabel, das ebenfalls 70 mm² Querschnitt aufweist. Unterhalb dieses Leitungszuges ist der Verlauf von Impedanz Z , Widerstand R und Reaktanz X aufgetragen. Es geht daraus hervor, daß der Widerstand infolge des gleichmäßigen Querschnittes stetig zunimmt, wobei allerdings vorausgesetzt ist, daß der Widerstand der Drosselspule klein ist im Vergleich zu den Leitungswiderständen, was im allgemeinen zutrifft, Impedanz und Reaktanz weisen an der Stelle 2, 3 einen Sprung auf. Während die Impedanz jedoch längs des Leitungszuges dauernd zunimmt, trifft dies für die Reaktanz längs des Kabels kaum mehr zu, da die Induktivität der Kabel verschwindend klein ist. Daraus folgt, daß bei Kabelnetzen die Reaktanz X als auswählende Größe nicht brauchbar ist, während sie bei Freileitungen unter Umständen vorteilhaft sein kann, da ihre Größe unabhängig vom Lichtbogenwiderstand ist.

Für das Verhalten der Energierichtungsrelais und einer Reihe von Impedanzrelais ist die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_k von größter Wichtigkeit. In Abb. 46c sind die Kurzschluß-Impedanz-Dreiecke über den Punkten 1 . . . 5 des Leitungszuges aufgetragen, wobei angenommen ist, daß der Kurzschluß an der Stelle K liegt und die Speisung von 5 aus erfolgt. Die Freileitung weist eine Reaktanz von ungefähr 0,4 Ohm/km auf. Der Widerstand bei 70 mm² Kupfer beträgt 0,26 Ohm/km. Daraus läßt sich das rechtwinklige Dreieck an der Stelle 2 konstruieren, dessen Hypotenuse OP gleich der Impedanz Z ist, während OQ gleich dem Widerstand R und QP gleich der Reaktanz X ist. Der Kurzschlußstrom I_2 hat die Richtung von OQ , während die Spannung U_2 in die Richtung der Impedanz OP fällt. Die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_{k2} ist somit gegeben durch den Winkel POQ , und ist, wie ersichtlich, nur abhängig von den Größen X und R der Freileitung 1, 2. An der Stelle 3 hat das Impedanzdreieck eine wesentlich andere Gestalt, weil die induktive Komponente durch Zwischenschaltung der Drosselspule sehr viel größer geworden ist. Daraus folgt auch, daß die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_{k3} größer sein muß, als φ_{k2} . Das Dreieck an der Stelle 4 unterscheidet sich nur wenig von dem an der Stelle 3, da voraussetzungsgemäß das Freileitungsstück 3, 4 kurz sein soll. Hingegen zeigt sich wieder eine deutliche Änderung an dem Dreieck der Speisestelle 5. Das Kabel besitzt praktisch keine Induktivität, sondern nur Ohmschen Widerstand und Kapazität, die jedoch nur von Bedeutung wird, wenn die Kabelstrecke sehr lang ist. Durch das Vorherrschen der Ohmschen Komponente wird die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_{k5} wieder kleiner.

Liegt der Kurzschluß an der Stelle K' , d. h. unmittelbar vor dem Punkt 4 (vgl. Abb. 46d), so wird die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_{k5} an der Stelle 5 außerordentlich gering, da, wie bereits erwähnt, das Kabel praktisch keine Induktivität aufweist. Aus dem Gesagten folgt, daß bei Netzen mit veränderlicher Leitungskonstante, insbesondere bei Kabelnetzen mit Reaktanzspulen, die Kurzschluß-Phasenverschiebung φ_k , welche, wie gezeigt, nur von den Konstanten des Netzes, nicht aber von der betriebsmäßigen Phasenverschiebung φ abhängt, zwischen dem Wert 0 und 90° liegen kann. Bei Relais, deren Auslösezeit nicht nur von der Impedanz, sondern in irgendeiner Weise auch noch von der Kurzschluß-Phasenverschiebung abhängig ist (vgl. z. B. das Distanzrelais der AEG), ist dies zu beachten. Auch für die Schaltung der Energie richtungsrelais spielt die Größe der Kurzschluß-Phasenverschiebung eine wichtige Rolle.

Der Lichtbogen-Widerstand, der im allgemeinen rein Ohmschen Charakter hat, kann unter Umständen sehr groß werden. Dies geht aus

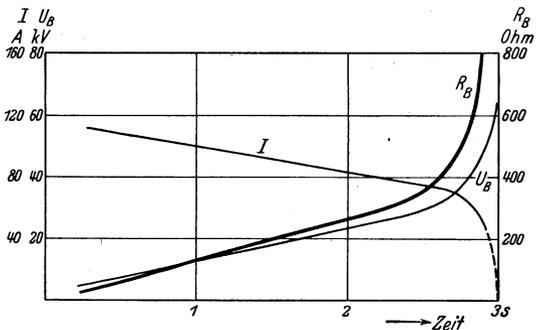


Abb. 47. Lichtbogenwiderstand und Lichtbogenspannung eines 100-kV-Netzes in Abhängigkeit von Strom und Zeit.

Abb. 47 hervor, in der Lichtbogenstrom I , Lichtbogenspannung U_B und Lichtbogenwiderstand R_B eines 100 kV-Netzes in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen sind. Man sieht, daß insbesondere bei kleinem Strom der Lichtbogenwiderstand Werte von einigen 100 Ohm annehmen kann. Die Messungen, welche von ver-

schiedenen Elektrizitätswerken und vom Verfasser durchgeführt wurden, lassen sich wie folgt zusammenfassen: Der Lichtbogen stellt einen praktisch rein Ohmschen Widerstand dar. Erhebliche Lichtbogenwiderstände treten erst bei Strömen auf, die kleiner sind als etwa 100 Ampere. Der Lichtbogenwiderstand setzt mit einem sehr kleinen Wert ein und steigt in den ersten 2 Sekunden nur langsam an. Die hohen Lichtbogenwiderstände entstehen im allgemeinen kurz vor dem Abreißen des Lichtbogens. Besonders ungünstige Lichtbogenverhältnisse liegen in Höchstspannungsnetzen bei schwacher Belastung vor, da dann die Maschinen nur sehr schwach erregt sind und bei Auftreten eines Kurzschlusses die Erregung, welche hauptsächlich durch den Kapazitätsstrom des Netzes gegeben ist, zusammenbricht (vgl. Kap. 2, S. 30).

Im nachstehenden soll nun der Beweis dafür erbracht werden, daß mit einem Relais, dessen Auslösezeit proportional der Impedanz ist, ganz unabhängig von der Konfiguration des Netzes, immer eine selektive Abschaltung erreicht werden kann, wobei allerdings zunächst vorausgesetzt wird, daß das Energierichtungssystem auch bei den kleinsten Spannungen noch sicher arbeitet. Wir werden später sehen, daß diese

Voraussetzung zulässig ist, denn es sind bereits eine Reihe von Energie-richtungsrelais auf dem Markt, welche bei 0,5% der Nennspannung noch sicher ansprechen.

Wir haben bereits dargelegt, daß das erste Kennzeichen des Kurzschlußpunktes, nämlich daß die Spannung von der Kurzschlußstelle nach der Speisestelle zunimmt, ganz allgemein Gültigkeit hat und in keiner Weise mit der besonderen Ausbildung des Netzes verknüpft ist. Bezüglich der Stromverteilung ist folgendes zu beachten: Von besonderem Interesse für die selektive Abschaltung sind die Stromverhältnisse in den den Kurzschluß einrahmenden Stationen. Auslösen sollen lediglich diejenigen Schalter, welche in der vom Kurzschluß betroffenen Leitung liegen. Die Größe dieses Stromes, den wir im folgenden als Fehlerstrom $I_1, I_2, I_3 \dots$ bezeichnen, muß nun verglichen werden mit den übrigen Strömen im Netz, vor allem auch mit den Zuflußströmen I'_1, I'_2 usw. zu den den Kurzschluß einrahmenden Stationen. Bei einem derartigen Vergleich lassen sich folgende drei Fälle unterscheiden:

I. Der von der Station nach der Kurzschlußstelle fließende Fehlerstrom I ist gleich dem Zuflußstrom I' , d. h. $I = I'$.

II. Der Fehlerstrom ist gleich der Summe der Zuflußströme:

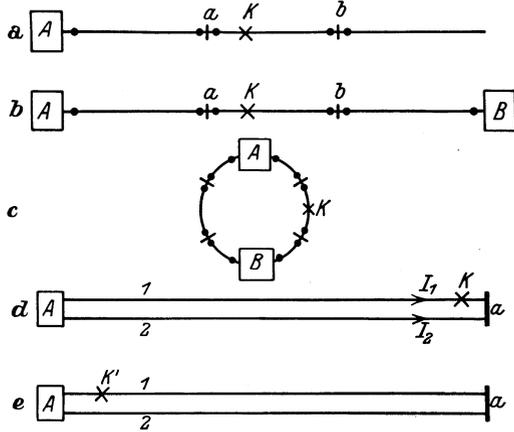


Abb. 48. Netze gemäß I.

$$I = \sum I'.$$

III. Der Zuflußstrom ist gleich der Summe der Fehlerströme:

$$I' = \sum I.$$

I: $I = I'$ liegt vor, wenn in eine Station nur zwei Leitungen einmünden. Abb. 48a stellt ein Strahlennetz dar, b eine doppelt gespeiste Leitung, c ein Ringnetz mit zwei Kraftwerken A und B. In allen diesen Fällen nimmt die Spannung von der Kurzschlußstelle nach dem Kraftwerk zu, während der Strom auf jeder Seite der Kurzschlußstelle konstant ist, im allgemeinen aber auf beiden Seiten einen verschiedenen Wert aufweist. Es ist ohne weiteres klar, daß sich mit einem Impedanzrelais eine Selektivität erreichen läßt, da die Schalter, die der Kurzschlußstelle am nächsten liegen, die kleinste Auslösezeit aufweisen. Besonders zu beachten ist der Fall der Abb. 48d und e. Dabei gehen von einem Kraftwerk A zwei Leitungen 1 und 2 ab, die am Ende durch die Sammelschiene der Unterstation a verbunden sind. Tritt ein Kurzschluß an der Stelle K auf, d. h. am Ende der parallelen Leitungen,

so führen bei gleicher Impedanz beide Leitungen praktisch den gleichen Strom. Die Spannung in der Unterstation a wird gleich der Lichtbogenspannung, sie nimmt von da nach dem Kraftwerk zu. Der Kurzschlußstrom im Lichtbogen setzt sich aus den beiden Fehlerströmen I_1 und I_2 zusammen. Der Schalter der Leitung 1 in der Unterstation a löst sehr schnell aus. Dadurch steigt der Widerstand des Kurzschlußpfades auf den doppelten Wert, und der gesamte, vom Kraftwerk A abzugebende Strom verringert sich. Dadurch wird auch die Ankerückwirkung kleiner, und es wird im allgemeinen die Spannung im Kraftwerk etwas ansteigen. Entsprechend diesen neuen Verhältnissen erfolgt dann die Auslösung des Schalters der Leitung 1 im Kraftwerk.

Tritt jedoch der Kurzschluß an der Stelle K' (vgl. Abb. 48e), d. h. in unmittelbarer Nähe des Kraftwerkes auf, so wird die Spannung im Kraftwerk A praktisch 0. Dies hat zur Folge, daß über die Leitung 2 zunächst kein Strom fließt. Das Relais der Leitung 1 in der Unterstation a bleibt somit in seiner Ruhestellung. Sowie der Schalter der Leitung 1 im Kraftwerk A gefallen ist, fließt nun ein Strom über die Leitung 2 und zurück über Leitung 1 nach der Stelle K' . Die Spannung im Kraftwerk A stellt sich gemäß diesen Verhältnissen ein, und das Relais der Leitung 1 in a beginnt zu laufen und löst entsprechend der

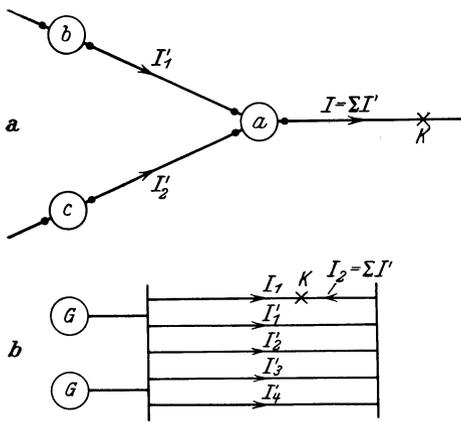


Abb. 49. Netze gemäß II.

Impedanz der Leitung 1 aus. Aus dem Gesagten folgt, daß bei Lage der Kurzschlußstelle gemäß Abb. 48e der eigenartige Fall vorliegt, in dem sich die Auslösezeiten der Relais addieren. Diese Möglichkeit muß daher bei der Projektierung von Überstromschutzanlagen immer berücksichtigt werden.

II: Bei $I = \sum I'$ läßt sich immer eine Selektivität erreichen, da der Quotient $\frac{U}{I}$ immer kleiner ist als $\frac{U}{I'}$ (vgl. Abb. 49 a und b). Wir hatten bereits darauf hingewiesen, daß man bei Netzen, gemäß Fall II, nicht mehr auf das sichere Funktionieren der Energierichtungsrelais angewiesen ist. Es ergibt sich somit als wichtige Schlußfolgerung, daß ein Impedanzschutz um so sicherer arbeitet, je stärker ein Netz vermascht wird. Das Impedanzprinzip kommt somit den Bedürfnissen des Betriebes weitgehend entgegen.

III: $I' = \sum I$. Netze, bei denen der Zuflußstrom größer ist als der Fehlerstrom, sind verhältnismäßig sehr selten. Sie stellen auch den einzigen Fall dar, bei dem das Impedanzprinzip nicht bedingungs-

los anwendbar ist. Dies soll an Hand der Abb. 50 erläutert werden. Es bedeutet A das Kraftwerk, a und b Unterstationen. Von A führt nach a eine einzige Leitung, von a nach b hingegen eine Doppelleitung. Tritt der Kurzschluß an der Stelle K auf (vgl. Abb. 50a), d. h. an der Sammelschiene der Unterstation b , so sind die Ströme I_1 und I_2 in den beiden Leitungen der Doppelleitung gleich groß und haben den halben Wert des Zuflußstromes I' . Die Auslösezeit der Abgangsschalter der Station a ist gegeben durch die Impedanz

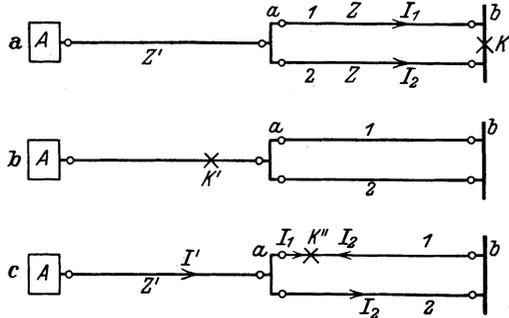


Abb. 50. Netz gemäß III.

$$Z = \frac{U_a}{I_1} = \frac{U_a}{I_2}, \tag{3}$$

während die Auslösezeit des Kraftwerkschalters den Wert $\frac{U_A}{I'}$ hat. Dabei ist

$$U_a = I_1 Z, \tag{4}$$

wobei Z die Impedanz einer Leitung zwischen den Unterstationen a und b bedeutet. Die Spannung des Kraftwerkes A wird

$$U_A = U_a + I' Z'. \tag{5}$$

Z' ist die Impedanz der Verbindungsleitung zwischen Kraftwerk A und Unterstation a .

Es ist nun zu untersuchen, ob die für die selektive Abschaltung erforderliche Bedingung:

$$\frac{U_A}{I'} > \frac{U_a}{I_1} \tag{6}$$

erfüllt ist. Setzt man die Auslösezeiten der Relais proportional der zugehörigen Impedanz, wobei der Proportionalitätsfaktor mit p bezeichnet wird, so erhält man für die Auslösezeit in der Station a :

$$t_a = p \frac{U_a}{I_1} = p Z \tag{7}$$

und im Kraftwerk

$$t_A = p \frac{U_A}{I'} = p \frac{(U_a + I' Z')}{I'} \tag{8}$$

und da

$$I' = 2 I_1 \tag{9}$$

$$t_A = p \left(\frac{Z}{2} + Z' \right). \tag{10}$$

Daraus geht hervor, daß eine selektive Abschaltung des Fehlers nur dann möglich ist, wenn die Impedanz Z' mindestens halb so groß ist wie die Impedanz Z .

Es fragt sich nun, welche Mittel anzuwenden sind, um diesen Übelstand zu beseitigen. Wir haben bis jetzt unsere Schlußfolgerungen ausschließlich auf die tatsächlich vorhandenen sogenannten Primärimpedanzen der Leitungen bezogen. In Wirklichkeit sind jedoch die Relais über Strom- und Spannungswandler angeschlossen. Der Quotient aus Sekundärspannung und Sekundärstrom steht dann in einem bestimmten festen Verhältnis zur primären Impedanz. Hat z. B. der Spannungswandler ein Übersetzungsverhältnis 6000/110 und der Stromwandler 500/5, so ist das Verhältnis ξ zwischen Primär- und Sekundärimpedanz gegeben durch folgenden Quotienten:

$$\xi = \frac{\frac{6000}{500}}{\frac{110}{5}} = \frac{12}{22} = \frac{1}{1,83}, \quad (11)$$

d. h. es entspricht 1 Ohm primärer Impedanz 1,83 Ohm sekundärer Impedanz. Im allgemeinen muß, wie leicht ersichtlich ist, diese Verhältniszahl für das ganze Netz konstant sein, da nur dann durch die Relais die wirklichen Impedanzverhältnisse richtig gemessen werden können. Eine Ausnahme bildet lediglich der allerdings selten vorkommende Fall III. Macht man nämlich das Übersetzungsverhältnis der Stromwandler der Speiseleitung doppelt so groß, z. B. 100/5, während bei den Leitungen 1 und 2 Stromwandler mit dem Übersetzungsverhältnis 50/5 eingebaut werden, so ist die Schwierigkeit behoben, denn die Speiseleitung führt dann sekundär den gleichen Strom wie eine der Leitungen 1 und 2. Es wird also:

$$I'_s = I_{s1} = I_{s2},$$

wobei durch den Index s angedeutet werden soll, daß es sich jetzt um die Sekundärstromstärke handelt. Da die Spannung von K nach dem Kraftwerk hin zunimmt, ist immer U_A größer als U_a , d. h. die Selektivität bleibt unter allen Umständen gewahrt. Tritt bei dieser Leitungsanordnung und Wahl der Übersetzungsverhältnisse der Stromwandler ein Kurzschluß in der Speiseleitung, z. B. an der Stelle K' auf (vgl. z. B. Abb. 50b), so ist dieser Fall auf den Fall I reduziert; es kommt also auch bei dieser Betriebsstörung eine selektive Abschaltung zustande.

Eine Komplikation ergibt sich, wenn der Kurzschluß in unmittelbarer Nähe der Station a , z. B. bei K'' auftritt (vgl. Abb. 50c). Es liegt dann der Fall der Abb. 48e vor, wobei sich die Auslösezeiten addieren. Dabei ist zu beachten, daß sofort nach Auftreten des Kurzschlusses bei K'' auch das Relais im Kraftwerk A anfängt zu laufen. Wir untersuchen nun, unter welchen Bedingungen eine selektive Abschaltung eintritt. Dabei sind zwei Betriebszustände zu unterscheiden, der erste dauert vom Eintreten des Kurzschlusses bis zur Abschaltung der Leitung 1 in a , der zweite von diesem Zeitpunkt an bis zum Fallen des

Schalters der Leitung I in b . Die Ströme und Spannungen im ersten Zustand sollen mit U und I , im zweiten mit \bar{U} und \bar{I} bezeichnet werden.

Zustand 1: Die Spannung der Station a sei gleich U_a . Sie wird angenähert gleich der Lichtbogenspannung an der Kurzschlußstelle K'' sein. Bedeutet R_B den Lichtbogenwiderstand, so ist der Strom

$$I_1 = \frac{U_a}{R_B}, \quad (12)$$

während

$$I_2 = \frac{U_a}{R_B + 2Z} \quad (13)$$

praktisch gleich 0, zum mindesten aber wesentlich kleiner als der Ansprechstrom der Relais wird. Dies hat zur Folge, daß $I' \approx I_1$ ist. Wir setzen die Auslösecharakteristik der Relais gemäß folgender Gleichung an:

$$t_a = t_0 + p \cdot \frac{U}{I}, \quad (14)$$

wobei t_0 die Grundzeit des Relais bedeutet. Die Abschaltung des Schalters der Leitung I in a erfolgt annähernd in der Grundzeit t_0 . Während dieser Zeit ist das Relais im Kraftwerk A ebenfalls gelaufen. Eine Abschaltung konnte jedoch nicht erfolgen, da die Spannung in A größer ist als in a , während die Ströme gleich sind.

Zustand 2. Nachdem der Schalter der Leitung I in a gefallen ist, ergibt sich folgende Stromverteilung:

$$\bar{I}_2 = \bar{I}' = \frac{U_A}{Z' + 2Z}. \quad (15)$$

Damit wird die Auslösezeit des Schalters der Leitung I in b :

$$t_b = t_0 + p \frac{U_b}{\bar{I}_2} = t_0 + p \frac{\bar{I}_2 Z}{\bar{I}_2} = t_0 + p Z. \quad (16)$$

Die zusätzliche Ablaufzeit im Kraftwerk A wird:

$$\bar{t}_A = p(Z' + 2Z). \quad (17)$$

Damit eine selektive Abschaltung des Fehlers K'' erfolgt, muß folgende Bedingung erfüllt sein:

$$\bar{t}_A > t_b \quad (18)$$

oder

$$p(Z' + 2Z) > t_0 + pZ. \quad (19)$$

Dies läßt sich auch in folgender Form schreiben:

$$p(Z' + Z) > t_0. \quad (20)$$

Diese Bedingung ist um so leichter zu erfüllen, je kleiner die Grundzeit t_0 der Relais eingestellt ist. Praktisch wählt man t_0 in der Größenordnung von 0,5 bis 2 s, so daß, falls der Anstieg p und die Impedanzen Z' und Z nicht extrem klein sind, obige Bedingung sich immer erfüllen läßt. Im ungünstigsten Fall kann man sich dadurch helfen, daß man die Grundzeit der Kraftwerks-Relais etwas höher einstellt.

Bisher hatten wir angenommen, daß die Wandler überall gleiches Übersetzungsverhältnis besitzen. Macht man wieder von dem Hilfsmittel Gebrauch, daß man dem Wandler der Zuleitung das doppelte Übersetzungsverhältnis gibt, so werden die Verhältnisse wesentlich günstiger, da die zu erfüllende Bedingung dann folgende Form annimmt:

$$p(2Z' + Z) > t_0. \quad (21)$$

Zusammenfassung: Bei Netzen, deren Aufbau dem Falle I und II entspricht, läßt sich bei beliebiger Lage der Kurzschlußstelle eine einwandfreie selektive Abschaltung durch Impedanzrelais erzielen. Bei sehr verschiedenen Abständen der Stationen kann unter Umständen die Zeitstaffelung zwischen zwei Relais sehr klein werden. Dies hat aber nur Einfluß auf die anzustrebende Zeitgenauigkeit der Relais, kommt jedoch für die allgemeine Prüfung des Impedanzprinzips nicht in Frage. Netze gemäß Fall III können durch passende Wahl des Übersetzungsverhältnisses der Stromwandler auf Fall I reduziert werden und bieten somit keine weiteren Schwierigkeiten. Etwas Vorsicht ist im allgemeinen nur dann erforderlich, wenn bei einseitiger Speisung die Kurzschlüsse in unmittelbarer Nähe der speisenden Station gelegen sind, da sich dann die Auslösezeiten der den Kurzschluß abschaltenden Relais addieren. Mit zunehmender Zahl der Speisestellen und Vermaschungen des Netzes erhöht sich die Betriebssicherheit des Impedanzschutzes, da man unabhängig wird von dem sicheren Ansprechen der Energierichtungsrelais, Fall III im allgemeinen nicht mehr auftritt und infolge der mehrfachen Speisung auch die Addition der Auslösezeiten verschwindet. Infolge der bewiesenen, weitgehenden Unabhängigkeit des Impedanzprinzips von dem Aufbau des Netzes, stellt es zur Zeit die leistungsfähigste Fehlerschutzanordnung dar.

4. Die Theorie der Impedanzrelais.

Die dem Relaiskonstrukteur gestellte Aufgabe lautet: Es ist ein Relais zu entwerfen, dessen Auslösezeit eine Funktion der Impedanz, Reaktanz oder des Widerstandes ist. Dabei hat man die zusätzliche Bedingung zu erfüllen, daß das Relais nur ablaufen darf, wenn die Energie von der Station wegfließt. Diese zweite Forderung soll zunächst vernachlässigt werden. Sie läßt sich im allgemeinen durch Anwendung eines empfindlichen Energierichtungsrelais leicht erfüllen (siehe auch Abb. 44).

Von den vielen möglichen funktionellen Zusammenhängen zwischen Auslösezeit t und Impedanz Z erweist sich die lineare Abhängigkeit als die zweckmäßigste, da nur in diesem Falle in jedem Netzpunkt gleiche Bedingungen herrschen. Zum Schluß werden wir noch eine Anordnung besprechen, bei der eine unstetige Beziehung zwischen t und Z besteht. Relais dieser Art wurden in Amerika verwendet.

Es sollen zunächst einige Prinzipanordnungen kurz erläutert werden, welche gestatten, die Impedanz Z oder deren Komponenten $X = Z \sin \varphi_k$ bzw. $R = Z \cos \varphi_k$ zu messen. Im Anschluß daran werden bei der Ab-

leitung der Wirkungsweise ausgeführter Systeme die eigenartigen Schwierigkeiten der Impedanzrelais zur Sprache kommen.

a) In Abb. 51 wird von der Spannungsspule 1 die Kurvenscheibe 2 je nach Größe der Spannung U in eine bestimmte Lage eingestellt. Die Stromspule 3 wirkt auf den Magnetkern 4 ein, der mit dem Hemmwerk 5 gekuppelt ist. Für das Folgende legen wir fest, daß bei Aufeinandertreffen von Kurvenscheibe 2 und Schneide 6 elektrisch oder mechanisch die Auslösung erfolgen soll. Die Ausbildung des Spannungsstromsystems in Anordnung nach Abb. 51 hat nun nach folgenden Gesichtspunkten zu geschehen:

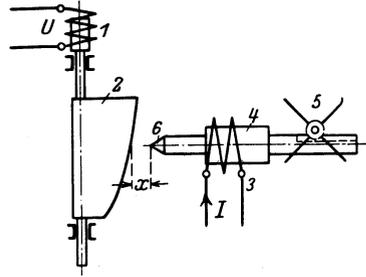


Abb. 51. Impedanzrelais, bei dem das Spannungssystem den Ablaufweg des Stromsystems einstellt.

1. Bei stillstehendem Stromsystem soll der Abstand x proportional der Spannung U sein, was sich durch entsprechende Ausbildung der Kurvenscheibe 2 im allgemeinen leicht erreichen läßt. Es ist dann:

$$x = x_0 + c_1 U. \quad (1)$$

Die Geschwindigkeit, mit der sich der bewegliche Teil des Stromsystems bewegt, soll proportional dem Strom sein, d. h.

$$\frac{dx}{dt} = c_2 I. \quad (2)$$

Die Erfüllung dieser Forderung ist viel schwieriger, vor allem deshalb, weil zunächst alle Kraftwirkungen des Stromes proportional I^2 sind. (2) integriert von $0 \dots x$ ergibt:

$$x = c_2 I t \quad (3)$$

eingesetzt in (1) und nach t aufgelöst führt zu:

$$t = \frac{x_0}{c_2 I} + \frac{c_1}{c_2} \frac{U}{I}$$

oder

$$t = t_0(I) + cZ. \quad (4)$$

Macht man $x_0 = 0$, d. h. es soll bei der Spannung $U = 0$ der Abstand zwischen Kurvenscheibe 2 und Schneide 6 Null sein, so wird auch die sogenannte Grundzeit $t_0 = 0$, und man erhält als Gleichung des Relais nach Abb. 51

$$t = cZ,$$

d. h. die Auslösezeit ist proportional der Impedanz.

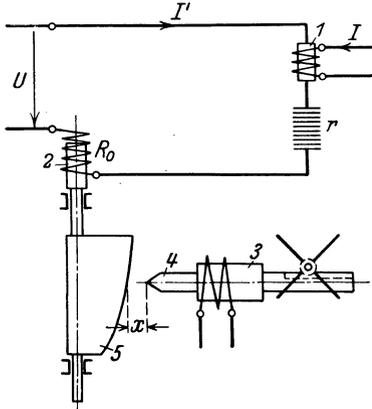
b) Das Wesentliche der Anordnung nach Abb. 52 besteht in der Verwendung eines mit dem Strom I veränderlichen Widerstandes r , der schematisch als Kohlenplattenwiderstand angedeutet ist. Der Druck auf dieses System wird in Abhängigkeit vom Strom I geändert. Es soll

nun die Beziehung bestehen

$$r = c_1 I. \tag{5}$$

Der Strom I' , welcher durch den Widerstand r und die Spule 2 fließt, ist

$$I' = \frac{U}{R_0 + r} = \frac{U}{R_0 + c_1 I}.$$



Bei ruhendem Zeitwerk 3 werde die Bedingung erfüllt, daß der Abstand x proportional dem Strom I' ist, andererseits soll x proportional t sein, was durch Ablauf des Zeitwerkes mit konstanter Geschwindigkeit erreicht wird. Dann erhält man die Beziehungen:

$$x = c_2 \frac{U}{R_0 + c_1 I}, \tag{7}$$

$$x = c_3 t, \tag{8}$$

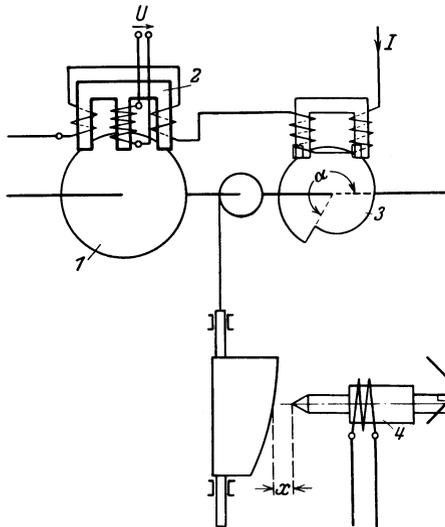
Abb. 52. Impedanzrelais mit veränderlichem Widerstand zur direkten Bestimmung der Impedanz.

woraus folgt:

$$t = \frac{c_2}{c_3} \frac{U}{R_0 + c_1 I}.$$

Macht man R_0 klein gegen $r = c_1 I$, so wird

$$t \approx c \frac{U}{I} = c \cdot Z. \tag{9}$$



e) Auf die Scheibe 1 wirke ein wattmetrisches Magnetsystem 2 ein (vgl. Abb. 53), wodurch ein Drehmoment

$$M_1 = c_1 U I \cos \varphi_k \tag{10}$$

erzeugt wird.

Mit 1 ist die Scheibe 3 gekuppelt, auf die ein Strommagnet mit Kurzschlußwindungen einwirkt. Wesentlich ist nun, daß die Scheibe 3 nicht kreisrund ist, sondern eine spiralenförmige Begrenzungslinie aufweist. Das auf sie ausgeübte

Moment ist daher eine Funktion der Stellung α

$$M_2 = c_2 I^2 \cdot \alpha. \tag{11}$$

Im Gleichgewichtszustand ist $M_1 = M_2$, woraus folgt:

$$\alpha = \frac{c_1}{c_2} \frac{U}{I} \cos \varphi_k = c_3 Z \cos \varphi_k. \quad (12)$$

Macht man nun den Abstand x proportional α sowie durch Verwendung eines Uhrwerkes gemäß **b)** $x = c_4 t$, so erhält man

$$t = c Z \cos \varphi_k = c \cdot X. \quad (13)$$

Aus (13) folgt, daß die Auslösezeit proportional der Reaktanz X ist. Bei entsprechender Schaltung des Systems 2 (Sinusschaltung) kann erreicht werden, daß die Auslösezeit proportional dem Widerstand R wird:

$$t = c Z \sin \varphi_k = c R. \quad (13')$$

d) Auf das eine Ende eines Wagebalkens 1 (vgl. Abb. 54) wirkt ein Stromsystem ein, dessen Umdrehungszahl proportional dem Strom I ist, während das andere Ende durch einen Spannungsmagneten, dessen Anziehungskraft proportional der Spannung U ist, festgehalten wird. Das System 2 spannt die Feder 4, bis deren Zugkraft von 3 überwindet; nun kippt der Wagebalken und bewirkt damit die Auslösung. Aus Abb. 54 lassen sich folgende Beziehungen ablesen:

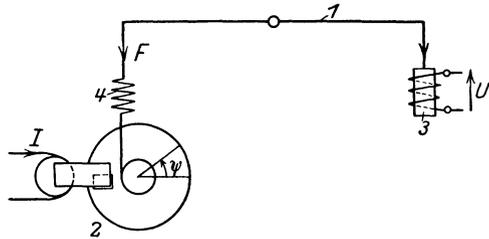


Abb. 54. Impedanzrelais mit Wagebalken.

$$F = c_1 \psi = c_2 U, \quad (14)$$

$$\psi = \int_0^t \psi' dt = \int_0^t c_3 I dt = c_3 I t * \quad (15)$$

in (14) eingesetzt ergibt:

$$\begin{aligned} c_1 c_3 I t &= c_2 U \\ t &= c \frac{U}{I} = c Z. \end{aligned} \quad (16)$$

e) Die Scheibe 1 (Abb. 55) dreht sich im stationären Zustand mit der Winkelgeschwindigkeit ω

$$\omega = \frac{c_1 U I \cos \varphi_k}{c_2 U^2 + c_3 I^2}. \quad (17)$$

Macht man c_3 so klein, daß $c_3 I^2$ gegen $c_2 U^2$ vernachlässigt werden kann, so wird:

$$\omega = \frac{c_1 I \cos \varphi_k}{c_2 U}. \quad (17')$$

* Dabei wird angenommen, daß es durch besondere Maßnahmen gelingen ist, ψ' proportional I zu machen.

Die Zeit, welche die Scheibe 1 braucht, um den Winkel ψ_0 zu durchlaufen, ist:

$$t = \frac{\psi_0}{\omega} = \frac{\psi_0 c_2 U}{c_1 I \cos \varphi_k} = \frac{c}{\cos \varphi_k} \cdot Z. \quad (18)$$

Sofern $\cos \varphi_k$ als konstant angesehen werden kann, ist die Auslösezeit proportional der Impedanz.

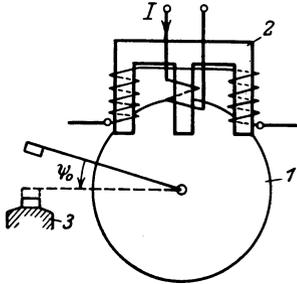


Abb. 55. Impedanzrelais mit Leistungssystem.

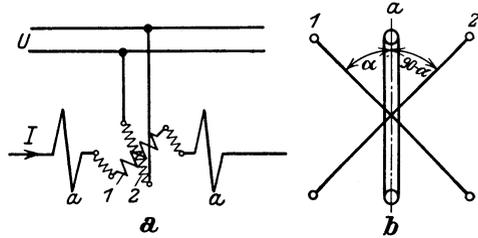


Abb. 56. Reaktanzrelais mit Kreuzspulensystem.

f) Ein feststehendes Spulenpaar a (Abb. 56), das im vorliegenden Falle zweckmäßig vom Strom gespeist wird, erzeugt ein Richtungsfeld, in dem sich das Kreuzspulensystem $1-2$ dreht, die Spule 1 ist in Reihe mit a geschaltet, während 2 an der Spannung liegt. Das Moment zwischen a und 1 wird:

$$M_{a1} = c_1 I^2 \sin \alpha. \quad (19a)$$

Besteht zwischen Spannung U und Strom I die Phasenverschiebung φ_k , so erhält man für das Moment zwischen a und 2

$$\begin{aligned} M_{a2} &= c_2 U I \sin (90 - \alpha) \cos \varphi_k \\ &= c_2 U I \cos \alpha \cos \varphi_k \end{aligned} \quad (19b)$$

Das Kreuzspulensystem stellt sich nun auf die Gleichgewichtslage ein, in der $M_{a1} = M_{a2}$ ist:

$$\begin{aligned} c_1 I^2 \sin \alpha &= c_2 U I \cos \alpha \cos \varphi_k \\ \operatorname{tg} \alpha &= \frac{c_2 U}{c_1 I} \cos \varphi_k = c X. \end{aligned}$$

Macht man nun den Abstand von einer Kurvenscheibe proportional $\operatorname{tg} \alpha$ und läßt man dagegen ein Uhrwerk mit konstanter Geschwindigkeit laufen, so erhält man als Charakteristik:

$$t = c X. \quad (20)$$

An Stelle des Kreuzspulensystems kann auch ein Kreuzeisensystem verwendet werden. Diese Anordnung hat den Vorteil, daß keine beweglichen Zuleitungen erforderlich sind.

g) In Abb. 57 bedeutet 1 einen Lenker, der sich um den festen Punkt 2 dreht. Er wird bewegt von einem Strommagneten 3 und einem

Spannungsmagneten 4, welche beide an dem Gleitstück 5 angreifen. 6 ist ein Zeitwerk, welches mit konstanter Geschwindigkeit abläuft und beim Auftreffen auf den Lenker 1 die Auslösung bewirkt. Wir setzen nun fest, daß die Strecke x proportional dem Strom I und die Strecke y proportional der Spannung U sei, was sehr angenähert durch entsprechende Bemessung der Magnete 3 und 4 erreicht werden kann. Damit erhält man

$$\begin{aligned} x &= c_1 I, \\ y &= c_2 U. \end{aligned}$$

Durch Quotientenbildung ergibt sich:

$$\frac{y}{x} = c_3 \frac{U}{I} = \operatorname{tg} \alpha. \quad (21)$$

Die Strecke z , welche das Zeitwerk durchlaufen muß, ist

$$z = a \operatorname{tg} \alpha = c_4 t.$$

Zusammen mit (21) erhält man schließlich

$$t = \frac{a}{c_4} \operatorname{tg} \alpha = a \frac{c_3}{c_4} \frac{U}{I} = c Z. \quad (22)$$

Aus (22) geht hervor, daß tatsächlich die Auslösezeit proportional der Impedanz ist.

Wir gehen nun dazu über, einige ausgeführte Konstruktionen etwas näher zu untersuchen, und an Hand einfacher Überlegungen ihre Charakteristik abzuleiten. Wir werden sehen, daß zunächst immer unbedeutend erscheinende Vernachlässigungen die Ursache dafür sind, daß mit diesen Relais keine ideale Impedanzcharakteristik erreicht wird. Die Hauptschwierigkeit besteht darin, daß das Impedanzrelais innerhalb eines enorm großen Meßbereiches richtig arbeiten soll. Es wird heute die Forderung erhoben, daß der Strombereich zwischen Nennstrom und 30fachen Nennstrom liegen soll, während andererseits das Relais auch noch sicher arbeiten soll bei 1...2% der Nennspannung.

1. Das N-Relais¹. Dieses Relais lehnt sich in seinem Prinzip an das Beispiel a) an, jedoch ist das vom Strom betätigte Hemmwerk durch einen Bimetallstreifen ersetzt. In Abb. 58 bedeutet I die Spannungsspule eines Voltmeters 2, 3 einen vom Strom

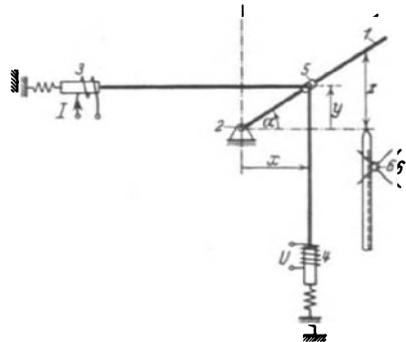


Abb. 57. Impedanzrelais mit kinematischer Bestimmung der Impedanz.

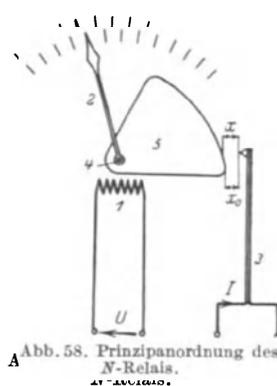


Abb. 58. Prinzipanordnung des N-Relais.

¹ Wird von der Dr. Paul Meyer A.-G., Berlin, gebaut.

durchflossenen Bimetallstreifen; auf der Achse 4 des Voltmeters sitzt eine Kurvenscheibe 5. Verbiegt sich der Bimetallstreifen infolge seiner Erwärmung um die Strecke x , so berührt sein oberes Ende die Kurvenscheibe 5, was die Auslösung des zugehörigen Schalters zur Folge haben soll. Bei der Spannung 0 ist der Abstand x_0 zu durchlaufen. Macht man nun — was bei Verwendung einer Kurvenscheibe leicht möglich ist — die Zunahme von x proportional der Spannung, so wird:

$$x = x_0 + c_1 U. \quad (23)$$

Die Ausbiegung des Bimetallstreifens ist genau proportional seiner Übertemperatur, d. h. der Abstand x ist proportional der Temperatur des Bimetallstreifens

$$x = c_2 \vartheta. \quad (24)$$

Der Bimetallstreifen selbst kann als linearer, vom Strom durchflossener Leiter angesehen werden. Seine Temperatur in Abhängigkeit von Strom und Zeit ergibt sich aus der bekannten Gleichung [vgl. (114) S. 50]

$$\vartheta = c_3 I^2 (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}), \quad (25)$$

wobei τ die Zeitkonstante des Bimetallstreifens bedeutet.

Setzt man in (25) den Wert aus (24) ein, so erhält man:

$$x = c_2 c_3 I^2 (1 - e^{-\frac{t}{\tau}}). \quad (26)$$

Abgeleitet nach der Zeit ergibt sich:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{c_2 c_3}{\tau} I^2 e^{-\frac{t}{\tau}}. \quad (27)$$

Solange die Voraussetzung zutrifft, daß die Ablaufzeit t klein ist gegen die Zeitkonstante τ des Bimetallstreifens, ist der Ausdruck $e^{-\frac{t}{\tau}}$ angenähert = 1. Dies bedeutet andererseits, daß x proportional t ist, und es folgt aus (27)

$$x = c I^2 t. \quad (28)$$

Setzt man für x den Wert aus Gleichung (23) ein, so erhält man schließlich durch Auflösen nach t :

$$t = \frac{x_0}{c I^2} + \frac{c_1 U}{c I^2}. \quad (29)$$

Diese Charakteristik weisen in Annäherung die ersten N -Relais auf, welche im Jahre 1920 gebaut wurden.

Die Umwandlung in ein Impedanzrelais geschah durch die Vorschaltung eines kleinen Stromwandlers vor den Bimetallstreifen, dessen Übersetzungsverhältnis mit zunehmendem Strom abnimmt. Bedeutet J den Strom auf der Primärseite des kleinen Relaiswandlers, der gleich ist dem Sekundärstrom des im Netz eingebauten Wandlers, I den im Bimetallstreifen tatsächlich fließenden Strom, so gelang es, durch entsprechende Dimensionierung dieses Wandlers, folgende Beziehung

zwischen den Strömen J und I angenähert zu erreichen.

$$I = \sqrt{J}. \tag{30}$$

In (29) eingesetzt, ergibt die Charakteristik der heutigen N -Relais; sie lautet:

$$t = \frac{x_0}{cJ} + \frac{c_1}{c}Z. \tag{31}$$

Macht man den Abstand x_0 sehr klein, so wird die Auslözeit direkt proportional der Impedanz. Es ist nun interessant, die berechnete Cha-

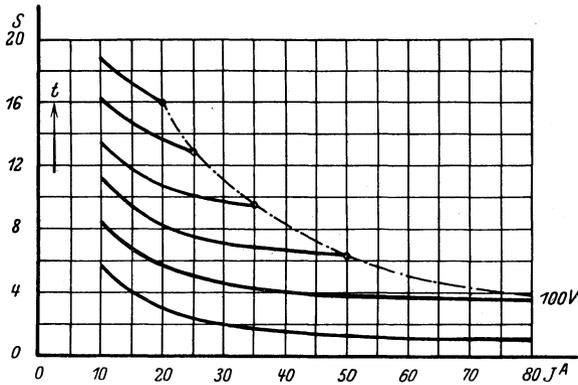


Abb. 59. Berechnete Impedanzkurven des N -Relais.

rakteristik mit der gemessenen Charakteristik des N -Relais zu vergleichen. Bei einem reinen Impedanzrelais müßte die Auslözeit vollständig unabhängig von der Größe des Stromes sein, sofern die Impe-

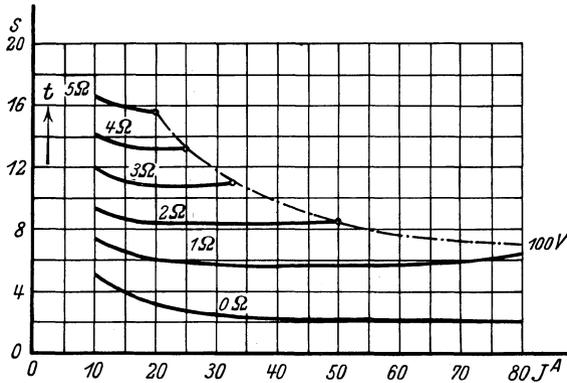


Abb. 60. Gemessene Impedanzkurven des N -Relais.

danz immer die gleiche bleibt. Im Gegensatz dazu geht aus Abb. 59, welche die theoretisch berechnete Stromabhängigkeit gemäß (31) wiedergibt, hervor, daß die Auslözeiten bei kleinem Strom ganz gleichmäßig etwas größer sind. Die strichpunktiert eingezeichnete Kurve entspricht der Spannung 100 Volt und damit der Grenze des Arbeitsbereiches dieses

Relais. In Abb. 60 sind die experimentell bestimmten Kurven aufgetragen. Ein Vergleich der beiden Abbildungen zeigt, daß die wesentlichen Eigenschaften durch (31) gut wiedergegeben werden. Weiter wird dadurch bestätigt, daß durch Vorschaltung des kleinen Stromwandlers die Bedingung (30) in Annäherung erfüllt wird. Abweichungen zeigen sich bei sehr großen Strömen, da dann der kleine Relaiswandler schon stark gesättigt ist, was zur Folge hat, daß der im Bimetallstreifen fließende Strom langsamer zunimmt als es nach (30) der Fall sein müßte. Dies hat aber den Vorteil, daß bei sehr großem Strom die Auslösezeit nicht,

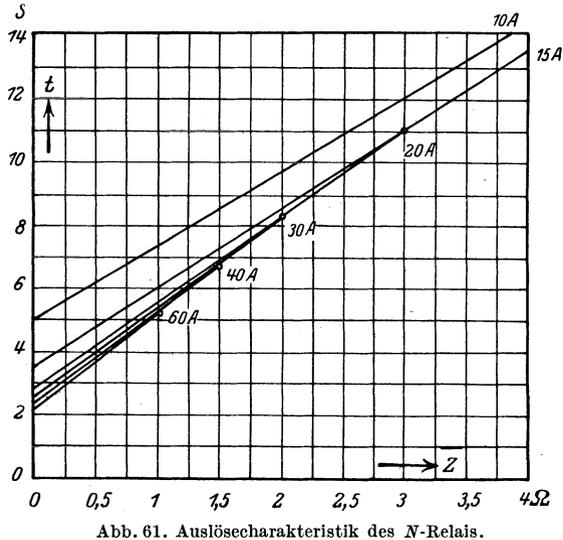


Abb. 61. Auslösecharakteristik des N -Relais.

wie es nach (31) der Fall sein müßte, auf Null geht, sondern sich einem endlichen Grenzwert nähert; dadurch wird erreicht, daß die Abschaltung immer erst nach Abklingen des Stoßkurzschlußstromes erfolgt. — Aus dem Gesagten geht hervor, daß im Bereich sehr großer Ströme das N -Relais annähernd als rein spannungsabhängiges Relais wirkt. In Kapitel 3 hatten wir gezeigt, daß auch in diesem Falle immer eine selektive Auslösung erfolgen muß, da das Gesetz, daß die Spannung nach den Speisepunkten hin zunimmt, allgemeine Gültigkeit hat.

In Abb. 61 sind die Impedanzkurven eines N -Relais für einige Ströme aufgetragen. Aus (31) geht hervor, daß sämtliche Impedanzkurven einander parallel sein müssen, ferner, daß die Grundzeit etwa umgekehrt proportional dem Strom abnimmt. Dieses Verhalten zeigt im wesentlichen auch die Kurvenschar der Abb. 61. Die einzelnen Geraden laufen annähernd parallel, und die Grundzeit nimmt mit zunehmendem Strom ab, wobei sich erkennen läßt, daß die Grundzeit sich einem endlichen Wert nähert.

Im Laufe der Entwicklung dieses Relais wurden verschiedene Anordnungen durchgebildet, welche gestatten, die Stromabhängigkeit der Grundzeit zu eliminieren. Sie sind aber immer mit einer Kompl-

kation des Relais verbunden und wurden deshalb wieder fallen gelassen, und zwar vor allem auch aus folgendem Grund: Tritt z. B. am Ende eines Kabels *I* (vgl. Abb. 62) ein Kurzschluß auf, so fällt die Spannung in der Station *a* auf Null, die Energierichtungsrelais können nicht mehr

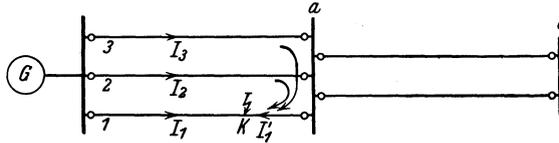


Abb. 62. Kurzschlußströme in einem System aus drei parallelen Leitern.

ansprechen, der Strom I'_1 ist gleich der Summe von I_2 und I_3 , also etwa doppelt so groß wie einer dieser beiden. Sämtliche Relais der Station *a* lösen in ihrer Grundzeit aus. Da aber — infolge des größeren Stromes des Kabels *I* — die Grundzeit in der Leitung dieses Relais etwas kleiner ist als die der Relais in den Leitungen 2 und 3, so tritt doch trotz Nichtansprechens der Energierichtungsrelais eine selektive Abschaltung ein. Daraus geht hervor, daß die geringe Stromabhängigkeit in der Grundzeit die Selektivität im vorliegenden Falle begünstigt.

— Aus diesem Beispiel ersieht man, daß die Hauptschwierigkeit darin liegt, das Stromsystem mit einer Geschwindigkeit zu bewegen, die proportional dem Strom ist. Die Abweichungen von der idealen Impedanzcharakteristik sind lediglich dadurch gegeben, daß es meßtechnisch nicht möglich war, die genannte Forderung über den ganzen Meßbereich zu erfüllen.

2. Das Distanzrelais¹. Es besteht im wesentlichen (vgl. Abb. 63) aus einer Ferrarisscheibe 1, die von einem Triebsystem 2 mit Stromwicklung 3 und Spannungswicklung 4 angetrieben wird. Durch einen vom Strom betätigten Magneten 5 wird über ein Zahnradgetriebe die Scheibe 1 zunächst auf eine Winkelgeschwindigkeit ω_0 gebracht. Nach Durchlauf des Winkels ψ_0 wird ein Kontakt geschlossen, der die Auslösung des Ölschalters bewirkt. Die Arbeitsweise des Relais läßt sich bei Anwendung des Flächensatzes auf das rotierende System leicht darlegen. Bedeutet Θ das Trägheitsmoment des beweglichen Teiles, ψ den laufenden Winkel und φ_k die Phasenverschiebung zwischen Strom und Spannung, so erhält man:

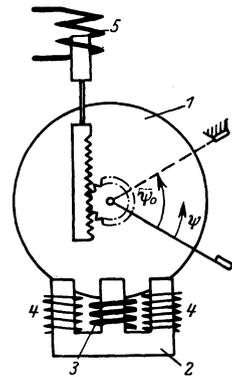


Abb. 63. Prinzipanordnung des Distanzrelais.

$$\Theta \frac{d^2 \psi}{dt^2} = c_1 U I \cos \varphi_k - (c_2 U^2 + c_3 I^2) \frac{d\psi}{dt}. \quad (32)$$

Die Lösung dieser Differentialgleichung ist:

$$\frac{d\psi}{dt} = \frac{k}{c} + K \cdot e^{-\frac{c}{\Theta} t}, \quad (33)$$

¹ Wird von der AEG, Berlin, gebaut.

wobei:

$$\begin{aligned} c &= c_2 U^2 + c_3 I^2 \\ k &= c_1 U I \cos \varphi_k. \end{aligned} \quad (34)$$

Es wäre nun denkbar, ein Relais in der gezeigten Anordnung zu konstruieren, dessen Ferrarisscheibe zur Zeit $t = 0$ still steht. Bei Eintreten eines Kurzschlusses müßte dann die Scheibe auf die Winkelgeschwindigkeit ω sich beschleunigen. Eine derartige Anordnung hätte aber den Nachteil, daß bei kleiner Spannung nur ein kleines Drehmoment zur Beschleunigung und Betätigung des Kontaktes zur Verfügung stünde.

Bei den von der AEG gebauten Relais wird zur Vermeidung dieses Nachteils die Scheibe im Moment des Auftretens eines Kurzschlusses durch einen Strommagneten auf eine bestimmte, immer gleiche Anfangsgeschwindigkeit ω_0 gebracht. Es lautet deshalb die Anfangsbedingung: Für $t = 0$; $\psi' = \omega_0$, damit wird die Integrationskonstante:

$$K = \omega_0 - \frac{k}{c} \quad (35)$$

und man erhält:

$$\psi' = \frac{k}{c} + \left(\omega_0 - \frac{k}{c} \right) e^{-\frac{c}{\theta} t}. \quad (36)$$

Der Verlauf von ψ' in Abhängigkeit von der Zeit geht aus Abb. 64 hervor. Die Winkelgeschwindigkeit zur Zeit $t=0$ beträgt ω_0 . Die Geschwindigkeit, auf die sich die Ferrarisscheibe im stationären Zustand einstellt, ist $\frac{k}{c}$.

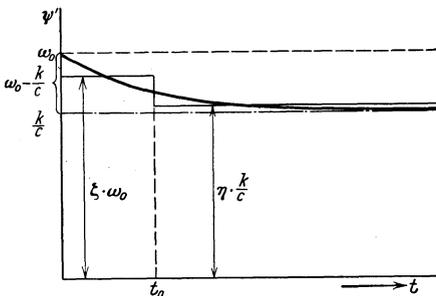


Abb. 64. Winkelgeschwindigkeit des Distanzrelais in Abhängigkeit der Zeit.

Um die Eigenschaften des Distanzrelais abzuleiten, ersetzen wir die Kurve der Abb. 64 durch die beiden konstanten Geschwindigkeiten $\xi \omega_0$ und $\eta \frac{k}{c}$. Bedeutet t_0 die Grundzeit des Relais, so muß die Bedingung erfüllt sein:

$$t_0 = \frac{\psi_0}{\xi \omega_0}. \quad (37)$$

Für Auslösezeiten, die größer sind als die Grundzeit t_0 , erhält man in Annäherung für die Charakteristik des Relais:

$$t = \frac{\psi_0}{\eta} \cdot \frac{c}{k}. \quad (38)$$

Aus (38) geht hervor, daß der Ablauf des Relais in erster Linie von der Größe

$$\frac{c}{k} = \frac{c_2 U^2 + c_3 I^2}{c_1 U I \cos \varphi_k} \quad (39)$$

abhängt. Bei der Diskussion sind folgende drei Fälle zu unterscheiden:

1.
$$c_2 U^2 \ll c_3 I^2 .$$

Dieser Betriebszustand tritt auf, wenn die Kurzschlußstelle nahe bei der Einbaustelle des Relais liegt. Es ist dann im allgemeinen die Spannung sehr klein und der Strom groß, so daß man $c_2 U^2$ gegen $c_3 I^2$ vernachlässigen kann. Der Ausdruck (38) nimmt die Form an:

$$\frac{c}{k} = \frac{c_3 I}{c_1 U \cos \varphi_k} = \frac{c_3}{c_1 \cos \varphi_k} \cdot \frac{1}{Z} . \tag{40}$$

Zusammen mit (38) folgt daraus, daß zunächst die Auslösezeit mit zunehmender Impedanz etwas abnimmt.

2.
$$c_2 U^2 = c_3 I^2$$

(38) nimmt die Form an:

$$\frac{c}{k} = \frac{2 c_2 \sqrt{\frac{c_3}{c_2}}}{c_1 \cos \varphi_k} , \tag{41}$$

d. h. die Auslösezeit ist in diesem Bereich konstant und unabhängig von der Größe der Impedanz.

3.
$$c_2 U^2 \gg c_3 I^2 ,$$

man erhält:

$$\frac{c}{k} = \frac{c_2 U^2}{c_1 U I \cos \varphi_k} = \frac{c_2}{c_1 \cos \varphi_k} \cdot Z . \tag{42}$$

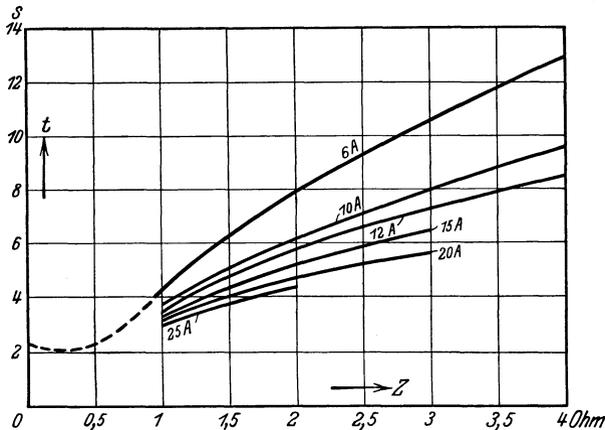


Abb. 65. Auslösecharakteristik des Distanzrelais.

In diesem Betriebszustand nimmt die Auslösezeit proportional mit der Impedanz zu. Das Distanzrelais ist nun so dimensioniert, daß in seinem Arbeitsbereich die Bedingung 3 nach Möglichkeit immer erfüllt ist. Aus unseren Überlegungen geht hervor, das die Impedanzkurve des Distanzrelais ein Minimum aufweisen muß, welches bei relativ kleinen Impedanzwerten liegt, während für größere Impedanzen die Auslösezeit

proportional mit Z zunimmt. Die Stromabhängigkeit wird sich derart äußern, daß für größere Ströme der Anstieg der Impedanzkurve etwas flacher wird.

In Abb. 65 sind einige experimentell aufgenommene Impedanzkurven des Distanzrelais zusammengestellt. Die Charakteristik für $6A$ zeigt in Übereinstimmung mit (40) und (41), daß die Auslösezeit für einen Impedanzwert von etwa $0,3 \Omega$ ein Minimum aufweist.

3. Das Impedanzrelais¹. Das Relais besteht im wesentlichen (vgl. Abb. 66) aus einem Spannungssystem I , dessen Anker 2 mit einem

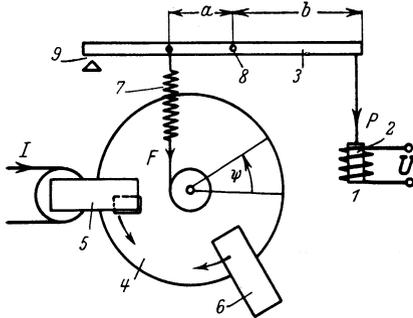


Abb. 66. Prinzipanordnung des Impedanzrelais.

Wagebalken 3 verbunden ist, ferner aus einem Ferrarissystem 4 , das von einem Elektromagneten 5 angetrieben und von dem permanenten Magneten 6 gebremst wird. Das Stromsystem spannt eine Feder 7 , die auf der anderen Seite des Drehpunktes 8 des Wagebalkens angreift. Überwiegt die Kraft der Feder 7 die magnetische Zugkraft des Spannungsmagneten 1 , so dreht sich der Wagebalken im Gegenzeiger-

sinn und schließt an der Stelle 9 einen Kontakt.

Durch besondere Formgebung ist es gelungen, die magnetische Zugkraft des Spannungsmagneten proportional der Spannung selbst zu machen, also

$$P = c_1 U. \quad (43)$$

Die Federspannung F werde proportional dem Drehwinkel ψ angesetzt

$$P = c_2 \psi. \quad (44)$$

Die Bedingung für die Auslösung lautet:

$$P b = F a. \quad (45)$$

Wendet man den Flächensatz auf das rotierende System an, so ergibt sich:

$$\begin{aligned} \Theta \frac{d^2 \psi}{dt^2} &= \sum M = c_1 I^2 - c_2 I \frac{d\psi}{dt} - c_3 \psi - c_4 \frac{d\psi}{dt} \quad *) \\ &= c_1 I^2 - (c_2 I + c_4) \psi' - c_3 \psi. \end{aligned} \quad (46)$$

Die linear vom Strom abhängige Dämpfung ist durch besondere Ausbildung des Magnetsystems erreicht worden. Wir setzen zur Abkürzung:

$$- c_1 I^2 = a; \quad c_2 I + c_4 = b; \quad c_3 = c \quad (47)$$

und erhalten:

$$\Theta \psi'' + b \psi' + c \psi + a = 0. \quad (48)$$

¹ Wird gebaut von Westinghouse & Siemens-Schuckert.

*) Den Hinweis, daß die Stromdämpfung $= c_2 I \psi'$ ist, verdanke ich Walther Koch, SSW.

Die Lösung lautet:

$$\psi = K_1 e^{w_1 t} + K_2 e^{w_2 t} + \frac{a}{c}, \quad (49)$$

wobei

$$w_1 \text{ bzw. } w_2 = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4\Theta c}}{2\Theta} \quad (50)$$

bedeutet. Für die Integrationskonstante findet man, wenn für $t = 0$,

$$\psi \text{ und } \psi' = 0:$$

$$K_1 = \lambda \frac{a}{c(1-\lambda)}; \quad K_2 = \frac{a}{c(1-\lambda)}; \quad \lambda = \frac{w_2}{w_1}, \quad (51)$$

was schließlich zu:

$$\psi = \frac{a}{c(1-\lambda)} [(1 - e^{-w_2 t}) - \lambda (1 - e^{-w_1 t})] \quad (52)$$

führt.

Uns interessiert vor allen Dingen die Winkelgeschwindigkeit. Man findet durch Ableitung von (52):

$$\psi' = \frac{a w_2}{c(1-\lambda)} [e^{-w_2 t} - e^{-w_1 t}]. \quad (53)$$

In der Abb. 67 ist der Verlauf von ψ und ψ' gemäß (52) und (53) aufgetragen. Man sieht, daß ψ zunächst nur sehr langsam zunimmt und dann annähernd linear ansteigt, um sich schließlich einem konstanten Grenzwert zu nähern. Die Winkelgeschwindigkeit ψ' steigt anfangs stark an, erreicht ein Maximum und sinkt dann sehr langsam auf Null ab. Für uns ist vor allem die Feststellung von Interesse, daß die Winkelgeschwindigkeit über einen größeren Bereich als annähernd konstant angesehen werden kann. Dies ist aber nur möglich, wenn in (46) das Glied $c_3 \psi$ gegenüber den anderen Gliedern vernachlässigt werden kann. Für die stationäre, mittlere Winkelgeschwindigkeit findet man dann aus (46), indem $c_3 \psi = 0$ gesetzt wird:

$$\psi' \approx \frac{c_1 I^2}{c_2 I + c_4} \quad (54)$$

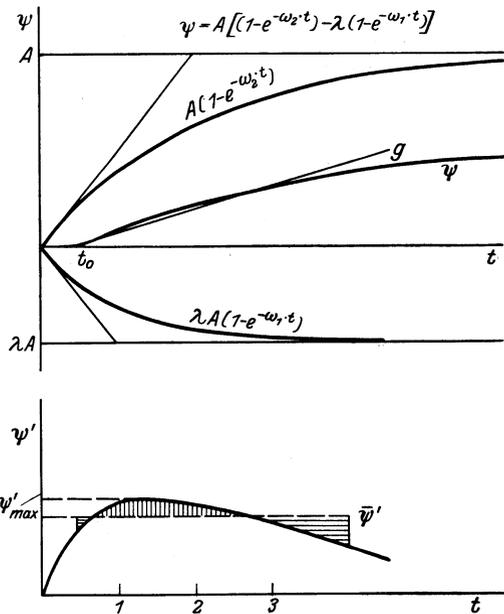


Abb. 67. Hilfskurven zur Bestimmung der Auslösecharakteristik des Impedanzrelais.

und durch Integration:

$$\psi = \frac{c_1 I^2}{c_2 I + c_4} (t - t_0). \quad (55)$$

Die Einführung der Integrationskonstante t_0 besagt, daß die Gerade g in Abb. 67 an der Stelle t_0 die Abszissenachse trifft. Das Ansprechen des Relais erfolgt, wenn

$$c_3 \psi = c_5 U; \quad (56)$$

ψ in (55) eingesetzt ergibt:

$$c_5 U = \frac{c_1 c_3 I^2}{c_2 I + c_4} \cdot (t - t_0) \quad (57)$$

und nach t aufgelöst:

$$t = t_0 + \frac{c_2 c_5 U}{c_1 c_3 I} + \frac{c_4 c_5 U}{c_1 c_3 I^2} \quad (58)$$

$$t = t_0 + \alpha \frac{U}{I} + \beta \frac{U}{I^2}.$$

Aus (58) folgt, daß — sofern die Konstante c_4 klein ist gegenüber c_2 — die Auslösezeit t angenähert proportional der Impedanz ist. c_4 ist bestimmt durch die Größe der von dem permanenten Magneten herrührenden Dämpfung. Wird diese Dämpfung Null gemacht durch Fortlassen des Magneten, so verschwindet das letzte Glied auf der rechten Seite in (58) und die Charakteristik wird sehr angenähert linear. Die Grundzeit t_0 kann ungefähr proportional der Zeit gesetzt werden, die nötig ist, bis die maximale Winkelgeschwindigkeit erreicht wird. Diese Zeit t_0 berechnet sich zu:

$$t_0 = \frac{\ln w_1 - \ln w_2}{w_1 - w_2} \approx c \cdot \frac{c_2 I + c_4}{c_1 I^2}. \quad (59)$$

Aus (59) läßt sich schließen, daß die Grundzeit mit zunehmendem Strom etwas abnimmt. Die Stromabhängigkeit des Relais ist gemäß (58) bei

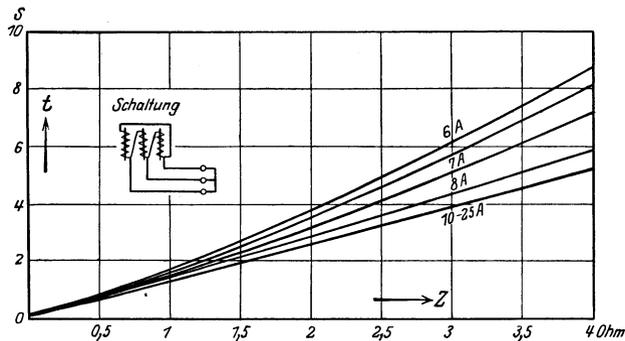


Abb. 68. Auslösecharakteristik des Impedanzrelais.

kleinem Strom stärker ausgeprägt, da dann das dritte Glied in (58) stärker hervortritt; mit zunehmendem Strom verschwindet sie. Dies hat auch zur Folge, daß die Impedanzkurven bei kleinen Impedanzwerten

nahe beieinander liegen und mit zunehmender Impedanz divergieren. Dieser aus (58) herauszulesende Verlauf der Impedanzkurven wird durch die Erfahrung bestätigt, wie Abb. 68 zeigt.

Sämtliche Relaisysteme, die wir bis jetzt besprochen haben, genügten alle in Annäherung dem Gesetz:

$$t = t_0 + cZ,$$

d. h. es bestand eine stetige Funktion zwischen Impedanz und Auslösezeit. Vereinzelt wurde der stetige Zusammenhang zwischen den beiden Größen durch eine Treppenkurve ersetzt, was aber keine wesentlich neuen Gesichtspunkte ergibt.

Einen grundsätzlich anderen Weg beschrift bereits im Jahre 1921 P. Ackermann. Seine Studien und Versuchsergebnisse sind in der für den Impedanzschutz grundlegenden, leider sehr schwer zugänglichen Arbeit „The Journal of the Engineering Institute of Canada“ Nr. 12, Dezember 1922 niedergelegt. Ackermann gehört unstreitig das Verdienst, die wesentlichen Zusammenhänge als erster klar ausgesprochen zu haben.

Bei seinen ersten Versuchen verwendete er Relais mit einem Strom- und Spannungssystem, wobei das Stromsystem von dem Spannungssystem blockiert wurde, solange die Spannung nicht nennenswert unter die Nennspannung sank. Dadurch wurde erreicht, daß diese Relais

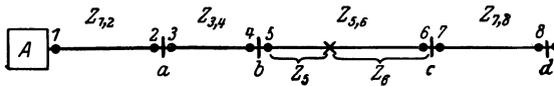


Abb. 69. Prinzip des Ackermann-Schutzes.

niemals bei Überlastung ansprechen, außer wenn gleichzeitig ein Kurzschluß vorhanden war, durch den die Spannung herabgesetzt wurde. Wir werden im 5. Kapitel sehen, daß dieser Gedanke in neuerer Zeit wieder für Relais in Höchstspannungsnetzen zur Anwendung gelangt.

Bei den Relais dieser Art ergeben sich jedoch im Betrieb große Schwierigkeiten bei der Wahl der Einstellung. Ackermann arbeitete daher ein neues System aus, das er „Current Potential Overbalance Protection“ genannt hat. Der Grundgedanke ist kurz folgender (vgl. Abb. 69): Bezeichnet man mit $Z_{5,6}$ die Gesamtimpedanz der Leitungsstrecke zwischen den zwei benachbarten Stationen b und c und mit Z_5 bzw. Z_6 die Teilimpedanzen von Station b bzw. c nach der Kurzschlußstelle, so ist:

$$Z_5 + Z_6 = Z_{5,6}. \quad (60)$$

Die Relais 5 und 6 in der Station b bzw. c sind Impedanzrelais, welche bei Impedanzwerten, die kleiner als $Z_{5,6}$ sind, sofort ansprechen und die zugehörigen Schalter auslösen. Bei Impedanzwerten, die größer als $Z_{5,6}$ sind, sprechen sie entweder gar nicht oder mit bestimmter willkürlich einstellbarer Verzögerung an. Wir sehen also, daß die mit der Impedanz

stetig veränderliche Zeitverzögerung in Fortfall gekommen ist. Das Relais spricht im allgemeinen ohne jede Verzögerung an oder dann mit einer immer gleichbleibenden kleinen Verzögerung von 1 bis 2 Sekunden.

Aus Abb. 69 geht hervor, daß jedes Relais einen begrenzten Aktionsradius hat, welcher etwa dem Abstand der von diesem Relais überwachten Teilstrecke entspricht. Daraus folgt, daß die verschiedenen

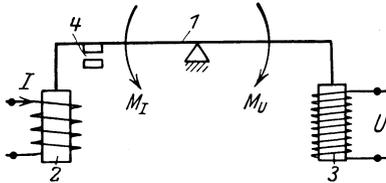


Abb. 70. Impedanzsystem nach Ackermann.

Relais individuell eingestellt werden müssen. Sie lassen sich nachher im Netz nicht ohne weiteres vertauschen. Die Auslösezeit ist unabhängig vom Ort der Kurzschlußstelle und kann beliebig klein gemacht werden. Darin ist unter Umständen ein großer Vorteil zu erblicken. Um die Gewähr dafür zu

haben, daß im Kurzschlußfalle immer eine Auslösung erfolgt, läßt man die Wirkungsgebiete der einzelnen Relais übereinander greifen. Ackermann hat sinnreiche Anordnungen entwickelt, um trotzdem die Selektivität zu gewährleisten.

Der Aufbau der Relais wird infolge Wegfalls einer Zeitverzögerung äußerst einfach. Im Prinzip bestehen die Ackermannschen Relais lediglich aus einem Wagebalken 1 (vgl. Abb. 70), der an seinen Enden Magnetkerne 2, 3 trägt, die vom Strom I bzw. der Spannung U beeinflusst werden. Das Schließen des Kontaktes 4 bewirkt die Auslösung. Die auf das drehbare System einwirkenden Momente sind:

$$\begin{aligned} M_I &= c_1 I^2 \\ M_U &= c_2 U^2. \end{aligned} \quad (61)$$

Die Auslösung erfolgt bei Gleichgewicht, d. h. wenn $M_I = M_U$

$$\frac{U}{I} = Z = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}}. \quad (62)$$

Aus (62) ist ersichtlich, daß das Ansprechen dieses Relais nur abhängig ist von dem Quotienten $\frac{U}{I}$, nicht aber von den Absolutwerten der Größen U und I . Durch Veränderung der Konstanten c_1 und c_2 kann jeder Wert Z eingestellt werden. An Stelle der Relais von Ackermann könnte auch die in Abb. 75 erläuterte Anordnung verwendet werden.

5. Die Kurzschlußverhältnisse in Höchstspannungsnetzen.

Während bei Spannungen bis etwa 30 kV der Kurzschlußstrom im allgemeinen größer als der Nennstrom der zugehörigen Leitung ist, trifft dies bei Höchstspannungsnetzen nicht mehr zu. Es kann der Fall auftreten, daß der Betriebsstrom einer Leitung bei Tag doppelt so groß

ist wie der Kurzschlußstrom nachts und Sonntags. Wir haben in Kap. 2 gezeigt, daß die Größe des Kurzschlußstromes in hohem Maße von der Anzahl und Größe der laufenden Maschinen und der Erregung der einzelnen Generatoren abhängt. Beide Werte sind tagsüber viel größer als während der geringen Belastung, die nachts und Sonntags vorhanden ist. Bei sehr langen Leitungen mit hoher Spannung können sich die Verhältnisse sogar derart ändern, daß der Leerlaufstrom einer Leitung größer wird als ihr Kurzschlußstrom. Ähnliche Verhältnisse liegen auch in Mittelspannungsnetzen vor, wenn die Generatoren mit Stromreglern versehen sind, die bei Auftreten eines Kurzschlusses die Erregung herabsetzen.

Das Ansprechen der Impedanzrelais wird im allgemeinen von der Größe des Stromes abhängig gemacht, d. h., erst bei einem bestimmten

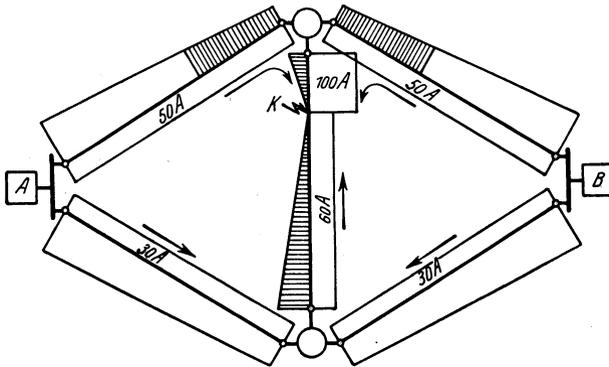


Abb. 71. Ansprechverhältnisse unter Ausnutzung des Spannungsrückgangs.

Vielfachen des Nennstromes der betreffenden Leitung tritt das zugehörige Relais in Tätigkeit. Würde man dieses Ansprechsystem auch bei Höchstspannungsnetzen oder bei solchen mit eingebauten Stromreglern beibehalten, so könnte es vorkommen, daß die Relais während der Belastungsspitzen abschalten, während Kurzschlüsse zu Zeiten schwacher Belastung nicht erfaßt werden könnten. Es gibt nun im wesentlichen zwei Möglichkeiten, diese Schwierigkeit zu beheben, sie sollen an Hand der Abb. 71 . . . 73 erläutert werden. In Abb. 71 ist die Spannungs- und Stromverteilung in einem vermaschten Netz aufgetragen, das von zwei Kraftwerken A und B gespeist wird. Der Nennstrom sämtlicher Leitungen beträgt 100 Ampere. Bei Einbau normaler Relais, die bei etwa dem 1,3fachen Nennstrom, d. h. bei 130 Ampere ansprechen, würde, wie ersichtlich, der Kurzschluß an der Stelle K nicht abgeschaltet, da sämtliche Ströme unter 130 Ampere liegen. Die Spannung nimmt von der Kurzschlußstelle K nach den beiden Kraftwerken A und B zu. Ersetzt man nun den Ansprechstrommagneten des Relais durch einen Spannungsmagneten, der das Relais freigibt, wenn die Spannung unter einen gewissen Wert, z. B. unter die halbe Betriebsspannung gefallen ist, so würden alle Relais, die in dem schraffierten Spannungsbereich liegen, freigegeben. Bei entsprechender Dimensionierung der Strom-

spule des Impedanzsystems würde der Kurzschluß K selektiv abgeschaltet, trotzdem der Kurzschlußstrom kleiner ist als der Nennstrom der Leitungen. In Abb. 72 *a* ist die Schaltung des Stromkreises eines normalen Impedanzrelais aufgezeichnet. Es bedeutet 1 den Netzstromwandler, 2 die Stromwicklung des Impedanzsystems, 3 einen Schalter, der die Spule 2 normal kurzschließt, 4 einen vom Strom betätigten Magneten. Im ungestörten Zustand des Netzes fließt der Strom des Stromwandlers 1 über den Schalter 3 und zurück über die Spule 4.

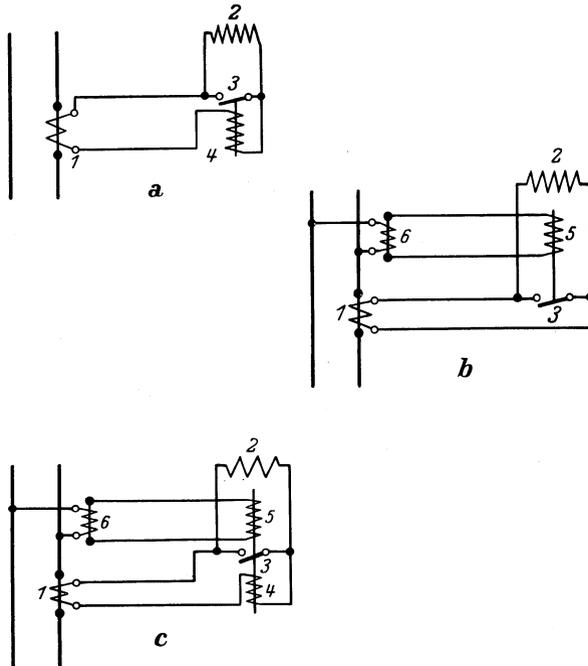


Abb. 72. Ansprechsysteme.

Steigt der Strom auf ein bestimmtes Vielfaches des Nennstromes an, so wird der Schalter 3 von dem Magneten 4 geöffnet, und es fließt dann der Strom durch die Spule 2 des Impedanzsystems, worauf letzteres anfängt abzulaufen. In Abb. 72 *b* ist nun der Strommagnet durch einen Spannungsrückgangsmagneten 5 ersetzt. Die Einschaltung der Stromspule 2 des eigentlichen Impedanzrelais erfolgt, wenn die Spannung auf einen bestimmten Teil der Nennspannung abgefallen ist, und zwar wiederum durch Öffnen des Schalters 3. Selbstverständlich bleiben die Verhältnisse gleich, wenn durch den Ansprechmagneten 4 bzw. 5 nicht das Stromsystem, sondern das Spannungssystem des Impedanzrelais in Tätigkeit gesetzt wird. Unter Umständen ist es zweckmäßig, neben dem Spannungsrückgangsmagneten noch einen Überstrommagneten **anzuordnen**, bzw. die beiden Magnetsysteme zu kombinieren. Eine derartige Schaltung ist in Abb. 72 *c* wiedergegeben. Es bedeutet wieder

1 den Netzstromwandler, 2 die Stromspule des Impedanzrelais, 3 den Schalter, 4 den Strommagneten und 5 den Spannungsrückgangsmagneten. Die Zugkräfte der beiden Magneten 4 und 5 wirken sich entgegen. Es kann in diesem Falle bei sehr großem Strom und normaler Spannung der Schalter 3 ebenfalls geöffnet werden. Die Öffnung erfolgt bei dieser Schaltung bei um so kleinerem Strom, je kleiner die Spannung ist. Daß sich das Spannungsabfall-Ansprechsystem nicht in allen Fällen bedingungslos anwenden läßt, geht aus folgender Betrachtung hervor: Bei großen Abständen der Stationen und voller Maschinenleistung kann der Spannungsabfall bei Kurzschluß zwischen zwei Stationen kleiner bleiben als die halbe Nennspannung, so daß, falls die Spannungsabfall-systeme auf 50% Spannungsabsenkung eingestellt sind, eine Abschalt-

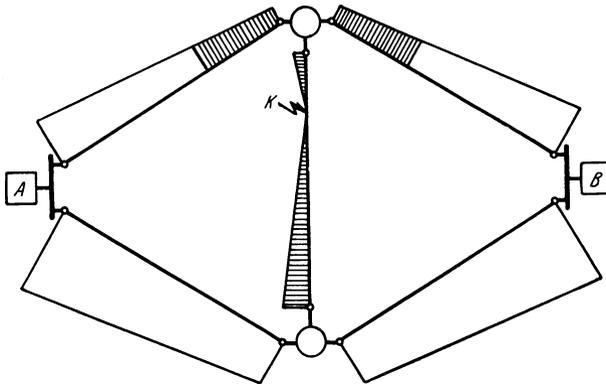


Abb. 73. Ansprechverhältnisse unter Ausnutzung des Impedanzrückgangs.

tung nicht eintreten kann. Würde man daran denken, die Einstellung höher zu wählen, so kommt man in den Bereich der normalen Betriebsspannungsschwankungen, welche gerade bei Höchstspannungsnetzen recht beträchtlich sein können. So wird z. B. angegeben, daß beim Bayernwerk die Spannung regulär zwischen 80 und 120 kV, also rund um 40% schwanken kann. Diese Schwierigkeit hat nun dazu geführt, das Ansprechsystem nicht von der Spannung allein abhängig zu machen, sondern von Spannung und Strom, und zwar derart, daß nur diejenigen Relais freigegeben werden, bei denen die Impedanz unter einen bestimmten Wert gefallen ist. In Abb. 73 ist die aus Abb. 71 zu berechnende Impedanzverteilung aufgetragen, indem für jeden Punkt der Quotient $\frac{U}{I}$ ermittelt wurde. Führt man die Bedingung ein, daß der Anlauf erst dann erfolgen soll, wenn die Netzimpedanz auf einen bestimmten Wert Z' gefallen ist, so können bei den Verhältnissen der Abb. 73 nur die Relais ansprechen, welche in dem schraffierten Bereich liegen. Da diese Anordnung in neuerer Zeit an Bedeutung gewinnt, soll sie noch etwas näher besprochen werden. Bei normalem Betrieb mißt man in jeder Station eine bestimmte Impedanz, die sogenannte Betriebsimpedanz, welche gegeben ist durch den Quotienten aus Betriebsspan-

nung und Betriebsstrom. Der Wert der Betriebsimpedanz liegt im allgemeinen verhältnismäßig hoch infolge der hohen Spannung. Bei Auftreten eines Kurzschlusses ändert sich die Impedanz, die in den einzelnen Stationen gemessen wird, man mißt jetzt die Kurzschluß-

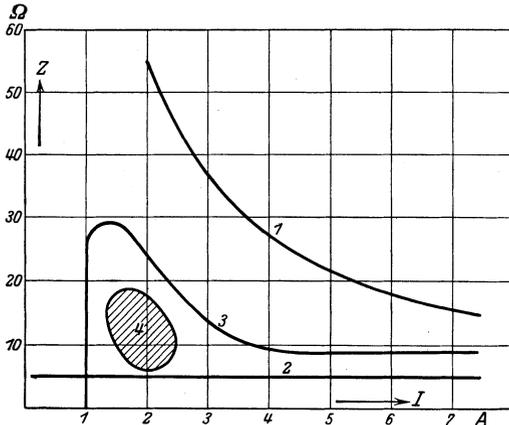


Abb. 74. Zusammenhang zwischen Betriebs- und Kurzschlußimpedanz.

impedanz Z_k , welche infolge der geringeren Spannung immer einen kleineren Wert als die Betriebsimpedanz hat. Trägt man die Betriebsimpedanz Z_B in Funktion des Betriebsstromes I auf, so erhält man einen hyperbelartigen Verlauf (vgl. Abb. 74, Kurve 1). Der größte Wert der Kurzschlußimpedanz ist gegeben durch die Leitungstrecke zwischen zwei Stationen, die den größten Impedanzwert aufweist. Sie ist unabhängig

von dem Betriebsstrom bzw. Kurzschlußstrom und daher in Abb. 74 durch die horizontale Gerade 2 gegeben. Man sieht also, daß bei Auftreten eines Kurzschlusses die Impedanz von Werten, die auf der Kurve 1 liegen, zusammenbricht auf Werte, die unterhalb der Kurve 2 liegen. Wird nun das Ansprechimpedanzsystem so eingestellt, daß es zwischen den Kurven 1 und 2 liegt, so erhält man sicher ein Ansprechen der Relais nur dann, wenn ein Kurzschluß im Netz vorliegt. Wir hatten bereits darauf hingewiesen, daß unter Umständen der Lichtbogenwiderstand größer werden kann als der Leitungswiderstand bzw. die Leitungsimpedanz zwischen zwei Stationen. Dies gilt vor allem dann, wenn der Kurzschlußstrom klein ist und einen Wert unter etwa 100 Ampere aufweist. Die Impedanzwerte, die man bei dem hohen Lichtbogenwiderstand mißt, würden also in das schraffierte Gebiet der Abb. 74 fallen. Um auch bei hohem Lichtbogenwiderstand ein einwandfreies Arbeiten der Impedanzrelais zu erhalten, kann die Kurve 3, welche die Ansprechimpedanz darstellt, in diesem Gebiet um das Lichtbogenebiet 4 herumgezogen werden¹. Zur Einschaltung des zeitabhängigen Impedanzrelais könnte z. B. ein zweites Impedanzsystem verwendet werden, das den Schalter 3 der Abb. 72 betätigt, wenn die Impedanz entsprechend abgesunken ist.

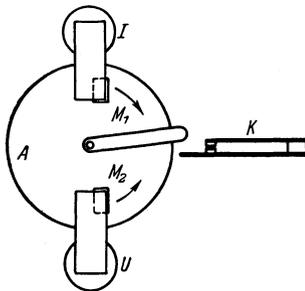


Abb. 75. Impedanzabhängiges Ansprechsystem.

¹ Patentanmeldung von Dr.-Ing. Arnold, Bernet, Bayernwerk A.-G.

Die älteste Form eines Relais, dessen Anlauf von der Größe der Impedanz abhängig ist, zeigt Abb. 75. Es bedeutet A eine Ferrarisscheibe, I einen Strom-, U einen Spannungsmagneten. Die Kurzschlußbringe der beiden Magnete sind so angeordnet, daß das Stromdrehmoment M_1 dem Spannungsdrehmoment M_2 entgegenwirkt. Eine Öffnung des Kontaktes K , der dem Schalter 3 in Abb. 72 entsprechen würde, erfolgt von dem Moment ab, da $M_1 \geq M_2$, also wenn

$$c_1 I^2 = c_2 U^2.$$

Dividiert man durch I^2 , so erhält man für die Ansprechimpedanz folgenden Wert:

$$\frac{U}{I} = Z_A = \sqrt{\frac{c_1}{c_2}}.$$

Durch passende Wahl der Größen c_1 und c_2 läßt sich jede beliebige Ansprechimpedanz Z_A einstellen.

Dadurch, daß nun das Ansprechen der Relais nicht mehr von der Größe des Stromes allein abhängig gemacht wird, paßt sich das Impedanzsystem dem Schutz von Doppelleitungen automatisch an. Dies soll an Hand der Abb. 76 erläutert werden. Es bedeutet A ein Kraftwerk, a, b, c Unterwerke, 1 und 2 die beiden Stränge der Doppelleitung. Bei Kurzschluß an der Stelle K (vgl. Abb. 76 a) erfolgt die Abschaltung durch die Relais der Leitung 2 in A und a . Nach Abtrennung der Leitung 2 fließt der Gesamtstrom durch die Leitung 1. Wären nun normale Impedanzrelais eingebaut, die beim etwa 1,3fachen Strom ansprechen, so würden sofort nach Abschaltung der Leitung 2 die Relais der Leitung 1 ablaufen, da der Strom dieser Leitung dann in der Größenordnung des doppelten Nennstromes liegt. Macht man jedoch die Einschaltung der Impedanzrelais vom Spannungsabfall oder von der Verringerung der Impedanz abhängig, so bleibt die Leitung 1 in Betrieb, und es liegt dann die Netzanordnung der Abb. 76 b vor. Diese entspricht dem in Kap. 3 erläuterten Fall III, wobei der Zuflußstrom I' gleich der Summe der Fehlerströme I_1 und I_2 ist. Wir hatten in Kap. 3 gezeigt, daß bei der Zuflußleitung das Übersetzungsverhältnis der Stromwandler doppelt so groß sein muß wie in den beiden Leitungen nach der Kurzschlußstelle. Dies kann man z. B. dadurch erreichen, daß mit dem Abschalten der Leitungsstrecke 2 durch Signalkontakte an den Ölschaltern das Übersetzungsverhältnis der Wandler der Leitung 1 zwischen A und a verdoppelt wird.

Eine andere Lösung der Aufgabe ist in Abb. 77 aufgezeichnet. Es bedeutet 1 die eine Doppelleitung, 2 die andere. Beide gehen vom Kraftwerk A nach einem Umspannwerk a , entsprechend Abb. 76. 3 ist der

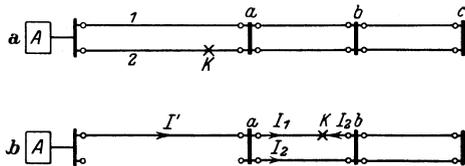


Abb. 76. Stromverhältnisse in einer von Kurzschluß betroffenen Doppelleitung.

Stromwandler der Leitung 1, 4 der Überbrückungsschalter, 5 die Stromspule des eigentlichen Impedanzrelais, 6 der Spannungsrückgangsmagnet,

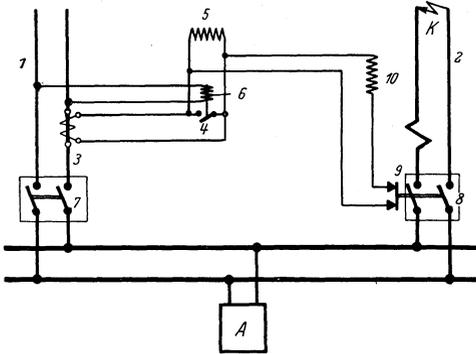


Abb. 77. Anordnung zum Schutz von Doppelleitungen.

der die Spule 5 des Impedanzsystems einschaltet, 7 der Ölschalter der Leitung 1, 8 der entsprechende Ölschalter der Leitung 2. Entsprechend der vorigen Abbildung soll der Kurzschluß auf der Leitung 2 an der Stelle K auftreten. Es löst dann der Ölschalter 8 aus und schließt dabei den Kontakt 9. Dadurch wird parallel zur Stromspule 5 des Impedanzrelais der Leitung 1 eine Impedanz 10 geschaltet,

deren Impedanzwert mit dem der Spule 5 etwa übereinstimmt. Der Strom des Stromwandlers 3 teilt sich nun in zwei Hälften, wobei die eine über die Spule 5, die andere über die parallel geschaltete Impedanz 10 und den Schalter 9 fließt. Dadurch wird erreicht, daß trotz des doppelten Stromes auf der Leitung 1 in der Spule 5 nur der halbe Strom fließt, d. h. die in Kap. 3 geforderte Bedingung, daß auf der Sekundärseite der Wandler der Zuflußstrom gleich dem Fehlerstrom sein muß, ist erfüllt.

II. Die selektive Erfassung von Erd- und Doppelerdschlüssen.

6. Die räumliche Verteilung des Erdschlußstromes.

Der Erdschluß ist die am häufigsten auftretende Störungserscheinung in elektrischen Netzen. Während bei Freileitungsanlagen ein Erdschlußlichtbogen längere Zeit bestehen kann, geht in Kabelnetzen der Erdschluß im allgemeinen in kurzer Zeit in einen Kurzschluß über. Daraus folgt zunächst, daß in Kabelnetzen Erdschlußrelais nicht unbedingt erforderlich sind; die ihnen zufallende Aufgabe wird zum größten Teil von den auf Kurzschluß ansprechenden Relais durchgeführt. Ziemlich häufig beobachtet man in Freileitungsanlagen, daß kurz nach dem Auftreten des ersten Erdschlusses in einer anderen Phase und meist auch an ganz anderer Stelle des Netzes ein zweiter Erdschluß eingeleitet wird. Die Ursache für derartige Doppelerdschlüsse ist in der durch den ersten Erdschluß hervorgerufenen Spannungsverlagerung zu suchen. Bei intermittierendem Erdschluß wird der zweite Überschlag durch das Ansteigen der Spannung infolge der liegenbleibenden Ladungen, sowie durch die damit verbundenen Sprungwellen begünstigt.

In Kapitel 6 werden wir uns mit den Erscheinungen bei Erdschluß befassen, während Kapitel 7 den Vorgängen bei Doppelerdschluß gewidmet ist.

Bei der Berechnung des Kurzschlußstromes haben wir die Ladeströme, welche durch die parallel zur Kurzschlußstelle liegende verteilte Kapazität der Leitungen fließen, vernachlässigt, da sie im Vergleich zum Kurzschlußstrom verschwindend klein sind, und durch sie weder die Strom- noch die Spannungsverteilung merkbar beeinflußt wird. Bei Erdschluß hingegen ist der Strom im wesentlichen bestimmt durch die Größe und Verteilung der Teilkapazitäten längs der Leitung. In manchen Fällen ist es erforderlich, auch die Ableitung mit zu berücksichtigen.

Die räumlich verteilte Kapazität der Leiter hat zur Folge, daß im Gegensatz zu den Untersuchungen bei Kurzschluß der Strom längs eines

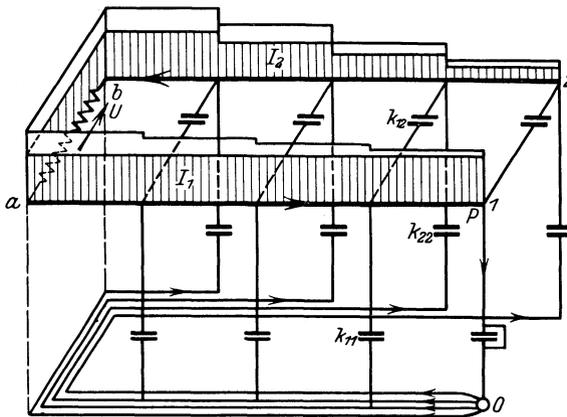


Abb. 78. Stromverteilung in einem Netz mit Erdschluß.

Drahtes nicht mehr konstant ist, sondern seine Größe von der Erdschlußstelle nach der Speisestelle hin ändert. Die Spannungsänderung längs der Leitung ist dagegen im allgemeinen viel kleiner als bei Kurzschluß. Wir erkennen daher folgendes Grundprinzip:

Bei Kurzschluß ist die Spannung, bei Erdschluß der Strom als die wesentliche auswählende Größe anzusehen.

Bevor wir auf die exakte Berechnung der Größe und Verteilung des Erdschlußstromes übergehen, soll an Hand der Abb. 78 das Charakteristische des Problems erläutert werden.

Es bedeutet U die Spannung an der Sekundärwicklung eines Einphasen-Transformators, 1 und 2 zwei parallele Leitungen, von denen jede eine Teilkapazität $K_{11} = k_{11}s$ bzw. $K_{22} = k_{22}s$ gegen Erde aufweise. k_{11} bzw. k_{22} ist der Teilkapazitätsbelag gemäß Kapitel 1, s die Länge des Leitersystems. Die Teilkapazitäten zwischen den beiden Leitungen werden mit $K_{12} = k_{12}s$ bezeichnet. Die einzelnen Teilkapazitätsbeläge k sind in Abb. 78 als konzentrierte Kapazitäten dargestellt. An der Stelle P sei die Leitung 1 widerstandslos mit Erde

verbunden, was durch Überbrückung der zugehörigen Teilkapazität k_{11} angedeutet ist. Es fließt nun ein Strom ausgehend von der Transformator клемme a über die Leitung 1 bis P . Die Teilkapazitätsbeläge k_{11} der Leitung 1 sind durch den Erdschluß überbrückt und nehmen daher praktisch keinen Strom auf. Dies hat zur Folge, daß der Strom in der Leitung 1 annähernd konstant ist. Er ist durch die senkrecht schraffierte Fläche dargestellt. In der Erde verteilt sich der Strom und fließt über die Teilkapazitätsbeläge k_{22} der Leitung 2 zurück, und zwar nimmt jede Kapazität einen bestimmten Bruchteil dieses Stromes auf. In Abb. 78 sind vier Teilströme eingezeichnet, die über die vier Teilkapazitätsbeläge k_{22} nach der Klemme b zurückfließen. Daraus geht hervor, daß in der Leitung 2 der Strom nicht mehr konstant ist, sondern in jedem Anschlußpunkt einer Teilkapazität um etwa $\frac{1}{4}$ des Stromes in der Leitung 1 ansteigt. Es ergibt sich die senkrecht schraffierte, treppenförmige Stromverteilung. In Wirklichkeit sind die Kapazitäten jedoch stetig verteilt. Es nimmt dann der Strom I_2 von der Erdschlußstelle bis zur Klemme b des Transformators stetig und linear zu. Den

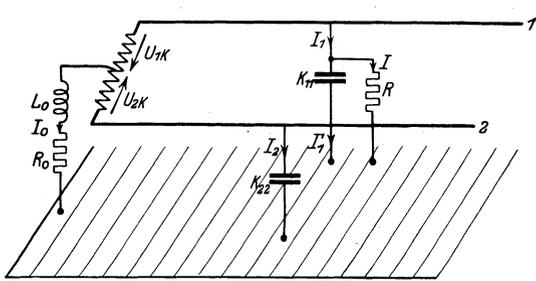


Abb. 79. Schematische Darstellung eines über Widerstand geerdeten Netzes.

beiden Strömen I_1 und I_2 überlagert sich noch der Ladestrom. Dieser ist gegeben durch diejenigen Teilströme, welche unter dem Einfluß der Spannung U über die Teilkapazitätsbeläge k_{12} fließen. Auch der Ladestrom steigt treppenförmig von der Erdschlußstelle nach der Speisestelle an. Addiert man in Abb. 78 die Ströme I_1 und I_2 unter Berücksichtigung des Vorzeichens, so findet man, daß der Summenstrom (Asymmetriestrom) an der Erdschlußstelle sein Maximum hat und von da linear nach der Speisestelle zu bis auf den Wert Null abnimmt. Diese Feststellung gilt allgemein dann, wenn der Nullpunkt des Transformators nicht geerdet ist. Auf die Verhältnisse bei geerdetem Nullpunkt werden wir später eingehen.

Die Verteilung der Erdschlußströme nach Abb. 78 ist annähernd richtig, wenn der Widerstand des Erdschlußlichtbogens klein ist, und der Erdschlußstrom ebenfalls einen, im Vergleich zum Kurzschlußstrom kleinen Wert hat; denn dann ist der Spannungsabfall längs der Leiter 1 und 2 und in Erde verschwindend klein.

Mit zunehmendem Widerstand des Erdschlußlichtbogens und Erdübergangswiderstandes steigt die Spannung des Leiters 1 gegen Erde an, was zur Folge hat, daß auch in den Teilkapazitätsbelägen k_{11} ein Strom fließt. Um uns ein Urteil bilden zu können über die Spannung des Leiters 1 gegen Erde bei hohem Lichtbogenwiderstand, untersuchen wir die Verhältnisse an Hand der Anordnung gemäß Abb. 79. Dabei ist für jede Leitung nur ihre Gesamtkapazität K_{11} und K_{22} eingetragen,

der Einfluß von K_{12} wird vernachlässigt. Hingegen soll der Nullpunkt über Widerstand und Induktivität geerdet sein. Das Schema der Abb. 79 berücksichtigt also nicht, daß der Strom längs der Leiter 1 und 2 räumlich verteilt ist. Der aus dieser Rechnung sich ergebende Erdschlußstrom stimmt überein mit dem Strom an der Erdschlußstelle selbst. Die Ergebnisse dieser Rechnung stellen gleichzeitig Näherungsformeln zur Berechnung des Erdschlußstromes für die Fälle des ungeerdeten und geerdeten Sternpunktes dar. Aussagen über die räumliche Verteilung des Erdschlußstromes können wir aber auf Grund dieser Überlegungen nicht machen.

In Abb. 79 bedeuten:

U die Spannungen,

I die Ströme,

K die Teilkapazitäten gegen Erde,

L_0 die Induktivität der Nullpunktsdrosselspule,

und R, R_0 Widerstände.

Durch Anwendung der Kirchhofschen Gesetze erhalten wir folgende Ausgangsgleichungen:

$$-U_{1K} + IR + \frac{j}{\omega K} I_2 + U_{2K} = 0, \quad (1)$$

$$-U_{1K} + IR - I_0 R_0 - j\omega L_0 I_0 = 0, \quad (2)$$

$$IR + \frac{j}{\omega K} I_1' = 0, \quad (3)$$

$$I_1 - I_1' - I = 0, \quad (4)$$

$$I_1 + I_2 + I_0 = 0. \quad (5)$$

(3) und (4) ergeben nach I aufgelöst:

$$I = \frac{1}{1 + j\omega KR} \cdot I_1, \quad (6)$$

was unter Berücksichtigung von (1) und (5) zu

$$U_{1K} - U_{2K} = U_K = \frac{R}{1 + j\omega KR} I_1 + \frac{1}{j\omega K} (I + I_0) \quad (7)$$

führt.

(7) nach I_0 aufgelöst und in (2) eingesetzt, ergibt schließlich:

$$I_1 = \frac{\left(\frac{1}{2} - \omega^2 K L_0 + j\omega K R_0\right) (1 + j\omega K R)}{(R_0 + j\omega L_0) + [(1 - 2\omega^2 K L_0) + 2j\omega K R_0] R} \cdot U_K. \quad (8)$$

Setzen wir die Spannung der Leitung I gegen Erde zu $U_1 = IR$ an, so erhält man mit (6):

$$U_1 = IR = \frac{\left(\frac{1}{2} - \omega^2 K L_0 + j\omega K R_0\right) R}{(R_0 + j\omega L_0) + [(1 - 2\omega^2 K L_0) + 2j\omega K R_0] R} \cdot U_K. \quad (9)$$

(9) hat die Form:

$$U_1 = \frac{\dot{A} R}{\dot{B} + \dot{C} R} \cdot U_K,$$

wobei \dot{A} , \dot{B} und \dot{C} im allgemeinen komplexe Zahlen sind. Eine Gleichung mit diesem Aufbau sagt, daß sich der Endpunkt von U_1 auf einem Kreis bewegt, der durch den Nullpunkt der komplexen Zahlenebene geht¹.

Wir betrachten einige Sonderfälle:

a) Ungeerdeter Nullpunkt $R_0 = \infty$, es ergibt sich das bekannte Resultat:

$$U_1 = \frac{j \omega K R}{1 + 2 j \omega K R} \cdot U_K, \quad (10)$$

$$I = \frac{j \omega K}{1 + 2 j \omega K R} \cdot U_K. \quad (11)$$

b) Nullpunkt über Widerstand geerdet $L_0 = 0$

$$U_1 = \frac{\left(\frac{1}{2} + j \omega K R_0\right) R}{R_0 + (1 + 2 j \omega K R_0) R} \cdot U_K. \quad (12)$$

c) Nullpunkt über Induktivität geerdet $R_0 = 0$ (Petersenspule)

$$U_1 = \frac{\left(\frac{1}{2} - \omega^2 K L_0\right) R}{j \omega L_0 + (1 - 2 \omega^2 K L_0) R} \cdot U_K. \quad (13)$$

Soll der Strom $I = \frac{U_1}{R}$ verschwinden, so ergibt sich die bekannte Bestimmungsgleichung der Petersenspule:

$$\omega L_0 = \frac{1}{2 \omega K}. \quad (14)$$

Ist die Induktivität nicht verlustfrei, d. h. hat R_0 einen endlichen Wert, so stellt I den Reststrom dar.

Den Zusammenhang zwischen den Spannungen gegen Erde (U_1 und U_2) gibt das Kreisdiagramm der Abb. 80, und zwar gilt der stark ausgezogene Kreis für ungeerdeten, der dünn ausgezogene Kreis für über Widerstand geerdeten Sternpunkt.

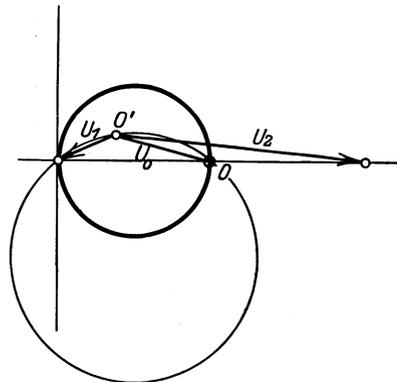


Abb. 80. Spannungsdiagramm eines über Widerstand geerdeten Wechselstromnetzes.

In Abb. 81 sind die Spannungsverhältnisse eines Drehstromnetzes mit ungeerdetem Sternpunkt bei einpoligem und zweipoligem Erdschluß aufgetragen². Unter Berücksichtigung von Gleichung (31) in Kapitel 2 findet man für die Nullpunktsverlagerung bei einpoligem Erdschluß:

$$U'_0 = \frac{1}{1 + 3 j \omega K R} \cdot U_{1K}. \quad (15)$$

¹ Vgl. Bloch: Ortskurven der graphischen Wechselstromtechnik.

² Betr. Ableitung der Kreisdiagramme siehe Kesselring: ETZ 1924, S. 819ff.

Bei der genauen Berechnung des Erdschlußstromes ist es notwendig, neben den Kapazitäten des Stromkreises, welche im allgemeinen ausschlaggebend sind, für die Größe des Erdschlußstromes auch Induktivität und Widerstand der Erdschlußstrombahn zu berücksichtigen. Dieses würde, solange es sich um lineare Leiter handelt, keine nennenswerten Schwierigkeiten bereiten. In Wirklichkeit liegt aber der Fall linearer Leiter nur selten vor, meistens kommt als Rückleitung für den Erdschlußstrom die Erde in Form eines räumlichen Leiters in Frage. Die strenge Lösung der Berechnung des Erdschlußstromes bei Anwesenheit der Erde ist selbst unter den einfachsten Annahmen noch nicht gelungen. Wir müssen uns daher zunächst einen Überblick über die erforderlichen Vereinfachungen verschaffen.

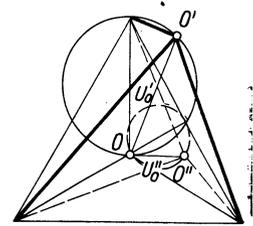


Abb. 81. Spannungsdiagramm eines Drehstromnetzes bei ein- und zweipoligem Erdschluß.

1. Das Erdschlußgebiet selbst wird von der Rechnung ausgeschlossen, da in seiner Umgebung die Berechnung der Stromverteilung auf ein dreidimensionales Problem führen würde. Den Erdübergangswiderstand schlagen wir zum Lichtbogenwiderstand zu.

2. Trotz der endlichen Leitfähigkeit der Erde vernachlässigen wir die Querströme und nehmen an, daß der Gesamtstrom sich innerhalb eines Querschnittes $x = \text{konstant}$ so verteilt, als ob die Strömung quasistationär wäre. Gemäß dem ersten Kapitel soll das magnetische Längsfeld in den Leitern und Dielektrika, ferner das elektrische Längsfeld in den Dielektrika vernachlässigt werden.

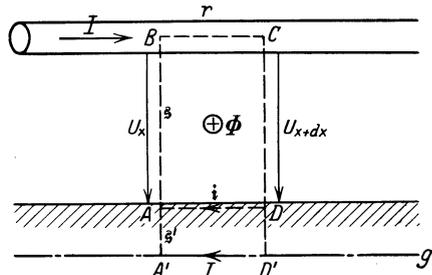


Abb. 82. Luftleiter-Erde, Spannungsverlauf.

3. Die Elektrizitätsverteilung in einem Leiterquerschnitt wird aus dem Kontinuitätsgesetz des Stromes bestimmt, d. h. der senkrecht zur Oberfläche abfließende Verschiebungsstrom muß gleich der Differenz des zu dem Querschnitt zu- und abfließenden Leitungsstromes sein.

Wendet man das Induktionsgesetz auf die Schleife \oint (vgl. Abb. 82) zwischen Leiter und Erde an und setzen wir fest, daß der Strom eine harmonische Funktion der Zeit sei, so ergibt sich mit den Bezeichnungen der Abb. 82:

$$\oint_{\oint} \mathcal{E} d\mathcal{s} = rI dx + \left(U_x + \frac{\partial U_x}{\partial x} dx \right) + \frac{i}{\kappa} dx - U_x = - \frac{\partial \Phi}{\partial t} dx, \quad (16)$$

$$rI + \frac{\partial U_x}{\partial x} + \frac{i}{\kappa} = - \frac{\partial \Phi}{\partial t} = - j\omega l_l I. \quad (17)$$

In (17) bedeutet i die Stromdichte an der Erdoberfläche. Ihre Größe

hängt von der Gesamtanordnung des Leitungssystems sowie von den elektromotorischen Kräften und Impedanzen an den Enden der Leitungen ab. Genau genommen läßt sich daher i nicht bestimmen, ohne daß zugleich das ganze Problem streng gelöst wird. Unter Zugrundelegung unserer ersten Näherung, wonach die Stromverteilung in der Erde der Strömung im quasistationären Zustand entsprechen soll, und wonach wir die unmittelbare Umgegend des Erdschlußgebietes ausschließen, erhalten wir unter Benutzung von Gleichung (9) des ersten Kapitels

$$i = I \varkappa F(\varkappa, r_0, f). \quad (18)$$

Darin bedeutet:

- \varkappa die Leitfähigkeit des Erdreiches,
- r_0 die Koordinate der Erdoberfläche,
- f die Frequenz,
- I den Gesamtstrom, der vorläufig noch unbekannt ist.

Die Funktion $F(\varkappa, r_0, f)$ hat nach (4), Seite 4 den Wert

$$F(\varkappa, r_0, f) = r_e + j\omega l_e. \quad (19)$$

Für den reellen Teil, den Erdwiderstand, fanden wir

$$r_e = \frac{R_e}{s} = \frac{\pi\omega}{2} \cdot 10^{-9} = \pi^2 f \cdot 10^{-4} \quad [\Omega/\text{km}]. \quad (20)$$

Der imaginäre Teil, welcher der Selbstinduktivität der Erde entspricht, hat den Wert

$$l_e = \frac{L_e}{s} = 0,2 \ln \frac{0,178}{h \sqrt{\varkappa f \cdot 10^{-9}}} \cdot 10^{-3} \quad [\text{H}/\text{km}]. \quad (21)$$

Setzt man in (17) für i den Wert aus (19) ein, so erhält man:

$$rI + \frac{\partial U_x}{\partial x} + I(r_e + j\omega l_e) = -j\omega l_l I. \quad (22)$$

Darin bedeutet gemäß Voraussetzung U_x die Spannung zwischen dem Leiter und der Erdoberfläche.

Für unsere späteren Betrachtungen, bei denen nicht mehr derart einfache Leiteranordnungen vorliegen, würde es eine große Erleichterung bedeuten, falls es gelingen würde, die Erde durch einen linearen Leiter zu ersetzen, dem wir einen bestimmten Widerstand und eine bestimmte Induktivität zuordnen können, derart, daß sich aus der Anwendung des Induktionsgesetzes auf diese vereinfachte Anordnung wieder die Gleichung (22) ergeben würde. Wir denken uns diesen ideellen Leiter durch die Gerade g in Abb. 82 gegeben. Seine räumliche Lage gegenüber dem Luftleiter und der Erdoberfläche sei zunächst beliebig. Die Anwendung des Induktionsgesetzes auf die Schleife $A'BCD'$ ergibt:

$$\oint_{\vec{s}'} \mathcal{E} d\vec{s} = rI dx + r'_e I dx + \frac{\partial U'_x}{\partial x} dx = -j\omega l' I. \quad (23)$$

Darin bedeuten r'_e und l' die zunächst unbekanntenen Werte von Widerstand des Leiters g und Selbstinduktivität der Schleife \mathfrak{S}' , U'_x die Spannung zwischen Luftleiter und Leiter g . Nach der räumlichen Ableitung von U aufgelöst erhält man:

$$-\frac{\partial U'_x}{\partial x} = (r + r'_e)I + j\omega l' I. \quad (24)$$

Gleichung (22) lautet:

$$-\frac{\partial U_x}{\partial x} = (r + r_e)I + j\omega (l_l + l_e)I. \quad (22')$$

Durch Vergleich der Koeffizienten findet man:

$$\begin{aligned} r'_e &= r_e = \pi^2 f \cdot 10^{-4} \quad [\Omega/\text{km}], \\ l' &= l_l + l_e = l_r = 0,2 \ln \frac{0,178}{a \sqrt{\kappa f \cdot 10^{-9}}} \cdot 10^{-3} \quad [\text{H}/\text{km}]^*, \end{aligned} \quad (25)$$

das heißt also, dem ideellen Leiter g muß ein Widerstand von der Größe des Erdwiderstandes und eine Selbstinduktivität von der Größe der Selbstinduktivität der Erde zugeordnet werden. Dann stimmen die rechten Seiten der Gleichungen (24) und (22') überein, was zur Folge hat, daß auch U und U' den gleichen Wert haben, d. h., beim Eindringen in die Erde darf kein Zuwachs von U erfolgen. Dies ist gleichbedeutend mit der Erfüllung unserer Forderung, daß die Querströme im Erdreich vernachlässigt werden, da dann auch kein Querfeld existieren kann. Die Differentialgleichung des Stromkreises wird nun

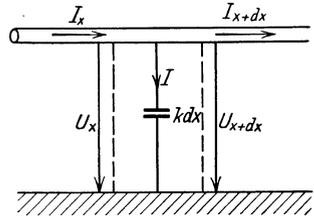


Abb. 83. Luftleiter-Erde, Stromverlauf.

$$-\frac{\partial U_x}{\partial x} = [(r + r_e) + j\omega (l_l + l_e)]I. \quad (26)$$

Gemäß unserer Annahme, daß das elektrische Feld im Dielektrikum dem elektrostatischen entspreche, d. h. daß ein Längsfeld im Luftzwischenraum nicht existiert, erhalten wir durch Anwendung des Kontinuitätsgesetzes (vgl. Abb. 83):

$$I_x - I_{x+dx} - I = 0, \quad (27)$$

$$I = j\omega k U_x dx, \quad (28)$$

$$I_x - \left(I_x + \frac{\partial I_x}{\partial x} dx \right) - j\omega k U_x dx = 0, \quad (29)$$

$$-\frac{\partial I_x}{\partial x} = j\omega k U_x. \quad (30)$$

* a = Radius des Luftleiters, vgl. z. B. Ollendorff: Erdströme S. 118. Kesselring, Selektivschutz.

(30) nach x abgeleitet und in (26) eingesetzt, ergibt schließlich:

$$\frac{\partial^2 U_x}{\partial x^2} = (r_r + j \omega l_r) j \omega k U_x, \quad (31)$$

$$\frac{\partial^2 I_x}{\partial x^2} = (r_r + j \omega l_r) j \omega k I_x. \quad (32)$$

In (31) bedeutet:

r_r die Summe aus Leiter und Erdwiderstand,

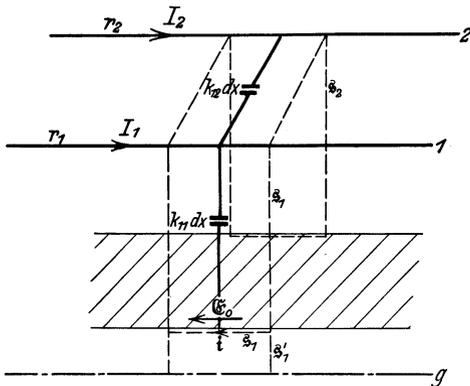


Abb. 84. Doppelleiter-Erde.

l_r die Summe aus Induktivität der Schleife, Luftleiter-Erdoberfläche und der Erdinduktivität,

k den Teilkapazitätsbelag zwischen Luftleiter und Erdoberfläche,

U_x die Spannung an einer beliebigen Stelle x , zwischen Luftleiter und Erdoberfläche,

I_x den Strom an einer beliebigen Stelle x im Luftleiter.

Es sind also sämtliche Größen der Gleichungen genau definiert.

Befinden sich zwei Leiter 1 und 2 in der Luft, vgl. Abb. 84, und wenden wir das Induktionsgesetz auf die Schleife \mathfrak{s}_1 an, so ergibt sich analog:

$$\oint_{\mathfrak{s}_1} \mathfrak{E} d\mathfrak{s} = I_1 r_1 dx + \frac{\partial U_1}{\partial x} dx + \mathfrak{E}_0 dx = - \frac{\partial \Phi_t}{\partial t} dx. \quad (33)$$

Die Feldstärke $\mathfrak{E}_0 = \frac{i_{10}}{\kappa}$ hängt nun aber nicht mehr allein vom Strom I_1 ab, sondern auch von I_2 , d. h. es ist:

$$\mathfrak{E}_0 = \frac{i}{\kappa} = \frac{i_{10}}{\kappa} + \mathfrak{E}_{21} = \frac{1}{\kappa} (i_{10} + i_{21}). \quad (34)$$

Gemäß (18) und (19) ist

$$\frac{i_{10}}{\kappa} = (r_e + j \omega l_e) I_1. \quad (35)$$

In Kapitel 1, Seite 4 fanden wir für $\mathfrak{E}_{21} = \frac{i_{21}}{\kappa}$

$$\mathfrak{E}_{21} = I_2 F(\kappa, r, f) = I_2 (r_{21e} + j \omega m_{21e}). \quad (36)$$

Diese Werte in (33) eingesetzt, ergibt:

$$- \frac{\partial U_1}{\partial x} = I_1 (r_1 + r_e) + I_2 r_{21e} + j \omega [I_1 (l_{1l} + l_{1e}) + I_2 (m_{21l} + m_{21e})]. \quad (37)$$

Bei Anwendung des Induktionsgesetzes auf die Schleife \mathfrak{z}'_1 bzw. \mathfrak{z}'_2 , wobei die Erde, wie ersichtlich, wieder durch einen ideellen, linearen Leiter ersetzt ist, ergibt sich:

$$-\frac{\partial U'_1}{\partial x} = I_1(r_1 + r'_e) + j\omega(l'_1 I_1 + m'_{21} I_2). \quad (38)$$

Durch Koeffizientenvergleich findet man:

$$\begin{aligned} U'_1 &= U_1, \\ r'_e &= r_e, \\ l'_1 &= l_{1l} + l_{1e} = l_{1r}, \\ m'_{21} &= m_{21l} + m_{21e} + \frac{r_{21e}}{j\omega} = \dot{m}_{21r}, \end{aligned} \quad (39)$$

wodurch die Widerstands- und Induktivitätswerte des Ersatzleiters g bestimmt sind. Selbstverständlich gilt auch hier die Bedingung $U = U'$.

Das Kontinuitätsgesetz liefert schließlich:

$$-\frac{\partial I_1}{\partial x} = j\omega k_{11} U_1 + j\omega k_{12} (U_1 - U_2), \quad (40)$$

(37) und (40) zusammengefaßt ergibt die Differentialgleichung eines Doppelleitersystems unter Berücksichtigung der Erde.

Nach dieser Vorbereitung sind wir nun in der Lage, die Strom- und Spannungsverteilung eines Wechselstromnetzes unter den Seite 95 angeführten Vereinfachungen zu berechnen. Wir werden im weiteren Verlauf unserer Betrachtungen sehen, daß es gar nicht notwendig ist, den Rechnungsgang auf ein Drehstromsystem zu erweitern, da die Berechnung des Erdschlußstromes sich immer auf ein Wechselstromsystem zurückführen läßt. Erst bei der Bestimmung der Ströme in den einzelnen Luftleitern ist es notwendig, die speziellen Eigenschaften des Mehrleitersystems zu berücksichtigen. Wir zeigen daher den Rechnungsgang für ein System, bestehend aus zwei Luftleitern und Erde, und geben am Schluß die Umrechnung für ein Drehstromsystem an. Zur Vereinfachung sollen nachstehende Abkürzungen eingeführt werden, wobei kleine Buchstaben entsprechend dem ersten Kapitel den Wert der Größe bezogen auf die Längeneinheit (Belag) angeben. Ein Punkt über dem Buchstaben gibt an, daß die betreffende Größe eine komplexe Zahl ist.

$$\begin{aligned} \dot{z}_1 &= (r_1 + r_e) + j\omega(l_1 + l_e); & \dot{z}_2 &= (r_2 + r_e) + j\omega(l_2 + l_e), \\ \dot{m}_{12} &= r_e + j\omega(m_{12l} + m_{12e}) = \dot{m}_{21} = \dot{m}, \\ \dot{c}_1 &= j\omega k_{11} + a_{11}; & \dot{c}_{12} &= j\omega k_{12} + a_{12}, \\ & & U_{12} &= U_1 - U_2 = -U_{21}. \end{aligned} \quad (41)$$

Die Gleichungen (37) und (40) lauten nun bei Berücksichtigung der Ableitung:

$$\begin{aligned}
 \text{a)} \quad & -\frac{\partial U_1}{\partial x} = I_1 \dot{z}_1 + I_2 \dot{m}_{21}, \\
 \text{b)} \quad & -\frac{\partial U_2}{\partial x} = I_2 \dot{z}_2 + I_1 \dot{m}_{12}, \\
 \text{c)} \quad & -\frac{\partial I_1}{\partial x} = U_1 \dot{c}_1 + U_{12} \dot{c}_{12}, \\
 \text{d)} \quad & -\frac{\partial I_2}{\partial x} = U_2 \dot{c}_2 + U_{21} \dot{c}_{21}.
 \end{aligned} \tag{42}$$

Setzt man zur Vereinfachung

$$\dot{z}_1 = \dot{z}_2 = \dot{z} \quad \text{und} \quad \dot{c}_1 = \dot{c}_2 = \dot{c} \tag{43}$$

und führt man den Summenstrom und die Summenspannung gemäß nachstehenden Gleichungen

$$I_1 + I_2 = I_0, \tag{44}$$

$$\frac{1}{2}(U_1 + U_2) = U_0 \tag{45}$$

ein, so erhält man nach Addition von (42a) und (42b) bzw. (42c) und (42d):

$$-\frac{\partial U_0}{\partial x} = I_0 \frac{\dot{z} + \dot{m}}{2}, \tag{46}$$

$$-\frac{\partial I_0}{\partial x} = U_0 2\dot{c}. \tag{47}$$

Eliminiert man U_0 bzw. I_0 , so erhält man schließlich:

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial^2 U_0}{\partial x^2} - U_0 \dot{c} (\dot{z} + \dot{m}) &= 0, \\
 \frac{\partial^2 I_0}{\partial x^2} - I_0 \dot{c} (\dot{z} + \dot{m}) &= 0.
 \end{aligned} \tag{48}$$

Genau dieselben Gleichungen würde man für eine Doppelleitung, bestehend aus zwei linearen Leitern, bei Abwesenheit der Erde erhalten, welche einen Induktivitätsbelag $\frac{\dot{z} + \dot{m}}{2}$ und einen Kapazitätsbelag $2\dot{c}$ aufweisen würden. Bei einem Drehstromsystem würden die Ersatzwerte der Induktivität und Kapazität die Werte $\frac{\dot{z} + 2\dot{m}}{3}$ und $3\dot{c}$ annehmen, wodurch unsere vorige Behauptung, daß, sofern nur der Verlauf von U_0 bzw. I_0 interessiert, mit einem Einphasensystem gerechnet werden kann, bewiesen ist¹.

Unsere Aufgabe besteht jetzt lediglich darin, zu untersuchen, wie die Randbedingungen des Einphasensystems aus denen des allgemeinen Schemas bestimmt werden können.

Am speisenden Ende wirken die elektromotorischen Kräfte E_1 und E_2 , die wir nach Größe und Phasenlage für sämtliche Betrachtungen als konstant voraussetzen. Bei der Summierung ergibt sich:

$$\frac{1}{2}(E_1 + E_2) = E_0 = 0, \tag{49}$$

¹ Vgl. auch O. Mayr: Archiv Elektrot. Bd. 17, S. 163. 1926.

Ebenso erhält man für den Summenstrom am Anfang der Leitung im Falle eines ungeerdeten Nullpunktes:

$$I_1 + I_2 = I_0 = 0. \quad (50)$$

Ist hingegen der Nullpunkt über eine Impedanz \dot{Z}_a geerdet, (vgl. Abb. 85), so wird:

$$I_1 + I_2 = I_a = \frac{U_a}{\dot{Z}_a}. \quad (51)$$

Für das offene oder kurzgeschlossene Ende der Leitung der Länge s findet man:

$$I_{1s} + I_{2s} = I_s = 0. \quad (52)$$

Uns interessiert vor allem der Fall, daß einer der Leiter über eine Impedanz \dot{Z}_s am Ende geerdet ist. Die Berechnung gestaltet sich in diesem Fall besonders einfach bei Anwendung des Superpositionsprinzips, mit dem wir uns nachstehend noch kurz beschäftigen müssen. Wir nehmen an:

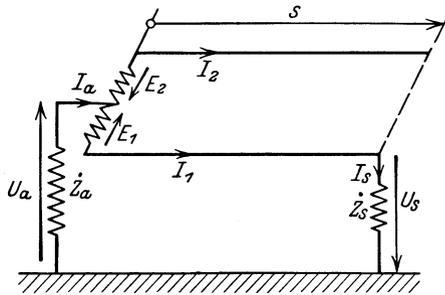


Abb. 85. Wechselstromnetz mit geerdetem Nullpunkt und Erdschluß.

1. Das zu berechnende Netz ist durch sein vollständiges Schema gegeben (vgl. Abb. 85).

2. Wir berechnen die Strom- und Spannungsverteilung des zugehörigen ungestörten Netzes (Netz ohne Erdschluß, vgl. Abb. 86).

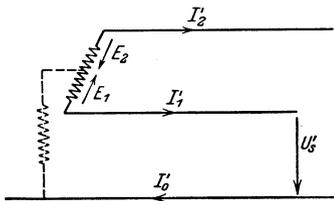


Abb. 86. Ungestörtes Netz.

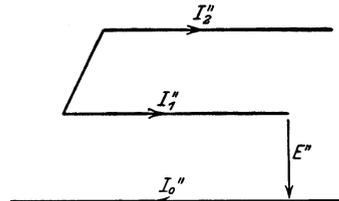


Abb. 87. Überlagerter Störungszustand.

3. Wir überlagern dem Netz gemäß 2 einen Zustand derart, daß die Strom- und Spannungsverteilung dem gestörten Netz gemäß 1 entspricht (vgl. Abb. 87).

Für die Erfüllung der Forderung unter 3 ergeben sich nachstehende Bedingungsgleichungen:

$$E'' + U_s' = U_s = I_s \dot{Z}_s, \quad (53)$$

$$I_1'' + I_1' = I_1, \quad (54a)$$

$$I_2'' + I_2' = I_2, \quad (54b)$$

$$E_1 + 0 = E_1. \quad (55)$$

Die Berechnung des ungestörten Netzes nach 2 ergibt mit großer Annäherung:

$$U'_s \approx E_1. \tag{56}$$

Bei genauer Berechnung müßte der Spannungsabfall und die Phasenänderung, hervorgerufen durch den Ladestrom, berücksichtigt werden. Mit (53) erhält man:

$$E'' = -E_1 + I_s \dot{Z}_s. \tag{57}$$

(57) sagt aus, daß man sich im Falle 3 am Ende der Leitungen oder, allgemeiner gesagt, an der Erdschlußstelle eine EMK von der Größe der treibenden EMK E_1 , jedoch von entgegengesetzter Richtung denken und ihr einen inneren Widerstand \dot{Z}_s zuordnen muß. Damit erhalten wir das Schema der Abb. 88.

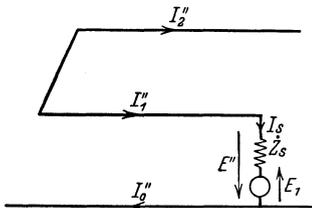


Abb. 88. Ersatzschema für die EMK E'' .

Aus diesem Gedankengang geht hervor, daß die ursprüngliche Aufgabe, nämlich die Berechnung des Erdschlußstromes in einem mit Erdschluß behafteten Wechselstromsystem gemäß Abb. 85 (Fall 1)

in zwei Teilaufgaben zerfällt. Es sind die Größen bei symmetrischem Betrieb des Netzes gemäß 2 zu bestimmen und dann das vereinfachte Netz entsprechend 3 durchzurechnen. Da uns für unsere weiteren Untersuchungen nur die Größen

$$I_0 = I_1 + I_2 \quad \text{und} \quad U_0 = \frac{1}{2} (U_1 + U_2)$$

interessieren, gibt 2 keinen Beitrag, denn es ist immer infolge der Symmetrie der Leiter 1 und 2

$$\frac{1}{2} (E_1 + E_2) = 0,$$

$$I_1 + I_2 = 0, \quad \text{an jeder Stelle } x, \tag{58}$$

$$U_1 + U_2 = 0, \quad \text{an jeder Stelle } x.$$

Daraus folgt, daß die gesamten Störungserscheinungen durch die Berechnung von Fall 3 wiedergegeben werden. Sofern uns nur die Größen I_0 und U_0 interessieren, läßt sich die ganze Berechnung, wie wir gesehen haben, auf die Untersuchung eines Einphasensystems gemäß Abb. 89 zurückführen, wobei die Kapazitäts- und Induktivitätsbeläge bei Wechselstrom die Werte:

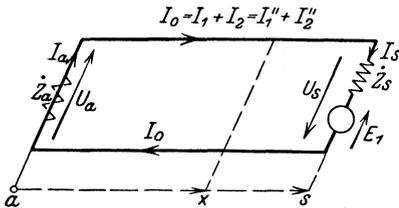


Abb. 89. Allgemeines Ersatzschema zur Berechnung des Erdschlußstromes.

$$\bar{c} = 2 \dot{c}; \quad \bar{z} = \frac{\dot{z} + \dot{m}}{2}, \tag{59}$$

bei Drehstrom

$$\bar{c} = 3 \dot{c}; \quad \bar{z} = \frac{\dot{z} + 2 \dot{m}}{3} \quad (60)$$

annehmen¹, d. h. die äußerst komplizierte Aufgabe der Berechnung des Erdschlußstromes in einem Wechsel- bzw. Drehstromnetz ist durch Anwendung des Superpositionsprinzips auf die Durchrechnung eines Systems, bestehend aus zwei linearen Leitern, zurückgeführt worden.

Wir gehen nun dazu über, die Strom- und Spannungsverteilung in diesem Einphasensystem gemäß Abb. 89 exakt zu bestimmen. Für den Induktivitätsbelag führen wir die Abkürzung \bar{z} , für den Kapazitätsbelag \bar{c} ein. Die Endresultate gelten dann für ein Wechsel- oder Drehstromsystem, je nachdem man für \bar{z} und \bar{c} die Werte aus (59) oder (60) einsetzt. Die Differentialgleichung der Anordnung nach Abb. 89 lautet gemäß (32):

$$\frac{\partial^2 I_0}{\partial x^2} - I_0 \bar{c} \bar{z} = 0. \quad (61)$$

Als Randbedingung erhält man gemäß Abb. 89:

$$\begin{aligned} x = 0: & \quad I_0 = 0, \\ x = s: & \quad I_0 = I_s. \end{aligned} \quad (62)$$

Zwischen I_0 und U_0 bestehen gemäß (46) und (47) die Zusammenhänge

$$-\frac{\partial U_0}{\partial x} = I_0 \bar{z}, \quad (63)$$

$$-\frac{\partial I_0}{\partial x} = U_0 \bar{c}. \quad (64)$$

Die Lösung von (61) ist bekanntlich:

$$I_0 = K_1 e^{\alpha_1 x} + K_2 e^{\alpha_2 x}, \quad (65)$$

wobei α den Wert hat:

$$\alpha_{1,2} = \pm \sqrt{\bar{c} \bar{z}}. \quad (66)$$

Führen wir für die weitere Rechnung die neue Variable

$$\xi = -j \alpha x = -j \sqrt{\bar{c} \bar{z}} \cdot x \quad (67)$$

ein, so erhält man:

$$I_0 = K_1 e^{j \xi} + K_2 e^{-j \xi}. \quad (68)$$

Zur Erfüllung der Randbedingungen machen wir im Gegensatz zu (62) folgenden allgemeineren Ansatz:

$$\begin{aligned} x = 0: & \quad I_0 = I_a, \\ x = s: & \quad I_0 = I_s, \end{aligned} \quad (69)$$

wobei die Ströme I_a und I_s zunächst noch unbestimmt sind.

Damit erhält man für die beiden Integrationskonstanten

$$K_1 = I_a - \frac{I_a e^{j \xi_s} - I_s}{e^{j \xi_s} - e^{-j \xi_s}}; \quad K_2 = \frac{I_a e^{j \xi_s} - I_s}{e^{j \xi_s} - e^{-j \xi_s}} \quad (70)$$

¹ Für ein n -Phasensystem wird:

$$\bar{c} = n \dot{c}; \quad \bar{z} = \frac{\dot{z} + (n-1) \dot{m}}{n}.$$

und nach Einsetzen in (65) und Division mit $2j$

$$I_0 = \frac{I_s \sin \xi - I_a \sin (\xi - \xi_s)}{\sin \xi_s}. \quad (71)$$

Die Gleichung für U_0 finden wir aus der Bedingung

$$U_0 = -\frac{1}{c} \frac{\partial I_0}{\partial x}. \quad (72)$$

(71) nach x abgeleitet ergibt mit (72)

$$U_0 = \frac{j \alpha [I_s \cos \xi - I_a \cos (\xi - \xi_s)]}{c \sin \xi_s}. \quad (73)$$

Wir müssen nun die Größen I_a und I_s , d. h. den Strom am Anfang und Ende der Leitung bestimmen.

Für $x = 0$ ist:

$$I_a \dot{Z}_a = U_a. \quad (74)$$

Aus (73) ergibt sich für $\xi = 0$, d. h. für $x = 0$:

$$U_{0(x=0)} = U_a = \frac{j \alpha [I_s - I_a \cos \xi_s]}{c \sin \xi_s}, \quad (75)$$

$$U_a = A (I_s - I_a \cos \xi_s), \quad (76)$$

für $x = s$ ist nach (57)

$$U_s = -E_1 + I_s \dot{Z}_s$$

und mit (73) für $\xi = \xi_s$

$$U_s = A (I_s \cos \xi_s - I_a). \quad (77)$$

Dabei bedeutet:

$$A = \frac{j \alpha}{c \sin \xi_s}. \quad (78)$$

Wir bestimmen nun \dot{Z}_a und \dot{Z}_s :

$$\dot{Z}_a = \frac{U_a}{I_a} = A \left(\frac{I_s}{I_a} - \cos \xi_s \right), \quad (79)$$

$$\dot{Z}_s = \frac{U_s + E_1}{I_s} = A \left(\cos \xi_s - \frac{I_a}{I_s} \right), \quad (80)$$

$$\frac{I_a}{I_s} = \frac{A}{A \cos \xi_s + \dot{Z}_a}. \quad (81)$$

$\frac{I_a}{I_s}$ aus (81) in (80) eingesetzt und nach I_s aufgelöst ergibt schließlich:

$$I_s = \frac{E_1}{\left(\dot{Z}_s - A \cos \xi_s + \frac{A^2}{A \cos \xi_s + \dot{Z}_a} \right)}. \quad (82)$$

(82) stellt die Größe des Stromes an der Erdschlußstelle selbst dar. Der Strom am Anfang der Leitung ergibt sich mittels (81) zu

$$I_a = \frac{A E_1}{(A \cos \xi_s + \dot{Z}_a)(\dot{Z}_s - A \cos \xi_s) + A^2}. \quad (83)$$

In (82) und (83) bedeuten:

$$A = \frac{j \sqrt{cz}}{c \sin \xi_s}; \quad (84)$$

$$\xi = -j \sqrt{cz} \cdot x; \quad \xi_s = -j \sqrt{cz} \cdot s.$$

Nachdem wir das Problem der Spannungs- und Stromverteilung bei Erdschluß unter ganz allgemeinen Bedingungen gelöst haben, gehen wir nun dazu über, aus diesen Ergebnissen bequem zu handhabende Näherungsformeln abzuleiten. Die Näherungen beruhen alle darauf, daß wir $\sin \xi$, $\cos \xi$ und $\xi \operatorname{ctg} \xi$, in eine Reihe entwickeln und die Reihe entweder beim zweiten oder ersten Glied abbrechen. Wir stellen daher zunächst eine Fehlerbetrachtung an. Die Reihenentwicklungen lauten:

$$\sin \xi = \frac{\xi}{1!} - \frac{\xi^3}{3!} + \frac{\xi^5}{5!} - \dots, \quad (85)$$

$$\cos \xi = 1 - \frac{\xi^2}{2!} + \frac{\xi^4}{4!} - \dots, \quad (86)$$

$$\xi \operatorname{ctg} \xi = 1 - \frac{\xi^2}{3} - \frac{\xi^4}{3^2 \cdot 5} \dots \quad (87)$$

Da überall ganze Potenzen von ξ vorkommen, werden die Reihen schnell konvergieren, wenn die Bedingung erfüllt ist:

$$\xi \text{ bzw. } \xi_s \ll 1. \quad (88)$$

Für den Grenzfall ξ bzw. $\xi_s = 1$ erhält man $\sin 1 = 0,84 = \sin 57^\circ$. (85) ergibt beim zweiten Glied abgebrochen für $\xi = 1$

$$\sin 1 \approx 1 - \frac{1}{6} = 0,83.$$

Der Fehler beträgt 1,2%.

$$\cos 1 = 0,54.$$

Nach (86) ist:

$$\cos 1 = 1 - \frac{1}{2} = 0,5.$$

Der Fehler beträgt 7,4%.

$$1 \cdot \operatorname{ctg} 1 = 0,65.$$

Nach (87) ist:

$$1 \cdot \operatorname{ctg} 1 = 1 - 0,33 = 0,67.$$

Der Fehler beträgt 3,1%.

Wie ersichtlich, werden die Fehler, sofern die Bedingung $\xi \ll 1$ erfüllt ist, im allgemeinen unter etwa 5% liegen, was für unsere Rechnungen durchaus ausreichend ist.

Um möglichst einfache Formeln zu erhalten, betrachten wir Spezialfälle der Netzanordnung. In Deutschland werden die meisten Netze entweder ungeerdet, oder über Petersenspule geerdet, betrieben; in Amerika wird fast ausschließlich die starre, widerstandslose Erdung

des Sternpunktes angewendet. Für diese drei Betriebsarten stellen wir nachstehend die Näherungsformeln zusammen.

a) **Sternpunkt ungeerdet.** Die Größe des Stromes an der Erdschlußstelle ergibt sich aus der allgemeinen Gleichung (82), wenn man $\dot{Z}_a = \infty$ setzt.

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s - A \cos \xi_s} \cdot 1) \quad (89)$$

Die Bedeutung von A und ξ geht aus (84) Seite 105 hervor. Setzt man den Wert von A in (89) ein, so erhält man

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c}s} \cdot \xi_s \operatorname{ctg} \xi_s} \quad (90)$$

Mit Hilfe der Reihenentwicklung gemäß (87) erhält man beim Abbrechen nach dem zweiten Glied aus (90)

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c}s} \left(1 - \frac{\xi_s^2}{3}\right)} \quad (91)$$

Vernachlässigt man den Ohmschen und induktiven Widerstand der Leitung, d. h. setzt man \dot{z} und $\dot{m} = 0$, so wird:

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c}s}} \quad (92)$$

Ist schließlich der Widerstand des Erdschlußlichtbogens und des Erdübergangswiderstandes klein, so erhält man die bekannte Formel:

$$I_s = \bar{c}s E^* \quad (93)$$

Da für Wechselstrom $\bar{c} = 2\bar{c} \approx 2j\omega k$ ist, stimmt (92) mit unserem Ergebnis gemäß Formel (11) Seite 94 überein.

Für die räumliche Verteilung des Erdschlußstromes I_0 längs der Leitung findet man bei ungeerdetem Sternpunkt:

$$I_0 = \frac{I_s \sin \xi}{\sin \xi_s} = K \cdot \sin \xi \quad (94)$$

Die Reihenentwicklung ergibt:

$$I_0 = K \cdot \xi = I_s \frac{\xi}{\xi_s} \quad (95)$$

d. h. I_0 nimmt linear mit ξ zu und erreicht seinen Höchstwert für $\xi = \xi_s$. Dieser Höchstwert stimmt mit dem Strom I_s an der Erdschlußstelle überein. Setzt man für $\frac{\sin \xi}{\sin \xi_s} = \frac{\xi}{\xi_s}$, so ergibt sich mit (84) $\frac{\xi}{\xi_s} = \frac{x}{s}$ und damit

$$I_0 = \bar{c} E^* \cdot x \quad (96)$$

1) $E^* = \text{EMK pro Phase} \approx \text{Phasenspg.}$

Für die Spannungsverteilung erhält man mit (96), da

$$-\frac{\partial I_0}{\partial x} = \bar{c} U_0 = -\bar{c} E^* .$$

$$U_0 \approx -E^* . \quad (97)$$

(97) sagt aus, daß die Spannung längs der Leitung praktisch konstant ist. Wir sehen also unsere eingangs ausgesprochene Vermutung bestätigt, daß bei Erdschluß der Strom die wesentliche auswählende Komponente ist, während die Änderung der Spannung im allgemeinen gering ist. Sie kann annähernd berechnet werden, wenn man bei der Reihenentwicklung das zweite Glied mit berücksichtigt. Man erhält dann mit (73) für $I_a = 0$:

$$U_0 = A I_s \left(1 - \frac{\xi^2}{2} \right), \quad (98)$$

was bei Übergang auf x zu der Beziehung führt:

$$U_0 = -E^* \left(1 + \bar{c} z \frac{x^2}{2} \right). \quad (99)$$

Die Spannung hängt somit quadratisch von x ab.

b) Sternpunkt über Petersenspule geerdet. Die übliche Bedingungs-
gleichung für die Petersenspule lautet:

$$\dot{Z}_a = \frac{1}{c s}. \quad (100)$$

Es ist bekannt, daß bei Erfüllung dieser Bedingung im allgemeinen ein Reststrom übrig bleibt. Will man erreichen, daß der Strom $I_s = 0$ wird, so muß, vgl. (82), die Bedingung:

$$\dot{Z}_a = -A \cos \xi_s \quad (101)$$

oder näherungsweise

$$\dot{Z}_a = \frac{1}{c s} \xi_s \operatorname{ctg} \xi_s \approx \frac{1}{c s} \left(1 - \frac{\xi_s^2}{3} \right) \quad (102)$$

erfüllt werden. Der Strom am Anfang der Leitung wird dann:

$$I_a = \frac{E^*}{A}. \quad (103)$$

Als Näherungslösung erhält man:

$$I_a = -\bar{c} s E^*. \quad (104)$$

Unter Benutzung von (71) findet man für die räumliche Verteilung des Stromes

$$I_0 = \frac{-I_a \sin(\xi - \xi_s)}{\sin \xi_s} \quad (105)$$

und bei Reihenentwicklung

$$I_0 = -\bar{e} E^* (s - x). \quad (106)$$

Aus (106) geht hervor, daß I_0 an der Stelle $x = s$ den Wert 0 hat, während der Höchstwert für $x = 0$, d. h. am Anfang der Leitung auftritt. Die Stromverteilung hat sich somit gegenüber dem ungeerdeten Netz vertauscht. Kompensiert man nur den Blindstrom, wobei

$$\bar{c} = \bar{a} + \bar{k}$$

gesetzt wird, so erhält man für den über den Erdschlußlichtbogen fließenden Wirkstrom

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s - A + \frac{A^2}{A + \frac{1}{ks}}}, \quad (107)$$

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{as}}. \quad (108)$$

Der Strom I_a am Anfang der Leitung wird, wenn wir der Einfachheit halber $\dot{Z}_e = 0$ setzen, was

$$I_s = \bar{a} s E^* \quad (109)$$

bedingt:

$$I_a = -\bar{k} s E^*, \quad (110)$$

d. h. am Anfang der Leitung ist nur Blindstrom vorhanden, am Ende der Leitung nur Wirkstrom. Der Verlauf des Summenstromes längs der Leitung wird nun gemäß (71) für $\dot{Z}_s = 0$:

$$I_0 = \frac{\bar{a} s E^* \sin \xi + \bar{k} s E^* \sin (\xi - \xi_s)}{\sin \xi_s}. \quad (111)$$

Bei Einführung der Näherung erhält man:

$$I_0 = [\bar{a} x + \bar{k} (x - s)] E^*, \quad (112)$$

in (112) bedeutet:

$$I_{0w} = ax E^* \quad (113)$$

den Wirkstrom,

$$I_{0b} = \bar{k} \cdot (x - s) E^* \quad (114)$$

den Blindstrom.

Die Verteilung des Wirkstromes bei einem Netz mit Petersenspule entspricht somit der Verteilung des Blindstromes bei ungeerdetem Netz. Daraus folgt, daß ein Erdschlußrelais in einem ungeerdeten Netz auf den Blindstrom, in einem mit Petersenspule versehenen Netz hingegen auf den Wirkstrom ansprechen muß, falls im übrigen der Aufbau des Relais der gleiche bleiben soll. Es besteht natürlich auch die Möglichkeit, ein Relais zu bauen, dessen Auslösezeit um so kleiner ist, je kleiner der Strom ist. Ein derartiges Relais würde bei Abstimmen auf Blindstrom in einem durch Petersenspule geschützten Netz ebenfalls selektiv arbeiten.

c) **Sternpunkt widerstandslos geerdet.** Aus (82) erhält man für $\dot{Z}_a = 0$ und großes \dot{Z}_s :

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s - A \cos \xi_s + \frac{A}{\cos \xi_s}}. \quad (115)$$

Ist ξ klein gegen 1, so wird $\cos \xi_s = 1$ und man erhält

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s}, \quad (116)$$

d. h. der auftretende Strom ist nur abhängig von der am Ende der Leitung angeschlossenen Impedanz. Diese Näherung gilt natürlich nur für sehr kurze Leitungen. Multipliziert man in (115) Zähler und Nenner mit $\cos \xi_s$, so erhält man

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + A \sin \xi_s \operatorname{tg} \xi_s}. \quad (117)$$

Führt man die Näherungen ein

$$A = -\frac{1}{c s}; \quad \sin \xi_s \operatorname{tg} \xi_s = \xi_s^2, \quad (118)$$

so ergibt sich:

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \bar{z}s} = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + z_1 s} \quad *). \quad (119)$$

Gleichung (119) stimmt überein mit der Beziehung, welche wir im zweiten Kapitel zur Berechnung des einpoligen Kurzschlußstromes bei starrer Maschine gefunden hatten. Da in (119) die Kapazität \bar{c} nicht mehr auftritt, so bestätigt diese Näherung unsere Aussage, daß bei der Berechnung des Kurzschlußstromes die Ladeströme im allgemeinen vernachlässigt werden können.

A. Zusammenstellung der Formeln zur Berechnung des Erdschlußstromes.

Im folgenden sind die abgeleiteten Formeln zur Berechnung der räumlichen Verteilung des Erdschlußstromes (Summenstromes) und der Asymmetriespannung (Summenspannung) zusammengestellt. Der Index a bei der Formelbezeichnung gibt an, daß es sich um die exakte Formel handelt, der Index b , daß bei der Reihenentwicklung zwei Glieder, der Index c , daß nur ein Glied berücksichtigt wurde. Der Index d deutet an, daß außer den genannten Vernachlässigungen noch weitere Vereinfachungen getroffen wurden. Aus dem Gesagten geht hervor, daß die Formeln $b \dots d$ nur Gültigkeit haben, sofern ξ und ξ_s kleiner als 1 sind. Der Formelzusammenstellung ist eine Aufstellung aller benutzten Zeichen vorangestellt.

*) Es ist zu beachten, daß es sich hier um ein „Einleitersystem“ handelt, für das $\bar{z} = z_1$ und $m = 0$ ist. Siehe auch Anm. S. 103, $n = 1$.

Es bedeuten:

\bar{z} und \bar{c} generelle Abkürzungen, welche bei Drehstromnetzen die Werte annehmen:

$$\bar{z} = \frac{z + 2\dot{m}}{3},$$

$$\bar{c} = 3\dot{c},$$

bei Wechselstromsystemen:

$$\bar{z} = \frac{z + \dot{m}}{2},$$

$$\bar{c} = 2\dot{c}.$$

Die komplexen Zahlen \dot{c} , \dot{z} , \dot{m} lösen sich in folgende Teile auf:

$$\dot{c} = a_{11} + j\omega k_{11},$$

$$\dot{z} = (r_1 + r_e) + j\omega (l_l + l_e),$$

$$\dot{m} = r_e + j\omega (m_l + m_e).$$

Dabei bedeutet:

k_{11} = Teilkapazitätsbelag eines Leiters gegen Erde,

a_{11} = Ableitungsbelag eines Leiters gegen Erde,

r_1 = Widerstandsbelag eines Leiters ohne Erdrückleitung,

r_e = Erdwiderstandsbelag,

l_l = Selbstinduktivitätsbelag bezogen auf das Luftfeld,

l_e = Selbstinduktivitätsbelag bezogen auf das Erdfeld,

m_l = gegenseitiger Induktivitätsbelag bezogen auf das Luftfeld,

m_e = gegenseitiger Induktivitätsbelag bezogen auf das Erdfeld.

E^* = EMK pro Phase $\approx U^*$ = Phasenspg.

Die für uns wichtigen Größen haben im Mittel folgende Werte:

$$k_{11} \approx 0,005 \cdot 10^{-6} \quad [\text{F/km}],$$

$$a_{11} \approx 0,$$

$$r_e \approx \pi^2 f \cdot 10^{-4} \quad [\Omega/\text{km}].$$

Für $f = 50$ P/s wird

$$r_e = 0,05 \quad [\Omega/\text{km}],$$

$$l_r = l_l + l_e \approx 2,4 \cdot 10^{-3} \quad [\text{H/km}],$$

$$m_r = m_l + m_e \approx 1,2 \cdot 10^{-3} \quad [\text{H/km}],$$

I. Stromverteilung.

a) Sternpunkt ungeerdet (b...d gültig für ξ und $\xi_s \ll 1$).

$$I_0 = \frac{I_s \sin \xi}{\sin \xi_s}; \quad \xi = -j \sqrt{\bar{c}\bar{z}} \cdot x, \quad (\text{Ia})$$

$$\xi_s = -j \sqrt{\bar{c}\bar{z}} \cdot s,$$

$$I_0 = I_s \frac{x}{s}, \quad (\text{Ic})$$

$$I_0 = \bar{c} E^* \cdot x, \quad (\text{Id})$$

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s - A \cos \xi_s}; \quad A = \frac{j \sqrt{\bar{c} \bar{z}}}{\bar{c} \sin \xi_s}, \quad (\text{IIa})$$

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c} s} \left(1 - \frac{\xi_s^2}{3}\right)}, \quad (\text{IIb})$$

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c} s}}, \quad (\text{IIc})$$

$$I_s = \bar{c} s E^*. \quad (\text{IId})$$

b) Sternpunkt über Petersenspule geerdet (b . . . d gültig für ξ und $\xi_s \ll 1$).

1. Vollständige Kompensation:

$$\dot{Z}_a = -A \cos \xi_s,$$

$$\dot{Z}_a = \frac{1}{\bar{c} s} = \frac{1}{(\bar{a} + \bar{k}) s},$$

$$I_0 = \frac{-I_a \sin(\xi - \xi_s)}{\sin \xi_s}, \quad (\text{IIIa})$$

$$I_0 = -\bar{c} E^* (s - x), \quad (\text{IIIc})$$

$$I_a = \frac{E^*}{A}, \quad (\text{IVa})$$

$$I_a = -\bar{c} s E^*, \quad (\text{IVd})$$

$$I_s = 0,$$

2. Blindstromkompensation:

$$\dot{Z}_a = \frac{1}{\bar{k} s}; \quad \dot{Z}_s \approx 0.$$

$$I_0 = \frac{\bar{a} s \sin \xi + \bar{k} s \sin(\xi - \xi_s)}{\sin \xi_s} \cdot E^*, \quad (\text{Va})$$

$$I_0 = [\bar{a} x + \bar{k} (x - s)] \cdot E^*, \quad (\text{Vc})$$

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{a} s}}, \quad (\text{VIc})$$

$$I_s = \bar{a} s E^*, \quad (\text{VIId})$$

$$I_a = -\bar{k} s E^*. \quad (\text{VIIId})$$

II. Spannungsverteilung.

a) Sternpunkt ungeerdet (b . . . d gültig für ξ und $\xi_s \ll 1$).

$$U_0 = A I_s \cos \xi, \quad A = \frac{\bar{j} \sqrt{\bar{c} z}}{\bar{c} \sin \xi_s}, \quad \text{(VIII a)}$$

$$U_0 = A I_s \left(1 - \frac{\xi^2}{2}\right), \quad \xi = -\bar{j} \sqrt{\bar{c} z} \cdot x, \quad \text{(VIII b)}$$

$$U_0 = -E^* \left(1 - \frac{\xi_s^2}{2}\right), \quad \xi_s = -j \sqrt{\bar{c} z} \cdot s, \quad \text{(VIII c)}$$

$$U_0 = -E^*. \quad \text{(VIII d)}$$

b) Sternpunkt über Petersenspule geerdet.

1. Vollständige Kompensation $I_s = 0$.

$$U_0 = -A I_a \cos (\xi - \xi_s), \quad I_a = \frac{E^*}{A}, \quad \text{(IX a)}$$

$$U_0 = -A I_a \left[1 - \frac{(\xi - \xi_s)^2}{2}\right], \quad \text{(IX b)}$$

$$U_0 = -E^* \left[1 - \frac{(\xi - \xi_s)^2}{2}\right], \quad \text{(IX c)}$$

$$U_0 = -E^*. \quad \text{(IX d)}$$

2. Blindstromkompensation: $\dot{Z}_a = \frac{1}{\bar{k} s}$.

$$U_0 = A [I_s \cos \xi - I_a \cos (\xi - \xi_s)], \quad \text{(X a)}$$

$$U_0 = A \left[I_s \left(1 - \frac{\xi^2}{2}\right) - I_a \left(1 - \frac{(\xi - \xi_s)^2}{2}\right) \right], \quad \text{(X b)}$$

$$U_0 = -\frac{\bar{a}}{\bar{c}} E^* \left(1 - \frac{\xi^2}{2}\right) - \frac{\bar{k}}{\bar{c}} E^* \left(1 - \frac{(\xi - \xi_s)^2}{2}\right), \quad \bar{a} + \bar{k} = \bar{c}, \quad \text{(X c)}$$

$$U_0 = -E^*. \quad \text{(X d)}$$

B. Beispiele zur Berechnung des Erdschlußstromes.

1. Gegeben sei eine Drehstromleitung mit ungeerdetem Sternpunkt und folgenden Daten:

Verkettete Klemmenspannung E	= $U_K = 100000$ V
Frequenz f	= 50 Hertz
Teilkapazitätsbelag gegen Erde k_{11}	= $0,005 \cdot 10^{-6}$ F/km
Ableitungsbelag a_{11}	= 0
Widerstandsbelag eines Leiters r_1	= $0,2 \Omega/\text{km}$
Erdwiderstandsbelag r_e	= $0,05 \Omega/\text{km}$
Selbstinduktivitätsbelag $l_i + l_e$	= $2,4 \cdot 10^{-3}$ H/km
Gegenseitiger Induktivitätsbelag $m_l + m_e$	= $1,2 \cdot 10^{-3}$ H/km
Lichtbogenwiderstand einschließl. Erdübergangswiderstand	
$\dot{Z}_e = R_e$	= 25 Ω

Länge der Leitung:

I. $s = 400$ km ,

II. $s = 1000$ km .

Es ist der Erdschlußstrom I_s am Ende der Leitung, d. h. für $s = 400$ km und für $s = 1000$ km näherungsweise und genau zu berechnen

$$\text{I. } s = 400 \text{ km.}$$

Formel (II d) S. 111 lautet:

$$I_s = \bar{c} s E^*.$$

Für Drehstrom ist nach S. 110, da $a_{11} = 0$

$$\bar{c} = 3\dot{c} = 3j\omega k_{11} = j \cdot 4,7 \cdot 10^{-8} \quad [\text{F/km}],$$

$$\bar{c} s = j \cdot 1,88 \cdot 10^{-3} \quad [\text{F}],$$

$$I_s = j \cdot 1,88 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{100000}{\sqrt{3}} = j \cdot 109,$$

$$|I_s| = 109 \text{ A.}$$

Da $\frac{1}{\bar{c}s} = |530| \Omega$ ist, gibt Formel (IIc) mit $\dot{Z}_s = 25 \Omega$ praktisch das gleiche Resultat wie (II d).

Formel (II b) lautet:

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c}s} \left(1 - \frac{\xi_s^2}{3}\right)}.$$

Wir berechnen zunächst ξ_s bzw. ξ_s^2 . Nach S. 110 ist:

$$\xi_s = -j \sqrt{\bar{c}z} \cdot s.$$

Den Wert von \bar{c} kennen wir bereits. Für \bar{z} findet man bei Drehstrom:

$$\bar{z} = \frac{\dot{z} + 2\dot{m}}{3},$$

$$\dot{z} = r_1 + r_e + j\omega(l_l + l_e) = 0,25 + j0,75,$$

$$\dot{m} = r_e + j\omega(m_l + m_e) = 0,05 + j0,38,$$

$$\bar{z} = 0,12 + j0,5,$$

$$\bar{z}s = 48 + j200,$$

$$\xi_s^2 = -(\bar{c}s) \cdot (\bar{z}s) = 0,376 - j0,09,$$

$$\xi_s \approx \sqrt{0,376} = 0,61 < 1.$$

Somit ist Formel (II b) anwendbar und der Fehler kleiner als 5% (vgl. S. 105).

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{1}{\bar{c}s} + \frac{\bar{z}s}{3}} = \frac{100000}{\sqrt{3}(41 - j463)} \approx j120,$$

$$|I_s| = 124 \text{ A.}$$

Danach beträgt der Fehler von (II d) und (II c):

$$\frac{124 - 109}{124} \cdot 100 \approx 12\%.$$

Die exakte Lösung gibt Formel (IIa) bzw. (90):

$$I_s = \frac{E^*}{\dot{Z}_s + \frac{\xi_s}{c_s} \operatorname{ctg} \xi_s},$$

$$\operatorname{ctg} \xi_s = \operatorname{ctg} 0,61 = \operatorname{ctg} 35^\circ = 1,43,$$

$$\frac{\xi_s}{c_s} \operatorname{ctg} \xi_s = -j 464,$$

$$|I_s| = 124 \text{ A}.$$

Der Fehler unserer Näherungsformel (IIb) ist somit verschwindend gering.

$$\text{II. } s = 1000 \text{ km}.$$

Wir berechnen zunächst ξ_s , um uns ein Urteil über die Anwendungsmöglichkeit unserer Näherungsformeln b . . . d bilden zu können.

$$\xi_s^2 = -(\bar{c}s)(\bar{z}s).$$

Wir fanden unter I:

$$\bar{c} = j \cdot 4,7 \cdot 10^{-6},$$

$$\bar{z} = 0,12 + j 0,5.$$

Somit

$$\xi_s^2 = 2,35 - j 0,56 > 1.$$

Der Fehler der Formeln c und d wird daher sehr groß sein, während Formel b noch ziemlich gute Resultate ergeben muß. Wir finden mit (II d) durch Umrechnung der Länge s von 400 auf 1000 km:

$$|I_s| = 272 \text{ A}.$$

Formel (IIc) ergibt einen um 2 A geringeren Wert für I_s .

Mit Hilfe von (IIb) findet man:

$$I_s = 600 + j 416.$$

Der Absolutwert wird:

$$|I_s| = 730 \text{ A}.$$

Daraus geht hervor, daß (II d) und (IIc) nicht mehr brauchbar sind, denn sie liefern einen Wert von I_s , der nur etwa halb so groß ist.

Die Berechnung mit Hilfe der exakten Formel ist infolge der komplexen Form von ξ_s recht langwierig, wir geben daher nur das Endresultat an:

$$I_s = 700 + j 130,$$

$$|I_s| = 710 \text{ A}.$$

Formel (IIb) ergibt im Absolutwert einen Fehler von nur 2,8%. Der Winkel zwischen dem Radiusvektor und der reellen Achse beträgt jedoch statt 10° gemäß (IIa) 35° . Sofern es also nicht auf die Ermittlung der genauen Phasenlage ankommt, kann (IIb) bis zu Leitungslängen von 1000 km bei $f = 50$ P/s unbedenklich verwendet werden, wodurch sehr viel Rechenarbeit gespart werden kann.

2. Eine einphasige Stickleitung sei an ihrem Ende mit Erde widerstandslos verbunden (vgl. Abb. 90), ihre Länge sei 100 km, die verkettete Betriebsspannung $E_{12} = 20000$ Volt, für r_1 , r_e , l_r und m_r nehmen wir der Einfachheit halber die gleichen Werte wie im ersten Beispiel an. Gesucht ist die räumliche Verteilung von Strom und Spannung, und zwar mit Hilfe der Näherungsformeln (c) bzw. (d).

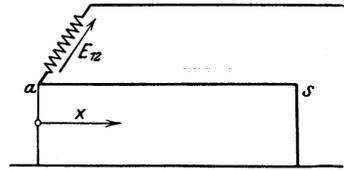


Abb. 90. Stickleitung mit Erdschluß.

(Ic) ergibt zusammen mit (II d) (da $\dot{Z}_s = 0$):

$$I_0 = \bar{c} E \cdot x.$$

Für \bar{c} findet man bei Wechselstrom:

$$\bar{c} = 2 \dot{c} = 2 j \omega k_{11} = j 3,14 \cdot 10^{-6}.$$

Somit wird, da $E^* = 10000$ V:

$$I_0 = j 0,031 \cdot x$$

und

$$I_s = j 3,1 \quad [\text{A}]$$

Der Spannungsverlauf wird gemäß (VIII c)

$$U_0 = -E^* \left(1 - \frac{\xi^2}{2}\right).$$

Für ξ_s^2 fanden wir im ersten Beispiel bei $s = 1000$ km (siehe S. 114):

$$\xi_s^2 = 2,35 - j 0,56.$$

Somit ist

$$\frac{\xi^2}{2} = \left(\frac{2,35 - j 0,56}{2}\right) 10^{-6} \cdot x^2$$

und näherungsweise, wenn der imaginäre Anteil vernachlässigt wird:

$$1 - \frac{\xi^2}{2} = 1 - 1,2 \cdot 10^{-6} x^2.$$

Damit wird:

$$U_0 = -10000 (1 - 1,2 \cdot 10^{-6} \cdot x^2),$$

$$U_s = -10000 (1 - 1,2 \cdot 10^{-2}),$$

$$U_s \approx -9900 \quad [\text{V}].$$

Der Spannungsabfall auf 100 km beträgt also nur 100 V, d. h. 1%. Der Verlauf von I_0 und U_0 ist in Abb. 91 aufgetragen.

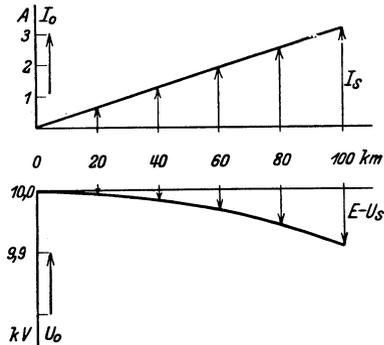


Abb. 91. Strom- und Spannungsverteilung längs der Stickleitung gemäß Abb. 90.

3. Das Netz gemäß Abb. 90 des zweiten Beispiels werde durch Einbau einer Petersenspule an der Speisestelle ergänzt (vgl. Abb. 92), welche den Blindstrom vollkommen kompensiert. Im übrigen sollen alle An-

gaben des zweiten Beispiels beibehalten werden, mit der einen Ausnahme, daß \bar{a} nicht mehr den Wert Null, sondern absolut genommen

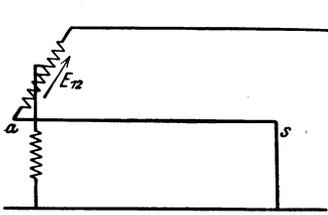


Abb. 92. Stickleitung mit Petersenspule und Erdschluß.

$\left| \frac{1}{10} \bar{k} \right|$ sein soll.

Formel (Vc) ergibt:

$$I_0 = [\bar{a} x + \bar{k} (x - s)] E^*.$$

Wir fanden:

$$\bar{k} = 2 j \omega k_{11} = j 3,14 \cdot 10^{-6}$$

und somit:

$$\bar{a} = \left| \frac{1}{10} \bar{k} \right| = 0,314 \cdot 10^{-6}.$$

Damit wird:

$$I_0 = [0,314 x + j 3,14 (x - s)] 10^{-2}.$$

$$I_a = -j 3,14 \text{ [A]},$$

$$I_s = 0,314 \text{ [A]}.$$

Für die Berechnung der Spannungsverteilung verwenden wir die Formel (Xc):

$$U_0 = \left[-\frac{a}{c} \left(1 - \frac{\xi^2}{2} \right) - \frac{\bar{k}}{c} \left(1 - \frac{(\xi - \xi_1)^2}{2} \right) \right] E^*,$$

$$U_0 \approx \left[j 0,1 \left(1 - \frac{\xi^2}{2} \right) - 1 \left(1 - \frac{(\xi - \xi_s)^2}{2} \right) \right] E^*.$$

Für $\frac{\xi^2}{2}$ fanden wir bei Vernachlässigung des imaginären Anteils:

$$\frac{\xi^2}{2} = 1,2 \cdot 10^{-6} \cdot x^2.$$

Setzt man $\xi - \xi_s = y$, so wird:

$$\frac{(\xi - \xi_s)^2}{2} = 1,2 \cdot 10^{-6} y^2,$$

wobei y von der Erdschlußstelle nach der Speisestelle zu zählen ist. Damit wird schließlich:

$$U_0 = [j 0,1 (1 - 1,2 \cdot 10^{-6} x^2) - (1 - 1,2 \cdot 10^{-6} y^2)] E^*.$$

Für $x = 0$, d. h. $y = s$ ist:

$$U_a \approx -9900 + j 1000.$$

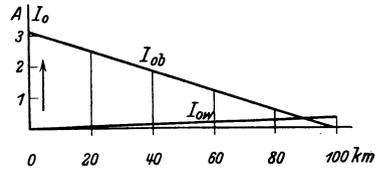
Für $x = s$, d. h. $y = 0$ ist:

$$U_s \approx -10000 + j 990.$$

Daraus geht hervor, daß auch bei eingebauter Petersenspule die Summenspannung längs der Leitung praktisch konstant ist und den Wert hat:

$$U_0 \approx -10000 \text{ Volt}.$$

In Abb. 93 ist der Verlauf des reellen (I_{0w}) und des imaginären (I_{0b}) Anteils von I_0 aufgetragen. Man erkennt, daß I_{0w} , abgesehen von seiner Größe, vollkommen mit dem Verlauf von I_0 in Abb. 91 übereinstimmt, während im Gegensatz dazu I_{0b} mit wachsendem x abnimmt. Die Aussage gilt für die Spannungen U_{0w} und U_{0b} .



4. In Abb. 94a ist ein von zwei Seiten gespeistes Netz aufgezeichnet, das an der Stelle E einen Erdschluß aufweist. Die Nullpunkte der speisenden Transformatoren sind nicht geerdet. Die Berechnung des Erdschlußstromes erfolgt ganz analog, wie unter Beispiel 2 gezeigt wurde. Das Netz kann an der Stelle E auf-

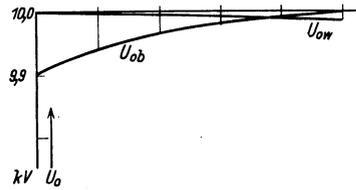


Abb. 93. Strom- und Spannungsverteilung längs der Sticheitung gemäß Abb. 92.

geschnitten werden, da nach unseren Voraussetzungen das elektromagnetische Feld senkrecht zur Längserstreckung der Leiter steht. In Abb. 94b ist die Blindkomponente, in Abb. 94c die Wirkkomponente des Erdschlußstromes aufgezeichnet. Da die Nullpunkte nicht geerdet sind, verlaufen Blind- und Wirkkomponente gleich. Man könnte also theoretisch das gleiche Erdschlußrelais verwenden und es entweder auf den Blindstrom oder den Wirkstrom abstimmen. In beiden Fällen würde der Erdschluß selektiv abgeschaltet. Wir ersehen aus den Beispielen 3 und 4, daß der Verlauf des Wirkstromes unabhängig von einer Erdung des Nullpunktes über die Petersenspule ist, während der Blindstrom seinen Verlauf ändert.

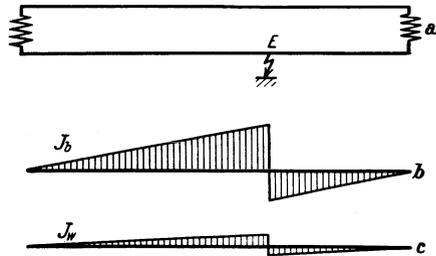


Abb. 94. Doppelt gespeiste Leitung mit Erdschluß.

5. In Abb. 95a und b ist ein einseitig gespeistes Netz aufgezeichnet, das im Punkte A eine Verzweigungsstelle aufweist. Zur Berechnung des Erd-

schlußstromes geht man zweckmäßig folgendermaßen vor: Unter Zugrundelegung einer konstanten wirksamen EMK im Punkte E von der Größe der negativ genommenen Phasenspannung ermittelt man den Stromanstieg in den Zweigen BA und CA . Damit ist der Strom am Ende der Leitung KA , der unserem Strom I_s entspricht, bekannt. Er ist gleich der Summe der Erdschlußströme an den Enden der Leitung BA und CA . Mit Hilfe der auf Seite 111 angegebenen Formel kann dann der Stromverlauf in dem Abschnitt KA ohne Schwierigkeiten ermittelt werden. Die gleichen Überlegungen gelten für den Fall der Abb. 95b. Man wird zweckmäßig zunächst den Strom in den

Zweigen KA und CA ermitteln und kennt dann den Strom am Ende der Leitung BA , worauf sich die gleiche Rechnung wie bei Abb. 95a wiederholt. Wir sehen also, was an und für sich selbstverständlich ist, daß in den Knotenpunkten für den Erdschlußstrom das erste Kirchhoffsche Gesetz gilt, wonach die Summe aller Ströme gleich Null sein muß.

Aus den Ableitungen dieses Kapitels, sowie aus einem Vergleich der fünf durchgerechneten Beispiele ergeben sich folgende Kennzeichen des Erdschlußpunktes:

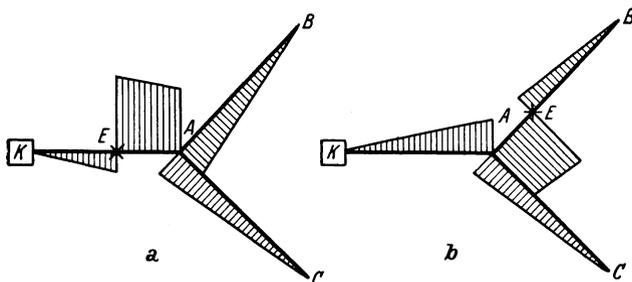


Abb. 95. Erdschlußstrom in einem verzweigten Netz.

1. In einem nicht kompensierten Netz hat der Summenstrom an der Erdschlußstelle sein Maximum und nimmt nach den beiden Enden der vom Erdschluß betroffenen Teilstrecke ab.

2. In kompensierten Netzen hat die Wirkkomponente des Summenstromes an der Erdschlußstelle ihr Maximum und nimmt nach den Enden der vom Erdschluß betroffenen Teilstrecke ab, während die Blindkomponente des Summenstromes im allgemeinen den entgegengesetzten Verlauf aufweist. Sie hat an der Erdschlußstelle den Wert Null und erreicht ihr Maximum an der Anschlußstelle der Kompensationseinrichtung.

3. Die Summenspannung ist im allgemeinen längs des ganzen vom Erdschluß betroffenen Netzes annähernd konstant, bzw. ändert sich nur um wenige Procente. Bei nicht kompensierten Netzen hat sie ihren Höchstwert an der Speisestelle, ihren kleinsten Wert an der Erdschlußstelle. Bei kompensierten Netzen liegt der Höchstwert an der Erdschlußstelle und der kleinste Wert bei dem Anschlußpunkt der Kompensationseinrichtung. In beiden Fällen ist die Gesamtänderung der Spannung annähernd gleich groß.

Damit sind nun die konstruktiven Richtlinien für den Bau von Erdschlußrelais gegeben. Die Auslösezeit eines Erdschlußrelais in nicht kompensierten Netzen muß um so kleiner sein, je größer der Summenstrom ist. Eine Ausnutzung der Änderung der Summenspannung empfiehlt sich im allgemeinen nicht, da derart empfindliche Relais kaum gebaut werden können. Für kompensierte Netze gilt die gleiche Konstruktionsrichtlinie, falls man das Erdschlußrelais auf die Wirkkomponente des Erdschlußstromes abstimmt. Soll jedoch die Blindkomponente zur Anwendung gelangen, so muß die Auslösezeit um so kleiner

sein, je kleiner der Summenstrom ist. Eine Auslösung darf nur bei denjenigen Schaltern erfolgen, bei denen die Blind- bzw. Wirkleistung vom Knotenpunkt wegfließt.

7. Strom- und Spannungsverteilung bei Doppelerdschluß.

Doppelerdschlüsse sind vor allem in nicht kompensierten Netzen eine ziemlich häufige Störungserscheinung. Auf die Art ihrer Entstehung haben wir bereits in der Einleitung zum 6. Kapitel hingewiesen. Während uns beim Erdschluß in erster Linie der Summenstrom interessiert, müssen wir beim Doppelerdschluß unser Augenmerk den Leiterströmen und den Spannungen dieser Leiter gegen Erde zuwenden. Es hat überhaupt, wie wir noch sehen werden, der Doppelerdschluß viel mehr Verwandtschaft mit einem zweipoligen Kurzschluß, als mit dem einfachen Erdschluß.

Für den ersten Überblick benutzen wir die gewonnene Erkenntnis, daß der Strom in der Erde, sofern es sich um Wechselstrom handelt, im wesentlichen dem Zuge der Leitung folgt, sich also nicht, wie das bei Gleichstrom der Fall wäre, über das ganze Erdreich verteilt. Liegen die beiden Erdschlußstellen nahe beisammen, oder genauer gesagt, zwischen zwei benachbarten Stationen (vgl. Abb. 96), so kann die selektive Abschaltung durch Impedanzrelais erfolgen, da bezüglich der Strom- und Spannungsverteilung im wesentlichen die gleichen Verhältnisse wie bei zweipoligem Kurzschluß vorliegen. Es müßten die Relais 1 in der Station *a* und bei doppelseitiger Speisung die Relais 2 in der Station *b* ansprechen.

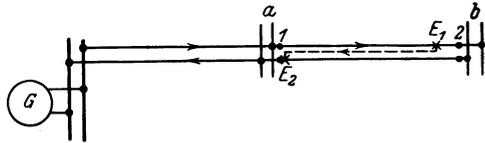


Abb. 96. Netz mit Doppelerdschluß, wobei die Erdschlußstellen nahe beisammen liegen.

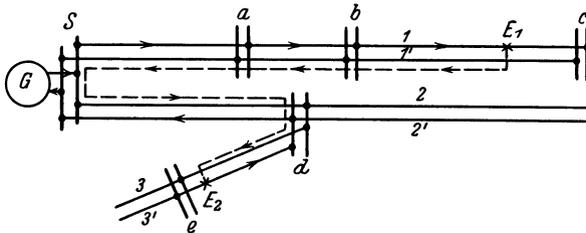


Abb. 97. Netz mit Doppelerdschluß und weit auseinander liegenden Erdschlußstellen.

Wesentlich anders liegen die Verhältnisse bei einer Anordnung gemäß Abb. 97. Der Strom fließt von dem Generator *G* längs der Leitung *1* bis zu der Erdschlußstelle *E*₁, dann zurück über die Erde, und zwar entlang der Leitung *1* bis zur Sammelschiene *S*, von da immer noch in der Erde entlang der Leitung *2'* nach der Unterstation *d*, von da

längs der Leitung 3' bis zur Erdschlußstelle E_2 , dann über die Leitungen 3' und 2' zurück nach dem Generator G . Als wesentlichen Unterschied erkennen wir, daß die Leitungen 1', 2 und 3 keinen Strom führen, sondern daß der Strom nur in den Leitern 1, 2' und 3' und diesen entlang in der Erde fließt. Ein Kurzschlußimpedanzrelais wäre deshalb nicht in der Lage, eine Abschaltung herbeizuführen. Unsere Betrachtungen haben daher den Zweck, vor allem diejenigen Fälle, welche sich wesentlich von den Verhältnissen bei zweipoligem Kurzschluß unterscheiden, näher zu untersuchen.

Da bei Doppelerdschluß im allgemeinen die Ströme verhältnismäßig groß sind, müssen wir, ähnlich wie wir dies bei den Betrachtungen über die Berechnung des Kurzschlußstromes getan haben, ebenfalls die Rückwirkung des Doppelerdschlußstromes auf die Generatoren berücksichtigen. Um jedoch die an und für sich nicht ganz einfachen Untersuchungen nicht von vornherein zu komplizieren, soll für die ersten Betrachtungen festgesetzt werden, daß die Klemmenspannungen der Maschine nach Größe und Phasenlage unabhängig vom Doppelerdschlußstrom sind. Zum Schluß werden wir diese Voraussetzung fallen lassen und die genauen Formeln mit Hilfe einer Analogiebetrachtung ableiten.

Die Grundlage zur Berechnung der Strom- und Spannungsverteilung bei Doppelerdschluß haben wir bereits im 6. Kapitel abgeleitet. Wir könnten nun ganz formal die Differentialgleichungen (42) Seite 100 unter möglichst allgemeinen Randbedingungen lösen und daraus die Formeln zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes entnehmen. Dieser Weg wäre aber ziemlich umständlich und würde vor allem keinen unmittelbaren Einblick in die physikalischen Verhältnisse geben. Die im 1. und 6. Kapitel enthaltenen Untersuchungen über die Strömung in der Erde ermöglichen es uns, die Aufgabe durch Anwendung des Induktionsgesetzes auf die vom Doppelerdschlußstrom durchflossenen Schleifen direkt zu lösen. Eine Berücksichtigung des Verschiebungsstromes ist nicht notwendig, denn wir haben bereits bei der Berechnung des einpoligen Kurzschlußstromes bei starr geerdetem Sternpunkt (vgl. S. 109) gesehen, daß der Einfluß der Kapazität verschwindend gering ist und der Fehler im allgemeinen nur einige Prozent beträgt, sofern man den Verschiebungsstrom vernachlässigt. Setzt man daher in den Formeln (42c) und (42d) S. 100

$$\dot{c} = 0 \quad \text{und} \quad \dot{c}_{12} = 0,$$

so sagen sie aus:

$$\frac{\partial I_1}{\partial x} = 0; \quad \frac{\partial I_2}{\partial x} = 0, \quad (1)$$

d. h. die Leiterströme I_1 und I_2 sind längs der Leiter 1 und 2 konstant. Bei ungeerdetem Sternpunkt haben sie, wie ohne weiteres ersichtlich ist, sogar den gleichen Absolutwert.

Wir untersuchen zunächst die Verhältnisse in einem einseitig gespeisten Netz, daran anschließend verallgemeinern wir die Formeln für ein von zwei Seiten gespeistes Netz. Da bei Doppelerdschluß nie mehr als zwei Leiter Strom führen, können wir unseren Betrachtungen

ein Wechselstromsystem zugrunde legen, ohne dadurch die Allgemeinheit irgendwie einzuschränken. Handelt es sich in Wirklichkeit um Drehstromsysteme, so ist die verkettete Spannung zwischen den beiden vom Erdschluß betroffenen Leitungen als treibende Spannung einzusetzen.

In Abb. 98 bedeutet U_K die als vollkommen starr angenommene Klemmenspannung eines Einphasentransformators, der die Doppelleitung 1, 2 speist. Die Leitung 1 soll einen Erdschluß an der Stelle CD aufweisen, während der Erdschluß der Leitung 2 an der Stelle FE liegt. Den in der Erde fließenden Strom denken wir uns gemäß den Betrachtungen

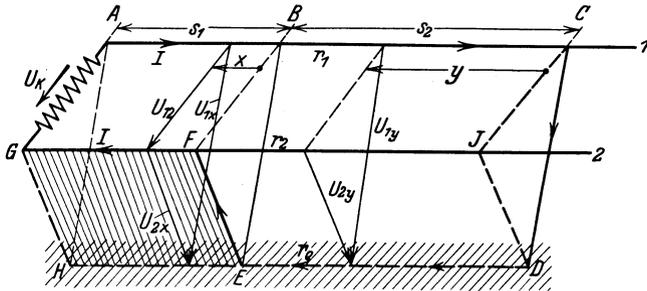


Abb. 98. Schema zur Berechnung von Strom und Spannungsverteilung bei Doppelerdschluß.

tungen Seite 96 längs eines linearen Ersatzleiters DE fließend, dem die auf Seite 97 abgeleiteten elektrischen Konstanten zuzuordnen sind. Damit sind alle Angaben eindeutig festgelegt. Wir wenden nun das Induktionsgesetz auf die Schleife $ABCDEFGA$ an und erhalten unter Berücksichtigung der Definitionen des 1. Kapitels:

$$\oint \mathcal{E} d\mathcal{s} = -j\omega I (l_{11} s_1 + l_{21} s_1 + l_{11} s_2 + l_{22} s_1 + l_{12} s_1) \quad (2)$$

$$= I (r_1 s_1 + r_1 s_2 + r_e s_2 + r_2 s_1) - U_K.$$

Mit Hilfe der Seite 18 angegebenen Symmetriebedingungen und Abkürzungen erhält man:

$$U_K = I [(r s_1 + (r_1 + r_e) s_2) + j\omega (l s_1 + l_{10} s_2)], \quad (3)$$

$$U_K = I [(r + j\omega l) s_1 + (r_{10} + j\omega l_{10}) s_2], \quad (3)$$

$$U_K = I [\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2] = I [2\dot{z}^* s_1 + \dot{z}_{10} s_2]. \quad (4)$$

Nach I aufgelöst ergibt

$$I = \frac{U_K}{\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2}. \quad (5)$$

Wie zu erwarten war, tritt in dem Endresultat (5) neben der Schleifenimpedanz pro Längeneinheit \dot{z} auch die Impedanz \dot{z}_{10} der Schleife, gebildet aus einem Leiter und der Erdrückleitung, auf. Setzt man

$$\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2 = \dot{z}_s,$$

so wird aus (5)

$$I = \frac{U_K}{\dot{z}_s}. \quad (6)$$

Darin bedeutet \dot{z}_s die Impedanz der vom Doppelerdschlußstrom durchflossenen Schleife. Liegen im Zuge dieser Schleife noch Reaktanzspulen, Transformatoren, Widerstände oder ähnliches, so sind dieselben in genau gleicher Weise, wie wir es im 2. Kapitel unter Abschnitt A gezeigt haben, zu \dot{z}_s geometrisch zu addieren.

Um den Wert der Spannung eines Leiters gegen Erde an einer bestimmten Stelle zu bestimmen, hat man ausgehend von der Erdschlußstelle des betreffenden Leiters alle Spannungsabfälle zu addieren, und zwar sowohl längs der Luftleitung, als auch in der Erde. Unter Umständen ist es erforderlich, den Lichtbogen- und Erdübergangswiderstand mit zu berücksichtigen. Infolge des bei Doppelerdschluß im allgemeinen recht großen Stromes wird jedoch der Lichtbogenwiderstand meist sehr gering und kann daher fast immer vernachlässigt werden (siehe auch Abb. 47). Unter Zugrundelegung von Gleichung (50) Seite 15 erhält man für die Spannung des Leiters 1 an der Stelle y (siehe Abb. 98):

$$U_{1y} = [r_{11} + j \omega l_{11}] y I. \quad (7)$$

Mit den Definitionsgleichungen (4) Seite 18 erhält man:

$$\begin{aligned} U_{1y} &= [r_{10} + j \omega l_{10}] y I, \\ U_{1y} &= \dot{z}_{10} y I. \end{aligned} \quad (8)$$

Analog ergibt sich für die Spannung des Leiters 2 an der Stelle x

$$\begin{aligned} U_{2x} &= - \left[r^* + j \omega \frac{l}{2} \right] x I, \\ U_{2x} &= - \dot{z}^* x I. \end{aligned} \quad (9)$$

Um die Spannung des Leiters 1 an einer beliebigen Stelle x zu ermitteln, muß berücksichtigt werden, daß die Spannung des Leiters 1 gegen Erde für $y = s_2$ den gleichen Wert haben muß wie für $x = 0$. Es besteht somit die Bedingungsgleichung:

$$U_{1s_2} = U_{1x} \quad \text{für } x = 0. \quad (10)$$

Damit wird

$$U_{1x} = U_{1s_2} + \dot{z}^* x I. \quad (11)$$

Es ist charakteristisch für die Verhältnisse bei Doppelerdschluß, daß nicht nur die vom Strom durchflossenen Leiter Spannung gegen Erde aufweisen, sondern daß auch dem Leiter 2 (vgl. Abb. 98) von $F \dots J$ durch Induktion eine Spannung gegen Erde aufgedrückt wird. Sie hat, bezogen auf die Stelle y den Wert

$$\begin{aligned} U_{2y} &= - j \omega l_{12} (s_2 - y) I, \\ U_{2y} &= - \dot{m} (s_2 - y) I. \end{aligned} \quad (12)$$

Die verkettete Spannung zwischen den Leitern 1 und 2 findet man z. B. für die Stelle x aus der Beziehung:

$$U_{12x} = U_{1x} - U_{2x}. \quad (13)$$

Da in den abgeleiteten Gleichungen zur Berechnung des Stromes und der Spannungen nur die Größen $\dot{z} = 2 \dot{z}^*$, \dot{z}_{10} und \dot{m} vorkommen und wir diese Größen im 1. und 6. Kapitel genau definiert haben, sind somit für den vorliegenden Fall sämtliche Berechnungsunterlagen gegeben. Im allgemeinen können folgende Werte für die genannten Größen im Mittel angenommen werden. Eine Freileitung aus Kupfer von 95 mm^2 Querschnitt mit einem gegenseitigen Abstand der Leiter von $1,5 \text{ m}$ besitzt einen Ohmschen Widerstandsbelag der Schleife Draht-Erde von $0,3 \text{ } \Omega/\text{km}$. Der Ohmsche Widerstandsbelag einer aus zwei Drähten der Freileitung gebildeten Schleife hat den Wert von $0,4 \text{ } \Omega/\text{km}$. Der Selbstinduktionskoeffizient der Schleife Draht-Erde beträgt etwa $2,37 \cdot 10^{-3} \text{ H/km}$. Der Selbstinduktivitätsbelag der aus zwei Drähten gebildeten Schleife $2,4 \cdot 10^{-3} \text{ H/km}$, der gegenseitige Induktivitätsbelag aus zwei Schleifen bestehend, je aus einem Luftleiter und Erde hat den Wert von $1,2 \cdot 10^{-3} \text{ H/km}$. Daraus geht hervor, daß in Annäherung die Impedanz einer Schleife Draht-Erde (\dot{z}_{10}) gleich groß ist, wie die einer Schleife (\dot{z}) bestehend aus den zwei parallelen Luftleitern, während die Gegeninduktivität \dot{m} etwa halb so groß ist. Den nachfolgenden Berechnungsbeispielen legen wir daher folgende Werte zugrunde:

$$\begin{aligned}\dot{z} &= 2 \dot{z}^* = 0,8 \text{ } \Omega/\text{km}, \\ \dot{z}_{10} &= 0,8 \text{ } \Omega/\text{km}, \\ \dot{m} &= 0,4 \text{ } \Omega/\text{km}.\end{aligned}\quad (14)$$

Für die konstruktive Ausbildung der Relais ist die Verteilung des Summenstromes von Interesse. Aus Abb. 98 geht hervor, daß die Summe der Ströme in den Leitern 1 und 2 zwischen B und C , oder allgemeiner gesagt, zwischen den beiden Erdschlußstellen von Null verschieden ist und den Wert I aufweist, während in dem Abschnitt AB die beiden Leiterströme sich aufheben. Das gleiche gilt für die Anordnung gemäß Abb. 96. Auch in diesem Falle tritt lediglich zwischen E_1 und E_2 ein Summenstrom auf, während bei den Annahmen der Abb. 97 überall da, wo überhaupt der Doppelerdschlußstrom fließt, auch ein Summenstrom auftritt.

Wir gehen nun dazu über, die gleiche Rechnung für ein von zwei Seiten gespeistes Netz gemäß Abb. 99 durchzuführen, und zwar wenden wir wieder das Induktionsgesetz auf die Schleife $ABCDEFGA$ an und erhalten

$$U_K = I \dot{z} s_1 + I \dot{z}_{10} s_2 + I' \dot{m}_{21} s_2. \quad (15)$$

Analog ergibt sich für die Schleife $A'CDEFB'G'A'$

$$U'_K = I' \dot{z}' s'_1 + I' \dot{z}_{10} s_2 + I \dot{m}_{12} s_2. \quad (16)$$

Nimmt man an, daß die beiden parallel arbeitenden Kraftwerke gleiche Spannung aufweisen, d. h., daß $U_K = U'_K$ ist, so erhält man unter Berücksichtigung von (5) Seite 18 für das Verhältnis der Ströme I und I' :

$$\frac{I'}{I} = \xi = \frac{\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2 - \dot{m}_{12} s_2}{\dot{z}' s'_1 + \dot{z}_{10} s_2 - \dot{m}_{21} s_2} = \frac{\dot{z} s_1 + \dot{z}^* s_2}{\dot{z}' s'_1 + \dot{z}^* s_2}. \quad (17)$$

I' aus (17) in (15) eingesetzt ergibt nach I aufgelöst:

$$I = \frac{U_K}{\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2 + \xi \dot{m}_{12} s_2}. \quad (18)$$

Liegen zufällig die beiden Erdschlüsse symmetrisch zu den Speisestellen; d. h. ist: $s_1 = s_1'$, so geht (18) über in

$$I = \frac{U_K}{\dot{z} s_1 + \dot{z}_{10} s_2 + \dot{m}_{12} s_2}. \quad (19)$$

Durch Vergleich von (19) mit (5) erkennt man, daß durch die doppel-
seitige Speisung bei sonst gleichen Verhältnissen der Doppelerdschluß-

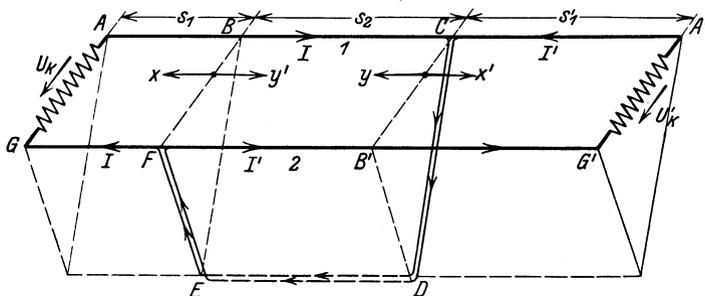


Abb. 99. Zweiseitig gespeistes Netz mit Doppelerdschluß.

strom kleiner wird; denn der vom zweiten Kraftwerk erzeugte Strom induziert in der vom ersten Werk gespeisten Schleife eine Gegen-EMK, was sich in gleicher Weise wie eine Widerstandserhöhung auswirkt und daher den Strom verkleinert.

Für die Spannung der Leiter gegen Erde finden wir in analoger Weise folgende Beziehungen:

Spannung des Leiters 1 gegen Erde an der Stelle y :

$$U_{1y} = (\dot{z}_{10} + \xi \dot{m}_{12}) y I. \quad (20)$$

Spannung des Leiters 2 gegen Erde an der Stelle y'

$$U_{2y'} = - \left(\dot{z}_{10} + \frac{\dot{m}_{12}}{\xi} \right) y I' = - (\xi \dot{z}_{10} + \dot{m}_{12}) y I. \quad (21)$$

Spannung des Leiters 1 gegen Erde an der Stelle x'

$$U_{1x'} = \dot{z}^* x' I' = \xi \dot{z}^* x' I. \quad (22)$$

Spannung des Leiters 2 gegen Erde an der Stelle x

$$U_{2x} = - \dot{z}^* x I = - \frac{\dot{z}^*}{\xi} x I'. \quad (23)$$

Spannung des Leiters 1 gegen Erde an der Stelle x

$$U_{1x} = U_{1s_1} + \dot{z}^* x I. \quad (24)$$

Spannung des Leiters 2 gegen Erde an der Stelle x'

$$U_{2x'} = U_{2s_2} - \dot{z}^* x' I' = U_{2s_2} - \xi \dot{z}^* x' I'. \quad (25)$$

Die verkettete Spannung ergibt sich aus den Spannungen der Leiter gegen Erde wieder durch die Beziehung:

$$U_{12} = U_1 - U_2. \quad (26)$$

Ein Blick auf Abb. 99 zeigt, daß der Summenstrom ebenfalls zwischen den beiden Erdschlüssen, d. h. auf dem Abschnitt BC den Wert $I + I'$ hat, während er an allen anderen Stellen Null ist.

A. Beispiele zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes.

1. Auf einer einseitig gespeisten Stickleitung (vgl. Abb. 100) soll an den Stellen E_1 und E_2 je ein Erdschluß auftreten. Die Abstände der Erdschlußstellen von den Speisestellen sind in Abb. 100 eingetragen. Für die Berechnung legen wir die auf Seite 123 angegebenen Werte für \dot{z} , \dot{z}_{10} und \dot{m}_{12} zugrunde. Da die Impedanz pro Phase \dot{z}^* nach Kapitel 2 Seite 19 gleich $\frac{1}{2}\dot{z}$ ist, erhalten wir beim Durchlaufen der vom Doppelerdschlußstrom durchflossenen Schleife folgende Teilimpedanzen:

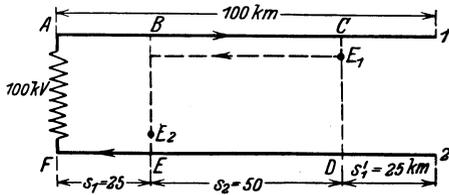


Abb. 100. Stickleitung mit Doppelerdschluß.

$$AB: \dot{z}^* \cdot s_1 = 0,4 \cdot 25 = 10 \Omega$$

$$BCE_1E_2: \dot{z}_{10} \cdot s_2 = 0,8 \cdot 50 = 40 \Omega$$

$$EF: \dot{z}^* \cdot s_1 = 0,4 \cdot 25 = 10 \Omega$$

$$\underline{\dot{z}_s = 60 \Omega}$$

Mit (6) erhält man, da die Betriebsspannung gemäß Abb. 100 100 kV beträgt

$$I = \frac{U_K}{\dot{z}_s} = \frac{100000}{60} = 1670 \text{ A.}$$

Für den Spannungsanstieg von C nach B ergibt sich gemäß (8)

$$U_{1y} = \dot{z}_{10} y I = 0,8 \cdot 1670 \cdot y = 1340 y \text{ [V].}$$

Die Spannungszunahme von E nach F wird gemäß (9)

$$U_{2x} = -670 x.$$

Für die Strecke BA erhält man nach (11)

$$U_{1x} = U_{1s_2} + \dot{z}^* x I$$

$$= 1340 \cdot 50 + 670 x$$

$$U_{1x} = 67000 + 670 x.$$

Die in der Leitung 2 von $E \dots D$ induzierte Spannung wird nach (12):

$$U_{2y} = -\dot{m}(s_2 - y) I,$$

$$= 0,4 \cdot 1670 \cdot (50 - y),$$

$$U_{2y} = -670(50 - y).$$

Die so ermittelte Spannungsverteilung ist in Abb. 101a über den entsprechenden Leitern aufgetragen. Daraus ergibt sich durch Subtraktion unter Berücksichtigung der Vorzeichen der Verlauf der verketteten Spannung U_{12} gemäß Abb. 110b, während der Verlauf des Summenstromes in Abb. 101c aufgetragen ist. Wir sehen, daß die verkettete Spannung an keiner Stelle mehr den Wert Null erreicht, und daß ihre Gesamtänderung verhältnismäßig klein ist.

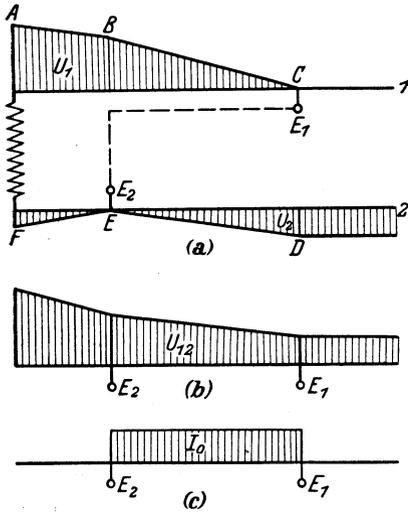


Abb. 101. Spannungsverteilung und Summenstrom des Netzes gemäß Abb. 100.

2. Es wird ein zweiseitig gespeistes Netz von 150 km Länge zugrunde gelegt (vgl. Abb. 102). Die Erdschlüsse sollen, gerechnet von der linken speisenden Station aus, an der gleichen Stelle liegen, wie dies beim ersten Beispiel festgelegt wurde. Auch die übrigen Netzkonstanten, sowie die treibende Spannung sollen die gleichen Werte haben. Wir bestimmen zunächst mit Hilfe von (17) die Größe ξ

$$\xi = \frac{0,8 \cdot 25 + 0,4 \cdot 50}{0,8 \cdot 75 + 0,4 \cdot 50} = \frac{40}{80}$$

$$\xi = \frac{1}{2}$$

Gemäß (18) finden wir nun für I den Wert

$$I = \frac{100000}{20 + 40 + 10} = 1430 \text{ A.}$$

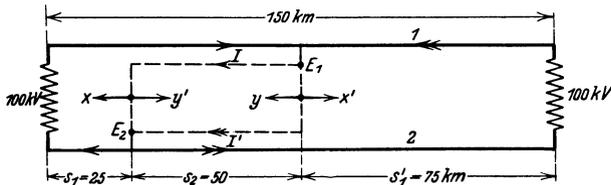


Abb. 102. Doppelt gespeistes Netz.

Durch Multiplikation von I mit ξ erhält man gemäß (17)

$$I' = \frac{1}{2} I = 715 \text{ A.}$$

Wir sehen, daß der Strom I trotz genau gleicher Annahme um 240 A kleiner wird, als wir unter Beispiel 1 für I errechnet haben, und zwar ist dies auf den Einfluß des Stromes I' zurückzuführen.

Die Spannung des Leiters 1 gegen Erde an der Stelle y wird nach (20):

$$U_{1y} = \left(0,8 + \frac{1}{2} 0,4\right) 1430 \cdot y,$$

$$U_{1y} = 1430 \cdot y.$$

Analog findet man für die übrigen Spannungen gegen Erde

$$U_{2y'} = -1140 y,$$

$$U_{1x'} = 286 x',$$

$$U_{2x} = -570 x,$$

$$U_{1x} = 71\,500 + 570 x,$$

$$U_{2x'} = -(57\,000 + 286 x').$$

Die errechneten Spannungsverhältnisse sind in Abb. 103a und b aufgetragen. Abb. 103c zeigt den Verlauf des Summenstromes. Auch in dem zweiseitig gespeisten Netz finden wir unsere vorige Aussage bestätigt, daß die verkettete Spannung keinen Nullwert aufweist und sich im ganzen nur verhältnismäßig wenig ändert, während die Spannung gegen Erde, ausgehend von den Erdschlußstellen, wo sie den Wert Null hat, linear ansteigt.

3. Gegeben sei ein von einem Kraftwerk gespeistes Ringnetz, das an den Stellen B und C einen Erdschluß aufweist (vgl. Abb. 104). Der Umfang des Ringnetzes betrage 100 km, so daß auf ein Viertel 25 km entfallen. Im übrigen nehmen wir wieder die gleichen Leiterkonstanten an; auch sei die verkettete Klemmenspannung des Kraftwerks wieder 100 kV. Der Stromverlauf ist folgender:

Ausgehend von der Klemme a des Generators verteilt sich der Strom im Punkte A , der größere Teil fließt direkt nach der Erdschlußstelle B , der kleinere Teil über den Ring DC ebenfalls nach B . In der Erdschlußstelle selbst vereinigen sich die zwei Ströme und teilen sich dann wieder in der Erde, und zwar fließt nun der größere Teil direkt von B nach C , der kleinere Teil von B über A , D nach C . An der Erdschlußstelle C vereinigen sich die beiden Erdströme und fließen nun zu gleichen Teilen

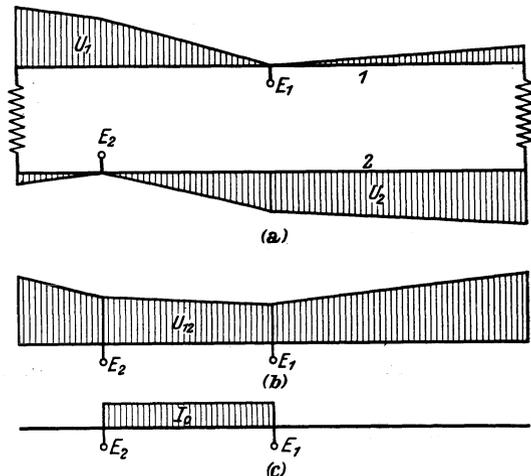


Abb. 103. Spannungsverteilung und Summenstrom des Netzes gemäß Abb. 102.

von C über B nach A und von C über D nach A und von da zurück nach der Klemme b des Generators. Um die Größe der Ströme zu ermitteln, muß zunächst die Gesamtimpedanz berechnet werden.

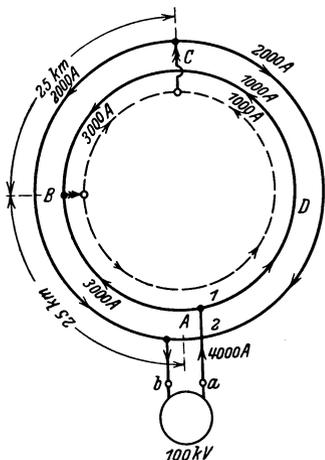


Abb. 104. Ringnetz mit Doppelerdschluß, Stromverteilung.

Die resultierende Impedanz längs des Leiters 1 zwischen den Punkten A und B ist gegeben durch die Parallelschaltung von AB und $ADC B$. Sie hat den Wert:

$$\frac{1}{z_{AB}} = \frac{1}{10} + \frac{1}{30},$$

$$z_{AB} = 7,5 \Omega.$$

Analog findet man für die resultierende Impedanz längs der Erde zwischen den Punkten B und C

$$z_{BC} = 7,5 \Omega.$$

Schließlich wird die resultierende Impedanz längs der Leitung 2 zwischen C und A

$$z_{CA} = 10 \Omega.$$

Die Gesamtimpedanz wird:

$$z_s = 7,5 + 7,5 + 10 = 25 \Omega$$

und der resultierende Doppelerdschlußstrom

$$I = \frac{100000}{25} = 4000 \text{ A}.$$

Da die Impedanz längs des Leiters 1 zwischen A und B nur $1/3$ derjenigen zwischen A und B über D, C ist, verteilt sich der Gesamtstrom im Verhältnis 3:1. Das gleiche gilt für den Abschnitt BC , während zwischen C und A längs des Leiters 2 gleichförmige Stromverteilung herrscht. Die so errechneten Ströme sind in Abb. 104 nach Größe und Richtung eingetragen.

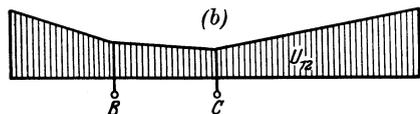
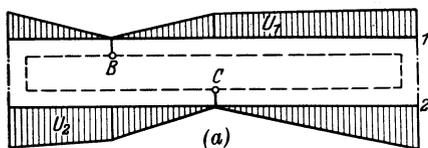


Abb. 105. Spannungsverteilung des Netzes gemäß Abb. 104.

Bestimmt man nun in analoger Weise, wie wir dies in den Beispielen 1 und 2 ausführlich gezeigt haben, den Spannungsverlauf ausgehend von den beiden Erdschlußstellen B und C , so ergeben sich die in Abb. 105a aufgetragenen Spannungsverhältnisse für die Spannung der Leiter 1 und 2 gegen Erde. Abb. 105b zeigt den Verlauf der verketteten Spannung. Der Summenstrom hat im ganzen Bereich des Ringnetzes den Wert 1000 A. Es trifft somit wieder unsere Aussage zu, daß der Summen-

strom zwischen beiden Erdschlußstellen von Null verschieden ist. Bei einem Ringnetz liegen eben beide Teile des Ringes je zwischen den Erdschlußstellen. Lediglich in der Zuleitung vom Kraftwerk her hat der Summenstrom den Wert Null. Im übrigen besteht im Verlauf der Spannungen gegenüber den Verhältnissen, wie wir sie im zweiten Beispiel gefunden haben, kein wesentlicher Unterschied.

Anhand der drei durchgerechneten Beispiele dürfte nun genügend klar geworden sein, wie man in speziellen Fällen vorzugehen hat, um den Doppelerdschlußstrom und die zugehörige Spannungsverteilung zu berechnen¹. Sind die Netze sehr kompliziert, so kann allerdings diese Berechnungsart recht umständlich werden. O. Mayr² hat für derartige Fälle vorgeschlagen, ein Netzmodell zu bauen, um den Doppelerdschlußstrom, sowie die Spannungsverteilung experimentell zu ermitteln. Während in Amerika sich für die Ermittlung des Kurzschlußstromes Netzmodelle ganz allgemein eingebürgert haben, ist dies in Europa noch kaum der Fall. Es soll deshalb nicht näher auf die Berechnung der Bestimmungsgrößen des Netzmodells für Doppelerdschlußstrombestimmung eingegangen werden. Alles Wissenswerte findet sich in der angegebenen Literaturstelle.

Bevor wir nun auf die Verallgemeinerung der abgeleiteten Formeln übergehen, indem wir die Rückwirkung des Doppelerdschlußstromes auf die Erregungsverhältnisse der Generatoren berücksichtigen, sollen die wesentlichsten Ergebnisse der bisherigen Untersuchung zusammengestellt werden, da wir aus ihnen bereits alles Wissenswerte für den Bau von Relais zur selektiven Erfassung von Doppelerdschlüssen entnehmen können.

1. Der Doppelerdschlußstrom ist längs einer Schleife ohne Verzweigungspunkt konstant und eilt der treibenden Spannung um einen Winkel φ , der in der Größenordnung von etwa 30 bis 90° liegt, nach.

2. Die Spannung gegen Erde ist an den Erdschlußstellen annähernd Null und steigt von da an linear an.

3. Die verkettete Spannung weist im allgemeinen keine Nullstelle mehr auf, ihre Änderung ist kleiner als bei Kurzschluß.

4. Der Summenstrom hat zwischen den beiden Erdschlußstellen einen von Null verschiedenen Wert. Bei einseitig gespeisten Netzen fließt in dem zwischen den beiden Erdschlußstellen gelegenen Netzteil nur in einem der Luftleiter Strom. Diese Aussage ist an sich gleichbedeutend mit der, daß der Summenstrom zwischen den Erdschlußstellen von Null verschieden ist, gilt aber, wie ausdrücklich bemerkt werden soll, nicht allgemein.

B. Verallgemeinerung der Formeln zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes unter Berücksichtigung seiner Rückwirkung auf die Generatoren.

Die ganzen Überlegungen entsprechen vollkommen denen des Abschnittes B des 2. Kapitels. Genau wie der Kurzschlußstrom ist auch der

¹ Weitere Beispiele siehe S. 170.

² Arch. Elektrot. Bd. 17, S. 163. 1926,

Doppelerdschlußstrom im wesentlichen Blindstrom und wirkt daher in voller Höhe entmagnetisierend. Die resultierende Erregung der Maschine findet man graphisch in genau der gleichen Weise, wie es anhand der Abb. 25 gezeigt wurde, nur berechnet sich die Leitungsreaktanz in etwas anderer Weise, während die Streureaktanz von Maschinen und Transformatoren, sowie die Reaktanz evtl. im Leitungszuge sich befindlicher Reaktanzspulen in gleicher Weise in die Rechnung eingeht. Da es sich immer um dem zweipoligen Kurzschluß entsprechende Verhältnisse handelt, gelten zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes die Formeln (a^{II}), (b^{II}), (c^{II}) Seite 38 in unveränderter Form, nur ist bei der Berechnung der Netzreaktanz x_n zu setzen:

$$x_n = x_T + x_D + \dots + x_S^*,^1 \tag{27}$$

worin x_S gemäß der im ersten Teil dieses Kapitels gezeigten Vorschrift zu bestimmen ist. Erreicht der Widerstand der Doppelerdschlußbahn die gleiche Größenordnung wie die Reaktanz, so sind sinngemäß die Formeln (78) und (83) des 2. Kap. anzuwenden. Selbstverständlich kann aus den geschilderten Gründen ebensogut das Nomogramm Seite 42 zur Ermittlung des Doppelerdschlußstromes verwendet werden. Im allgemeinen gilt daher die „Vorschrift zur Berechnung des zweipoligen Kurzschlußstromes“ Seite 39 bzw. die „Vorschrift für die Anwendung des Nomogramms“ Seite 43. Zur Übung berechnen wir Beispiel 1 dieses Kapitels noch mit Hilfe der Formeln (a^{II}) . . . (c^{II}).

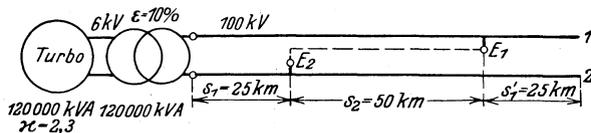


Abb. 106. Beispiel zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes und Berücksichtigung seiner Rückwirkung auf die Maschinen.

Beispiel 4. Die Speisung des Netzes erfolge über einen Maschinensatz von 120000 kVA bei 6000 V. Es handelt sich um Turbogeneratoren mit einem Leerlaufkurzschlußfaktor $m_0^{II} = 1,0$. Der Erregungszustand betrage $\kappa = 2,3$. In Reihe mit diesen Maschinen liegen entsprechende Transformatoren gleicher Leistung mit einer Sekundärspannung von 100 kV. Die prozentuale Streuspannung betrage $\varepsilon = 10\%$. In Abb. 106 sind Turbogenerator und Transformator der Einfachheit halber als Einheiten von je 120000 kVA aufgezeichnet. An den Transformator schließt sich das Netz mit den beiden Erdschlußstellen E_1 und E_2 an entsprechend Abb. 100.

Wir bestimmen zunächst den Nennstrom auf der 100-kV-Seite und erhalten

$$I_n = \frac{120000}{\sqrt{3} \cdot 100} = 690 \text{ A.}$$

¹ Es ist zu beachten, daß in den Formeln (a^{II}) . . . (c^{II}) x_n und damit auch x_S pro Phase einzusetzen ist.

Die Netzreaktanz setzt sich zusammen aus der Reaktanz pro Phase des Transformators und der halben Schleifenreaktanz $\frac{x_s}{2}$ der Leitung gemäß Beispiel 1. Die halbe Schleifenreaktanz muß deshalb eingesetzt werden, da die Formeln (a^{II}) ... (c^{II}) auf die Phasenspannung bezogen sind. Man könnte natürlich ebensogut die verkettete Spannung, welche bei Wechselstrom doppelt so groß wie die Phasenspannung ist, einsetzen, dann wäre die Gesamtnetzreaktanz gleich der doppelten Streureaktanz pro Phase des Transformators plus der gesamten Schleifenreaktanz.

Die Reaktanz des Transformators wird nach (26) Seite 24

$$x_T = \frac{10 \cdot 100000}{100 \cdot \sqrt{3} \cdot 690} = 8,4 \Omega$$

und damit die Netzreaktanz, wenn man $x_s \approx z_s$ setzt:

$$x_n = x_T + \frac{x_s}{2} = 8,4 + \frac{60}{2} = 38,4.$$

Wir bestimmen nun entsprechend dem Rechnungsgang Seite 39 zunächst x_0^{II} und finden dafür

$$x_0^{II} = \frac{U_n}{2 m_0^{II} I_n} = \frac{100000}{2 \cdot 1 \cdot 690} = 72,5 \Omega.$$

Der Quotient aus x_0^{II} und x_n wird:

$$\frac{x_0^{II}}{x_n} = \frac{72,5}{38,4} = 1,9 > \kappa - 1 = 1,3.$$

Danach ist Formel (a^{II}) anzuwenden, sie ergibt für den Doppelerdschlußstrom:

$$I^{II} = \frac{\kappa U_n}{2 (x_0^{II} + x_n)} = \frac{2,3 \cdot 100000}{2 (72,5 + 38,4)} = 1040 \text{ A}.$$

Ein Vergleich mit Beispiel 1 ergibt, daß durch den Spannungsabfall in Maschine und Transformator der Strom um 38 % kleiner wird, als bei starrer Klemmenspannung auf der 100-kV-Seite. Dieses eine Beispiel zeigt somit mit aller Deutlichkeit, daß man in den meisten Fällen gezwungen ist, die genauen Formeln anzuwenden, falls man den

Doppelerdschlußstrom einigermaßen exakt er-

mitteln will. Eine Komplikation der Rechnung ergibt sich dadurch kaum.

Die Ermittlung der Spannungsverteilung längs der Leiter 1 und 2 bleibt genau die gleiche wie in Beispiel 1, nur ist in die Formeln an Stelle

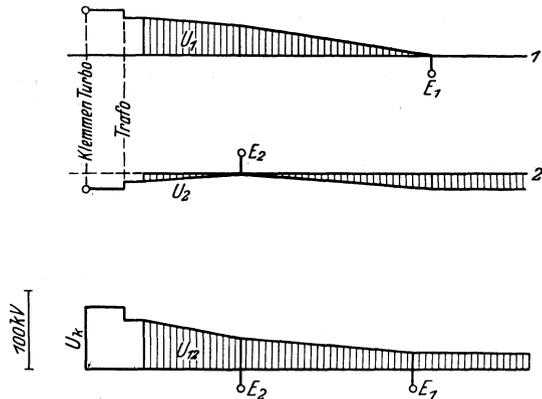


Abb. 107. Spannungsverteilung des Netzes gemäß Abb. 106.

des Stromes 1670 A der neuermittelte Strom von 1040 A einzusetzen. Wir erhalten so für die Spannungen der Leiter 1 und 2 gegen Erde

$$U_{1y} = 0,8 \cdot 1040 \cdot y = 830 y,$$

$$U_{2x} = -0,4 \cdot 1040 x = -415 x,$$

$$U_{1x} = 830 \cdot 50 + 415 x,$$

$$U_{1x} = 41\,500 + 415 x,$$

$$U_{2y} = -0,4 \cdot 1040 \cdot y' = -415 y'.$$

Der Spannungsabfall im Transformator wird bezogen auf die verkettete Spannung:

$$\Delta U_T = 2 \cdot x_T \cdot I^H = 2 \cdot 8,4 \cdot 1040 = 17400 \text{ V}.$$

Addiert man sämtliche Spannungsabfälle, so ergibt sich schließlich an den Klemmen des Generators eine verkettete Spannung von

$$U_K = 79700 \text{ V} \sim 80 \text{ kV}.$$

Der Verlauf der Spannungen längs der Leitungen, sowie der Spannungsabfall im Transformator und die Größe der Klemmenspannung des Turbogenerators ist in Abb. 107 graphisch aufgetragen. Ein Vergleich mit Abb. 101 zeigt, daß der Spannungsverlauf längs der Leitungen genau der gleiche ist, nur sind die Spannungswerte im Verhältnis $\frac{1040}{1670} = 0,62$ kleiner.

C. Vorschrift zur Berechnung des Doppelerdschlußstromes.

Die Berechnung des Doppelerdschlußstromes hat im allgemeinen mit Hilfe der Formeln (a^{II}) ... (c^{II}) auf Seite 38 zu erfolgen. Zur Ermittlung der Spannungsverteilung längs der Leitungen sind die in diesem Kapitel abgeleiteten Formeln anzuwenden.

Aus den Darlegungen dieses Kapitels ergeben sich folgende Konstruktionsrichtlinien für den Bau von Relais zur selektiven Erfassung von Doppelerdschlüssen. Die Auslösezeit soll um so kleiner sein, je größer der Strom und je kleiner die Spannung zwischen den Leitern bzw. die Spannung der Leiter gegen Erde ist. Insbesondere soll sie proportional der Impedanz der Schleife z bzw. z_{10} gebildet aus einem Leiter und der Erde als Rückleitung sein. Eine Auslösemöglichkeit soll bei nahe zusammenliegenden Erdschlußstellen nur bei den Relais vorliegen, bei denen die Energie nach einer der beiden Erdschlußstellen fließt. Bei weit auseinander liegenden Erdschlüssen sollen nur diejenigen Relais ansprechen, an deren Anschlußstelle der Summenstrom einen von Null verschiedenen Wert hat. Für viele Fälle genügt die folgende, nicht so weitgehende Forderung: Ansprechmöglichkeit soll nur bei den Relais vorliegen, an deren Anschlußstelle nur ein Leiter Strom führt. Die Art und Weise, wie diese Forderungen konstruktiv verwirklicht werden können, wird im 8. Kapitel gezeigt.

8. Theorie der Erd- und Doppelerdschlußrelais.

A. Erdschlußrelais.

Auf Grund der Untersuchungen des 6. Kapitels haben wir für den Bau von Erdschlußrelais nachstehende Richtlinien gefunden:

1. Die Auslösezeit soll um so kürzer sein, je größer der Summenstrom I_0 ist.

2. In nicht kompensierten Netzen soll das Relais auf den Blind-¹, in kompensierten Netzen auf den Wirkstrom abgestimmt werden.

3. Eine Auslösemöglichkeit soll nur an den Stellen vorliegen, an denen die Blind- bzw. Wirkleistung vom Knotenpunkt wegfießt.

4. Die Summenspannung ist im allgemeinen längs des ganzen Netzes annähernd konstant und kann daher nur in sehr beschränktem Maß zur Erhöhung der Selektivität hinzugezogen werden, hingegen soll sie zur Ermittlung der Leistungsrichtung angewendet werden.

Aus den Punkten 1 bis 4 geht hervor, daß den Relais einerseits der Summenstrom, andererseits die Summenspannung zugeführt werden soll. Bevor wir daher auf den konstruktiven Aufbau von Erdschlußrelais näher eingehen, sollen kurz einige Schaltungen besprochen werden, welche gestatten, die Größen I_0 und U_0 zu messen.

a) **Messung von I_0 .** In das Wechselstromnetz der Abb. 108 sind zwei Stromwandler S_1 und S_2 eingebaut und so geschaltet, daß im symmetrischen Betrieb, d. h. für $I_1 = I_2$ an der Einbaustelle der Stromwandler zwischen den Punkten a und b keine Spannungsdifferenz besteht. Ändert sich nun z. B. der Strom in der Leitung 2 infolge Erdschlusses der Leitung 1 vom Werte I_2 in den kleineren Wert I_2' , so verringert sich auch die Spannung an den Sekundärklemmen des Wandlers S_2 bzw. J_2' , und zwar genau entsprechend der Verkleinerung von I_2' gegenüber I_2 . Es entsteht somit zwischen den Punkten a und b eine Spannungsdifferenz, welche proportional ist der Stromdifferenz zwischen I_1 und I_2' , bzw. J_1 und J_2' , d. h. das an die Punkte a , b angeschlossene Instrument zeigt den Summenstrom J_0 an.

Eine andere Möglichkeit zur Messung des Summenstromes zeigt Abb. 109. Die Ströme I_1 und I_2 magnetisieren einen gemeinsamen Eisenkern derart, daß sich im symmetrischen Zustand die Flüsse, welche von den beiden Strömen hervorgerufen werden, aufheben. Ändert sich einer

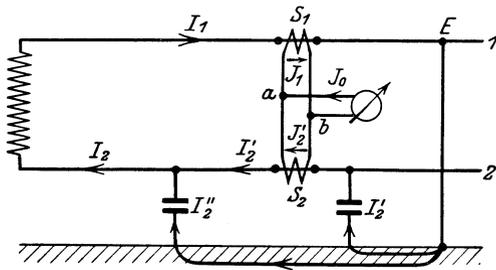


Abb. 108. Messung des Summenstromes in einem Wechselstromnetz, elektrische Summation.

¹ Der Gesamterdschlußstrom eines nicht kompensierten Netzes ist praktisch gleich dem Blindstrom und kann daher ebensogut zur Betätigung der Relais verwendet werden.

der Ströme, so entsteht ein resultierender Fluß Φ_0 , welcher proportional dem Summenstrom ist. Mit Hilfe einer Meßwicklung in Verbindung mit einem Strommesser kann somit der Summenstrom direkt ermittelt werden.

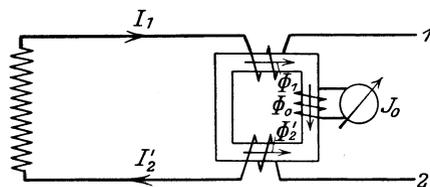


Abb. 109. Messung des Summenstromes in einem Wechselstromnetz, magnetische Summation.

Die entsprechenden Schaltungen für ein Drehstromnetz zeigt Abb. 110a und b. Da man in elektrischen Netzen in allgemeinen Stromwandler aus anderen Gründen einbaut, ist die Schaltung nach Abb. 110a gebräuchlicher.

b) Messung von U_0 . U_0 hatten wir bekanntlich definiert als Summe der Spannungen gegen Erde dividiert durch die Phasenzahl. Es sind deshalb in Abb. 111 die

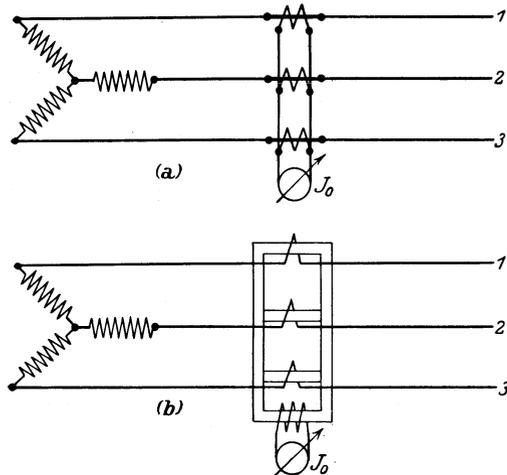


Abb. 110. Messung des Summenstromes in einem Drehstromnetz.

Primärwicklungen der zwei Spannungswandler zwischen die Leiter 1, 2 und Erde angeschlossen. Die Sekundärwicklungen werden so miteinander verbunden, daß sich die Spannungen addieren. Um den richtigen Wert von U_0 zu erhalten, hat man bei Wechselstrom die Sekundärspannung pro Wandler halb so groß, bei Drehstrom hingegen nur ein Drittel der normalen Phasenspannung zu machen.

Auch bei der Ermittlung von U_0 kann man eine Addition der magnetischen Flüsse vornehmen und den resultierenden Fluß zur Messung der

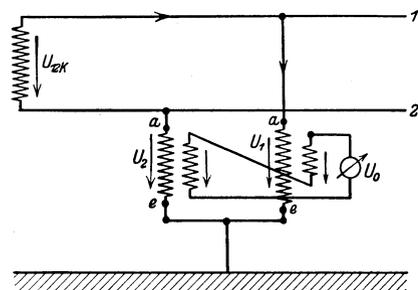


Abb. 111. Messung der Summenspannung in einem Wechselstromnetz, elektrische Summation.

Summenspannung benutzen. Die entsprechende Anordnung zeigt Abb. 112. Die Primärwicklungen des Vierschenkelwandlers sind wieder zwischen die Leiter 1, 2 und Erde angeschlossen. Die an der Sekundärwicklung auftretende Spannung ist bei entsprechender Bemessung der Windungszahl gleich der Summenspannung.

Für Drehstrom geht Abb. 111 in die Anordnung der Abb. 113 über. Diese Schaltungen werden hingegen verhältnismäßig selten verwendet, da man die in einem Netz einzubauenden Spannungswandler

hauptsächlich zur Messung der verketteten Spannung benutzen will, was in vorliegendem Fall nicht möglich ist¹. Ordnet man hingegen bei einem Vier- bzw. Fünfschenkelwandler auf den primär gespeisten Schenkeln noch je eine Sekundärwicklung an, so kann man mit einem der-

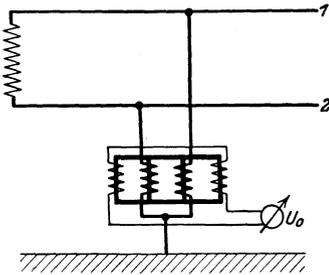


Abb. 112. Messung der Summenspannung in einem Wechselstromnetz, magnetische Summation.

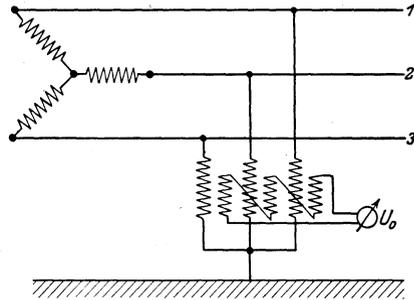


Abb. 113. Messung der Summenspannung in einem Drehstromnetz.

artigen Spannungswandler neben der Summenspannung noch sämtliche verketteten und Phasenspannungen messen, hat also die Möglichkeit, mit einem einzigen Wandler alle für die Überwachung eines Netzes erforderlichen Spannungsgrößen zu bestimmen. Es haben sich deshalb bei Drehstromanlagen die Fünfschenkelwandler in ziemlichem Umfange eingebürgert.

Unter Punkt 3 der an ein Erdschlußrelais zu stellenden Forderungen wurde gesagt, daß eine Auslösemöglichkeit nur dann bestehen soll, wenn die Wirk- bzw. Blindleistung vom Knotenpunkt wegfießt. An

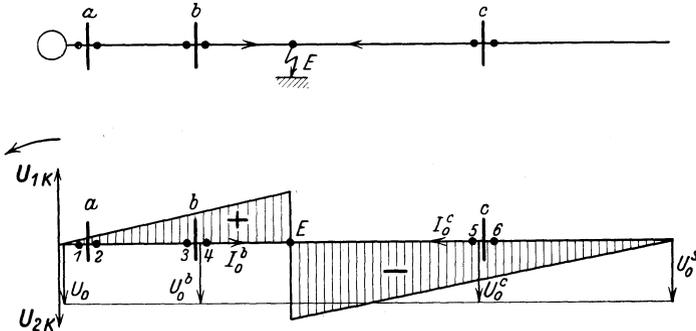


Abb. 114. Energieströmung in einem Netz mit Erdschluß.

Hand der Abb. 114 sollen die Verhältnisse in bezug auf Bestimmung der Leistungsrichtung noch etwas näher erläutert werden. In dem linearen Netz befindet sich an der Stelle E ein Erdschluß. Die zugehörige Stromverteilung ist darunter aufgetragen. Ihre Ermittlung wurde im 6. Kapitel eingehend erläutert. Am Anfang des Netzes sind die Klemmenspannungen der Maschine aufgetragen, die Summenspannung U_0 ist bei nicht kompensierten Netzen annähernd in Phase mit U_{2K} wie aus Formel (97)

¹ Dieser Nachteil wird vermieden bei Wandlern mit einer 3. Wicklung.

Seite 107 und aus dem Diagramm der Abb. 80 hervorgeht. Ferner haben wir gefunden, daß U_0 praktisch längs des ganzen Netzes nach Größe und Phasenlage konstant ist, sofern die Netzlänge klein ist im Vergleich zur Viertelwellenlänge bei Wechselstrom der Frequenz 50. Schließt man in den Stationen a, b, c Energierichtungsrelais, welche ihr maximales Drehmoment bei 90° Phasenverschiebung zwischen Strom und Spannung aufweisen, derart an, daß bei Stromrichtung von a nach c die Relais 2, 4, 6 freigeben, bei umgekehrter Richtung hingegen die Relais 5, 3, 1, so werden bei den in Abb. 114 vorliegenden Verhältnissen die Relais 4 und 5 auslösen. Die Schaltung der Energierichtungsrelais selbst entspricht vollkommen derjenigen bei Kurzschluß; sie ist in Abb. 44 Seite 57 näher erläutert.

Im vorliegenden Falle haben wir angenommen, daß die Relais um so schneller ablaufen, je größer der Summenstrom ist. Diese Eigenschaft wirkt sich ganz ähnlich wie bei den Kurzschlußrelais, sehr günstig bei stark vermaschten Netzen aus, da in diesem Falle der Zuflußstrom zur Erdschlußstelle ein Mehrfaches der übrigen in dem betreffenden Knotenpunkt einmündenden Ströme ist. Vgl. Abb. 95 des 6. Kapitels und die Darlegungen Seite 64 des 4. Kapitels. Genau wie beim Kurzschlußschutz bietet der Fall 3, Seite 64, bei dem der Zuflußstrom zu einer Station gleich der Summe der Erdschlußströme ist, zunächst einige Schwierigkeiten.

Man hilft sich aber in der gleichen Weise, indem man in derartigen Netzen das Übersetzungsverhältnis der Stromwandler entsprechend abändert, wie wir dies eingehend Seite 66 gezeigt haben. Es läßt sich somit ganz allgemein sagen:

Ist ein elektrisches Netz hinsichtlich Kurzschlußschutz richtig projiziert und verwendet man, sofern ihr Meßbereich für die wesentlich kleineren Erdschlußströme ausreicht, die gleichen Stromwandler zur Messung des Summenstromes, so arbeiten auch die Erdschlußrelais theoretisch richtig.

Wir gehen nun dazu über, die Arbeitsweise der gebräuchlichsten Erdschlußrelais-Konstruktionen zu besprechen.

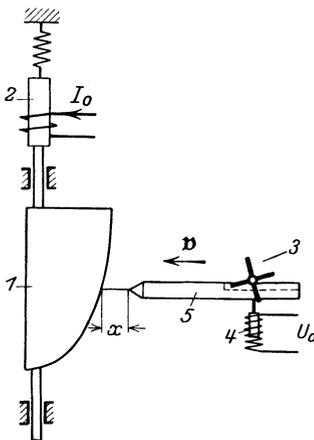


Abb. 115. Prinzipschema des E -Relais.

1. Das E -Relais. Das Prinzip dieses Relais ist in Abb. 115 dargestellt. Es bedeutet 1 eine Kurvenscheibe, deren Stellung mit Hilfe des Magneten 2 in Abhängigkeit vom Summenstrom I_0 verändert wird. 3 ist ein Zeitwerk, welches nach Freigabe durch den Magneten 4 die Zahnstange 5 mit konstanter Geschwindigkeit v nach links verschiebt. Bei Auftreffen der Zahnstange auf die Kurvenscheibe 1 soll die Auslösung des zugehörigen Schalters erfolgen. Wir setzen nun fest, daß die Kurvenscheibe 1 so geformt und bewegt wird, daß zwischen x und I_0

nachstehende Beziehung besteht:

$$x = \frac{c_1}{I_0}. \tag{1}$$

Andererseits ist

$$x = v \cdot t. \tag{2}$$

Man erhält somit für die Auslösezeit in Funktion von I_0 folgende Beziehung:

$$t = \frac{c_1}{v I_0} = \frac{c}{I_0}. \tag{3}$$

Im allgemeinen wird man für sehr große Werte von I_0 den Abstand x nicht gleich Null machen, da dies ein Festklemmen der Kurvenscheibe zur Folge haben könnte. Es tritt deshalb zu der Zeit gemäß (3) noch eine Grundzeit T_0 hinzu, welche in Wirklichkeit in der Größenordnung von 0,5 ... 1 s liegt. (3) geht dann über in

$$t = T_0 + \frac{c}{I_0}. \tag{4}$$

Aus (4) folgt, daß die Auslösezeit um so kleiner ist, je größer der Summenstrom I_0 ist. Die Charakteristik eines derartigen Relais ist in Abb. 116 aufgetragen. Daraus geht hervor, daß für großen Summenstrom die Selektivität eines derartigen Relais schlecht ist, da die Charakteristik beinahe horizontal verläuft. Dieser Nachteil kann beseitigt werden, wenn man folgende Verfügung über $x = f(I_0)$ trifft:

$$x = c_1 - c_2 I_0. \tag{5}$$

Zusammen mit (2) erhält man nun

$$t = \frac{c_1}{v} - \frac{c_2}{v} I_0, \tag{6}$$

$$t = T - c I_0. \tag{7}$$

Die Charakteristik gemäß (7) ist in Abb. 117 aufgetragen. Wie ersichtlich, ist nun die Selektivität in jedem Netzpunkt gleich gut, sofern der Gesamtsummenstrom auf der Sekundärseite der Stromwandler den Wert von 16 A nicht übersteigt. Die nach diesem Prinzip ausgeführten Relais wurden mit umschaltbarer Stromwicklung gebaut und die Schaltung so getroffen, daß bei der größten Netzlänge der sekundäre Summenstrom kleiner blieb, als der zulässige Höchststrom des Relais. Wird das Netz durch Zusammenschluß oder weiteren Ausbau wesentlich vergrößert,

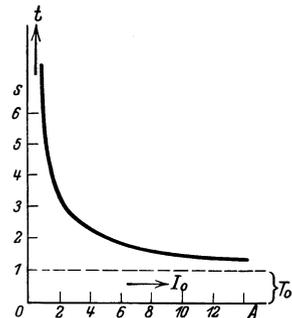


Abb. 116. Hyperbolische Auslösecharakteristik des E-Relais.

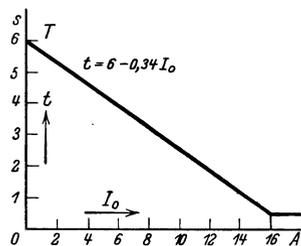


Abb. 117. Lineare Auslösecharakteristik des E-Relais.

durch Zusammenschluß oder weiteren Ausbau wesentlich vergrößert,

so ist lediglich eine Umschaltung der Stromwicklung erforderlich, um das Erdschlußrelais wieder den veränderten Verhältnissen anzupassen. Die Inbetriebsetzung des Zeitwerks erfolgt in Abhängigkeit von der Summenspannung U_0 (vgl. Abb. 115). Bei den tatsächlich ausgeführten Relais wird im Gegensatz zu der Anordnung nach Abb. 115 durch den Magneten 4 nicht allein die Verriegelung des Zeitwerks aufgehoben, sondern gleichzeitig auch die Zeitwerksfeder gespannt, so daß ein Aufziehen des Uhrwerks nicht erforderlich ist. Mit der Anordnung nach Abb. 115 ist ein dynamometrisches Energie richtungsrelais mechanisch gekuppelt, welches einen Ablauf des Erdschlußrelais nur dann gestattet, wenn die Blindleistung vom Knotenpunkt wegfießt. Wie ersichtlich, kann das E -Relais nur in nicht kompensierten Netzen verwendet werden, da es auf den Summenstrom I_0 , d. h. im wesentlichen auf den Blindstrom anspricht. Eine Abhängigkeit von der Phasenverschiebung zwischen I_0 und U_0 tritt nicht auf, somit ist es auch nicht möglich, dieses Relais z. B. auf den Wirkstrom abzustimmen. Da in neuerer Zeit fast alle wichtigen Netze mit Erdschlußkompensation ausgerüstet sind, hat diese Relaiskonstruktion an Bedeutung verloren.

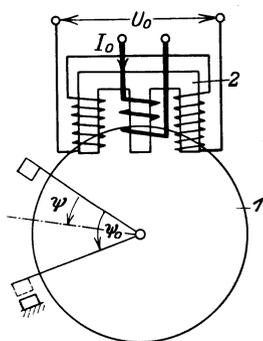


Abb. 118. Prinzipschema eines Ferraris-Erdschlußrelais.

2. Ferraris - Erdschlußrelais. Dieser Relais-Typ stellt wohl die gebräuchlichste Konstruktion von Erdschlußrelais dar und bietet gleichzeitig den Vorteil, daß das eigentliche Erdschlußrelais und das Energie richtungsrelais in einem System vereinigt sind. Ein derartiges Relais besteht im wesentlichen (vgl. Abb. 118) aus einer Ferrarisscheibe 1 und einem Magnet-system 2 mit Strom- und Spannungswicklung. Nach einer bestimmten Umdrehung ψ_0 der Ferrarisscheibe wird ein Kontakt geschlossen, wodurch die Auslösung des zugehörigen Schalters bewirkt wird. Wendet man den Flächen-satz auf das rotierende System an, so ergibt sich

$$\Theta \frac{d^2 \psi}{dt^2} = \sum D = c_1 I_0 U_0 \cos \varphi - (c_2 I_0^2 + c_3 U_0^2) \frac{d\psi}{dt}. \quad (8)$$

Eine Näherungslösung erhält man entsprechend den Darlegungen des 4. Kapitels Seite 78, wenn die Auflaufperiode vernachlässigt wird, so daß $\psi'' = 0$ gesetzt werden kann, d. h. die Ferrarisscheibe stellt sich nach kurzer Anfahrzeit auf die konstante Geschwindigkeit $\omega = \psi'$ ein.

$$\psi' = \omega = \frac{c_1 I_0 U_0 \cos \varphi}{c_2 I_0^2 + c_3 U_0^2}. \quad (9)$$

Macht man die Konstante c_2 in (9) klein, z. B. durch entsprechende Wahl der Strom-Ampere windungen, so erhält man in Annäherung für die Auslösezeit des Relais:

$$t = \frac{\psi_0}{\omega} = \psi_0 \frac{c_3 U_0}{c_1 I_0 \cos \varphi} = k_1 \frac{U_0}{I_0} = k_1 Z_0. \quad (10)$$

Da die Spannung U_0 gegen Erde, wie wir gesehen haben, praktisch konstant ist, kann (10) auch wie folgt geschrieben werden:

$$t = \frac{k}{I_0}. \tag{11}$$

(11) stellt eine Charakteristik dar entsprechend Abb. 116. Dieses Relais hat somit ebenfalls den Nachteil geringerer Selektivität bei großem Summenstrom.

Wir hatten in (8) das Drehmoment proportional $I_0 U_0 \cos \varphi$ gesetzt. Da zwischen I_0 und U_0 annähernd 90° Phasenverschiebung herrscht, wäre das Drehmoment eines derartigen Relais äußerst klein. In der Praxis ändert man daher das Magnetsystem so ab, daß die Felder bei Phasenverschiebung Null in Phase sind, dann tritt das maximale Drehmoment bei $\varphi = 90^\circ$ auf und hat den Wert

$$D = U_0 I_0 \sin \varphi. \tag{12}$$

Die Auslösezeit wird nun

$$t = \psi_0 \frac{c_3 U_0}{c_1 I_0 \sin \varphi} = k_2 \frac{U_0}{I_0}, \tag{13}$$

wobei $k_2 < k_1$ ist, d. h. das Relais läuft schneller.

In Abb. 119 sind die Gebiete, in denen ein auf Blindstrom eingestelltes Erdschlußrelais arbeitet, schraffiert angedeutet. Normal beträgt die Phasenverschiebung zwischen U_0 und I_0 nicht ganz 90° . Das System dreht sich dann bei entsprechender Schaltung in positivem Sinn, wenn die Leistung vom Knotenpunkt wegfließt. Bei Zufluß kommt der Strom in die punktierte Lage gegenüber U_0 , das Drehmoment wird negativ, so daß das Relais nicht ablaufen kann. Man sieht somit die eingangs aufgestellte Behauptung, daß beim Ferraris-System Erdschluß und Energierichtungssystem kombiniert sind, bestätigt.

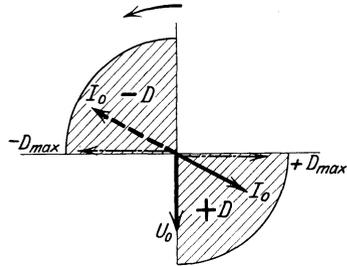


Abb. 119. Ansprechgebiet von Erdschlußrelais.

3. Dynamometrisches Erdschlußrelais. Vor allen Dingen in kompensierten Netzen will man bei Auftreten eines Erdschlusses nicht gleich die Stromlieferung unterbrechen. Das Erdschlußrelais soll lediglich anzeigen, in welcher Leitung und wenn möglich auch in welcher Entfernung von der Station der Erdschluß liegt. Da bei Kompensation ein Erdschluß sehr oft nur ganz kurzzeitig besteht, müssen derartige Relais äußerst schnell ansprechen. Man hat die Forderung aufgestellt, daß Erdschlüsse, welche nur $1/100$ Sek. bestehen, sogenannte „Erdschlußwischer“ durch das Relais erfaßt werden sollen. Um diese Forderung zu erfüllen, muß das bewegliche System des Relais möglichst geringe Masse aufweisen.

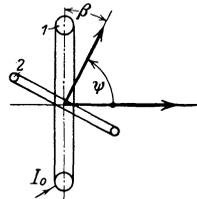


Abb. 120. Schema eines dynamometrischen Erdschlußrelais.

Diese Forderung wird bekanntlich von dynamometrischen Instrumenten in weitgehendem Maße erfüllt.

In Abb. 120 stellt 1 die feststehende Stromspule dar, 2 die drehbar angeordnete Spannungsspule möglichst kleiner Masse.

Die gegenseitige Induktivität von Spule 1 und 2 kann man in Annäherung als cos-Funktion des Winkels ψ ansetzen und erhält dann:

$$M(\psi) = M_0 \cos \psi. \quad (14)$$

Das Drehmoment berechnet man am einfachsten aus der Änderung der magnetischen Energie des Systems bei einer virtuellen Verdrehung von 2.

Da bei einer Verdrehung die Größen $\frac{1}{2} I_0^2 L_1$ und $\frac{1}{2} I_2^2 L_2$ * konstant bleiben, ergibt sich die Änderung der magnetischen Energie zu:

$$\frac{\partial W_m}{\partial \psi} = I_0 I_2 \frac{\partial M(\psi)}{\partial \psi} \cos \varphi = - I_0 I_2 M_0 \cos \varphi \sin \psi = D, \quad (15)$$

wobei D das Drehmoment auf die Spannungsspule bedeutet. Der Strom I_2 ist proportional der Spannung U_0 und bei genügend großem Vorschaltwiderstand vor der Spule 2 auch in Phase mit U_0 . Somit erhält man für das Moment D :

$$D = - c U_0 I_0 \cos \varphi \sin \psi. \quad (16)$$

Wird das System auf Blindstrom abgestimmt, so geht (16) in folgende Beziehung über

$$D = - c U_0 I_0 \sin \varphi \sin \psi. \quad (17)$$

Es soll nun der Gesamtauslöseweg wieder den Wert ψ_0 haben entsprechend Abb. 118. Die Dämpfung der beweglichen Spule 2 nehmen wir zu Null an, ebenso soll die Rückstellkraft vernachlässigbar klein sein. Dann ergibt die Anwendung des Flächensatzes auf das drehbare System folgende Beziehung:

$$\ominus \frac{d^2 \psi}{dt^2} = - c U_0 I_0 \sin \varphi \sin \psi. \quad (18)$$

In (18) können die Größen c , U_0 , $\sin \varphi$ als konstant angesehen werden. I_0 ändert sich lediglich längs der Leitung, ist aber in seinem Effektivwert ebenfalls zeitlich konstant. Die rechte Seite von (18) hängt also lediglich vom Winkel ψ ab. Macht man den Arbeitsbereich β des beweglichen Systems klein, vgl. Abb. 120, so ändert sich der Wert von $\sin \psi$ während der Bewegung der Spule 2 nur sehr wenig und kann für unsere überschlägliche Rechnung zunächst als proportional dem Winkel ψ angesetzt werden. Das auf Spule 2 ausgeübte Moment wird dann in Näherung:

$$D = - k_1^2 \psi, \quad (19)$$

wodurch (18) in folgende Form übergeht

$$\psi'' = - k^2 \psi; \quad k^2 = \frac{c U_0 I_0 \sin \varphi}{\ominus}. \quad (20)$$

* L_1 = Selbstinduktivität der Spule 1, L_2 = Selbstinduktivität der Spule 2, I_2 = Strom in der Spannungsspule 2.

Ist zur Zeit $t = 0$: $\psi = \alpha$ und $\psi' = 0$, so lautet die Lösung von (20):

$$\psi = \alpha \frac{e^{jkt} + e^{-jkt}}{2} = \alpha \cos kt, \quad (21)$$

Setzt man $\psi = \psi_0$, so erhält man für die Auslösezeit

$$t = \frac{1}{k} \arccos \frac{\psi_0}{\alpha}, \quad (22)$$

$$t = \frac{\Theta \arccos \frac{\psi_0}{\alpha}}{c U_0 \sin \varphi} \cdot \frac{1}{I_0} = \frac{K}{I_0}. \quad (23)$$

Entwickelt man in (21) $\cos kt$ in eine Reihe, so ergibt sich bei Abbrechen nach dem 2. Glied folgende Näherungsformel für die Auslösezeit:

$$t = \frac{\Theta \sqrt{2 \left(1 - \frac{\psi_0}{\alpha}\right)}}{c U_0 \sin \varphi} \cdot \frac{1}{I_0}. \quad (24)$$

Aus (23) geht hervor, daß die Zeit hyperbolisch mit zunehmendem Strom abnimmt, die Charakteristik hat somit einen Verlauf, wie er in Abb. 121 angedeutet ist. Will man sehr kleine Auslösezeiten erreichen, so muß man gemäß (24) Θ klein und c , d. h. das Moment, groß machen. Ferner wird man $\alpha = 90^\circ$ machen und die Differenz zwischen α und ψ_0 , d. h. den Auslöseweg möglichst klein wählen. Dann lassen sich, wie ausgeführte Konstruktionen zeigen, Ansprechzeiten in der Größenordnung von $\frac{1}{100} s$ erreichen.

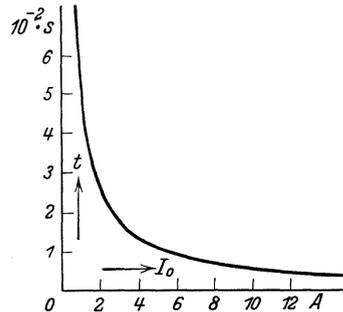


Abb. 121. Auslösecharakteristik eines dynamometrischen Erdschlußrelais.

B. Doppelerdschlußrelais.

Bei Doppelerdschluß ist die Frage, welche Relais in einem gegebenen Fall auslösen sollen, infolge der Mannigfaltigkeit in der gegenseitigen Lage der beiden Erdschlußstellen nicht ganz einfach zu beantworten. Als Richtlinie gilt auch hier, daß die Störung möglichst schnell beseitigt werden muß, und daß durch das Ansprechen der Relais nur ein möglichst kleiner Teil des Netzes abgetrennt wird. Um Klarheit zu erhalten, sollen an Hand der Abb. 122 die im 7. Kapitel aufgestellten Richtlinien für Doppelerdschlußrelais überprüft werden.

Liegen die beiden Erdschlußstellen E_1 und E_2 in einem Leitungsabschnitt, d. h. zwischen zwei Stationen, wie dies in Abb. 122 a angedeutet ist, so dürfte kein Zweifel bestehen, daß es am zweckmäßigsten ist, wenn durch die Relais 1 und 2 der Station b die Abschaltung an dieser Stelle veranlaßt wird. Es bleiben dann die Stationen $b \dots c$ im Betrieb und die Fehler E_1 und E_2 sind vollkommen abgetrennt. Eine Auslösung muß somit an dem Ort kleinster verketteter Spannung oder kleinster Spannung gegen Erde bei Leistungsabfluß von der Sammelschiene

erfolgen. Diese Bedingung entspricht vollkommen derjenigen, welche wir für die selektive Erfassung von Kurzschlüssen aufgestellt hatten.

Wesentlich schwieriger liegen die Verhältnisse bei der Lage der Erdschlüsse gemäß Abb. 122 b. Eine vollständige Abtrennung von E_1 und E_2 wäre nur möglich, wenn die Relais 5, 6 der Station e ansprechen. Dies hätte aber die Stilllegung des ganzen Netzes zur Folge, was keineswegs der Zweck einer Selektivschutzanlage sein kann. Man wird vielmehr die Forderung aufstellen, es soll zunächst der am weitesten von der

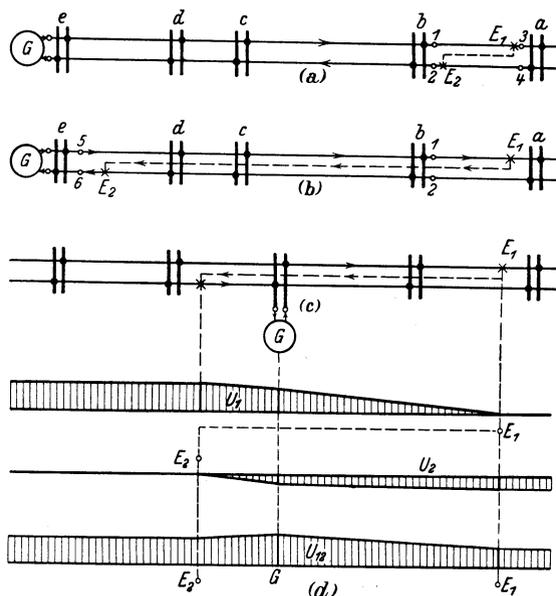


Abb. 122. Typische Fälle von Doppelerdschlüssen.

Speisestelle entfernte Erdschluß E_1 abgeschaltet werden, und zwar durch die Relais 1 und 2 der Station b . Es bleibt dann der übrige Teil des Netzes mit dem einfachen Erdschluß E_2 vorläufig in Betrieb. Ist eine Erdschlußkompensationseinrichtung eingebaut, so erlischt meistens E_2 und der Betrieb bleibt ungestört aufrecht erhalten. In Netzen kleinerer Spannung wird auch ohne Kompensation oft der Fall auftreten, daß der Erdschlußlichtbogen infolge zu geringen Stromes erlischt.

Wir haben nun zu untersuchen, auf welche Weise man erreichen kann, daß nur E_1 , nicht aber E_2 abgeschaltet wird. Die Spannung gegen Erde wird an Relais 1 der Station b größer sein, als an Relais 6 der Station e , da der Erdschluß E_2 näher an der Station liegt, d. h. sofern man nur die Spannungsabhängigkeit ausnutzen würde, käme bestimmt Relais 6 vor Relais 1 zur Auslösung, was eine Fehlschaltung bedeutet. Es muß deshalb 6 gesperrt werden, bzw. seine Auslösezeit hinaufgesetzt werden. Die Energierichtung kann zur Auswahl nicht verwendet werden, denn sie hat in Station b und e die gleiche Richtung. Es bleibt also zur Auswahl nur noch der Summenstrom übrig, welcher in b den vollen Wert des

Doppelerdschlußstromes, in e hingegen den Wert Null hat. Die selektive Abschaltung von E_1 wird somit bei Erfüllung der nachstehenden Bedingungen gewährleistet:

1. Eine Auslösemöglichkeit darf nur an den Stellen bestehen, an denen der Summenstrom I_0 von 0 verschieden ist.
2. Die Auslösezeit muß um so kleiner sein, je kleiner die Spannung gegen Erde (U_1 bzw. U_2) ist.
3. Die Auslösemöglichkeit darf nur bei Leistungsabfluß von der Station vorliegen.

Damit wir uns im folgenden kürzer fassen können, sollen die drei Bedingungen in verkürzter Schreibweise nochmals angeführt werden.

1. $I_0 \neq 0$,
2. U_1 klein,
3. N abfließend.

An Stelle der Forderung 1 würde auch folgende genügen: Auslösemöglichkeit soll nur an den Stellen vorliegen, an denen nur ein Luftleiter Strom führt.

Es besteht nun aber noch eine weitere Möglichkeit, den Fehler E_1 selektiv abzuschalten. Ein Blick auf Abb. 101 des 7. Kapitels zeigt, daß man bei Verwendung der verketteten Spannung lediglich die Forderungen zu erfüllen hat:

1. U_{12} klein,
2. N abfließend.

Die Auswahl mit Hilfe von I_0 ist somit nicht mehr erforderlich.

In Abb. 122c müßte der von der Speisestelle G am weitesten entfernt liegende Erdschluß E_1 zuerst abgetrennt werden, um die Forderung zu erfüllen, daß ein möglichst großer Teil des Netzes in Betrieb bleibt. Die Spannungsverhältnisse dieser Anordnung sind in Abb. 122d aufgetragen. Daraus geht hervor, daß die Spannung gegen Erde zur Auswahl nicht herangezogen werden kann, da sie je nach Lage der Erdschlüsse E_1 und E_2 relativ zu ihren benachbarten Stationen an der einen oder anderen Stelle kleiner sein kann. Hingegen ist die verkettete Spannung U_{12} in der Umgebung von E_1 kleiner, als in der Nähe von E_2 . Der Summenstrom kann ebenfalls nicht zur Auswahl verwendet werden, da er zwischen den beiden Erdschlußstellen überall den gleichen Wert hat. Die selektive Abschaltung des von der Station am weitesten entfernt liegenden Erdschlusses E_1 kann also nur bei Erfüllung nachstehender Bedingungen erzielt werden:

1. U_{12} klein,
2. N abfließend.

Bei doppelt gespeisten Netzen liegen die Verhältnisse etwas anders. Bei Lage der Erdschlüsse gemäß Abb. 123a wäre es zweckmäßig, die Relais 1, 2 und 3, 4 der Stationen b und a ansprechen zu lassen.

Diese Forderung wird ohne weiteres erfüllt von normalen Kurzschlußimpedanzrelais, welche an die verkettete Spannung angeschlossen sind.

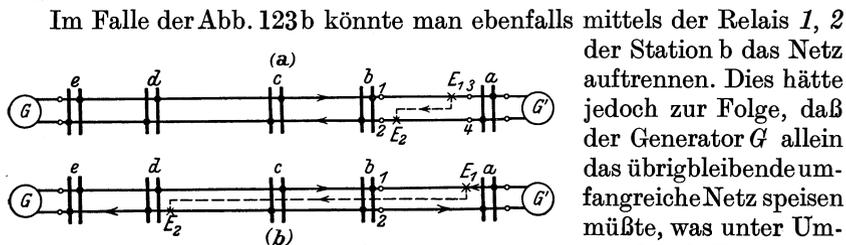


Abb. 123. Doppelt gespeistes Netz mit Doppelerdschluß.

Im Falle der Abb. 123b könnte man ebenfalls mittels der Relais 1, 2 der Station b das Netz auftrennen. Dies hätte jedoch zur Folge, daß der Generator G allein das übrigbleibende umfangreiche Netz speisen müßte, was unter Umständen ein Zusammenbrechen der Spannung infolge Überlastung mit sich brächte. Zweckmäßiger ist es deshalb, das Netz ungefähr in der Mitte aufzuteilen, d. h. etwa zwischen c und b oder d und c die Trennung herbeizuführen. Abb. 103 zeigt, daß dies im allgemeinen erreicht wird bei Erfüllung der einzigen Forderung

$$U_{12} \text{ klein.}$$

Ein ebenfalls befriedigendes Resultat erreicht man bei

1. U_1 klein,
2. $I_0 \neq 0$.

In Ringnetzen ist im allgemeinen mittels einer Auftrennung des Netzes der Doppelerdschlußstrom nicht zu unterbrechen, da über die andere Seite des Ringes die Speisung weiter erfolgen kann. Der Strom

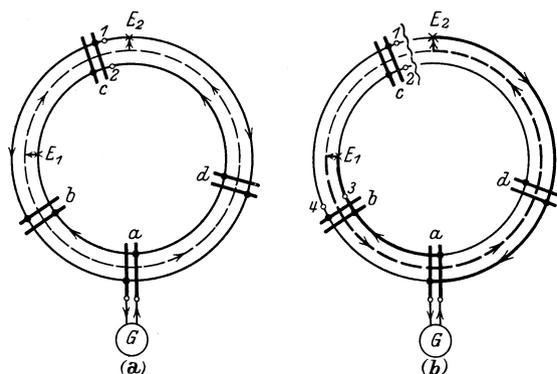


Abb. 124. Ringnetz mit Doppelerdschluß.

wird zwar nach der ersten Auftrennung kleiner werden, da keine Parallelschaltung infolge zweiseitiger Speisung mehr vorliegt. Die Stromverringernng wird jedoch im allgemeinen nicht ausreichen, um ein Erlöschen der Erdschlußlichtbögen zu erzielen. Die Verhältnisse in Abb. 124 entsprechen bezüglich der Leitungsanordnung vollständig denen unseres Beispiels 3 Seite 127. Bei Erfüllung der Forderungen:

1. $I_0 \neq 0$,
2. U_1 klein,
3. N abfließend,

würde zuerst das Relais I der Station c ansprechen, da an dieser Stelle die Spannung gegen Erde den kleinsten Wert aufweist. Das Netz würde dann auf der rechten Seite der Station c aufgetrennt, wie dies in Abb. 124 b angedeutet ist. Die jetzt herrschende Stromverteilung hat zur Folge, daß als zweites Relais das Relais 3 der Station b zum Ansprechen kommt, wodurch der Erdschluß E_1 selektiv abgeschaltet ist. Das übrigbleibende Netz weist noch den Erdschluß E_2 auf, welcher bei Kompensation meistens von selbst erlöscht.

Bei der Projektierung derartiger Netze muß ganz analog, wie wir dies bei Kurzschluß getan haben, berücksichtigt werden, daß unter Umständen eine Addition der Auslösezeiten auftreten kann, denn das Relais 3 wird schon von Anfang an zum Ablauf kommen und nach Abschaltung durch I bereits einen Teil seines Ablaufweges zurückgelegt haben. Infolge des veränderten Stromes wird es jedoch vom Moment der Aufteilung mit anderer Geschwindigkeit laufen, sofern seine Charakteristik nicht rein von der Impedanz der Schleife Leiter-Erde abhängt.

Würde man den Relais die verkettete Spannung zuführen, so kann mit großer Wahrscheinlichkeit angenommen werden, daß die Abschaltung in genau der gleichen Weise vor sich geht. Den Beweis erbringt Abb. 105 des 7. Kapitels.

Die besprochenen Beispiele zeigen, daß in der Mehrzahl der Fälle Doppelerdschlüsse durch normale Kurzschlußimpedanzrelais in richtiger Weise erfaßt werden. Es ist aber zu beachten, daß die Änderung der verketteten Spannung längs des Netzes bei weitauseinanderliegenden Erdschlüssen wesentlich kleiner ist, als bei Kurzschluß bzw. bei nahe nebeneinanderliegenden Erdschlüssen. Dies hat zur Folge, daß auch die Selektivität geringer ist, bzw. daß höhere Anforderungen an die Genauigkeit der Relais gestellt werden müssen. Da bei weit auseinanderliegenden Erdschlüssen die verkettete Spannung im allgemeinen an keiner Stelle mehr den Wert Null hat, werden die Auslösezeiten bei Doppelerdschluß immer größer sein, als bei Kurzschluß. Dies kann zur Folge haben, daß bei gekuppelten Netzen Fehlschaltungen auftreten. Wird z. B. bei einer Netzanordnung bestehend aus einem 100 und 30 kV-Netz die Auslösezeit bei Doppelerdschluß im 30 kV-Netz zu hoch, so kann ein Schalter im 100 kV-Netz zur Auslösung gelangen, was selbstverständlich eine folgenschwere Fehlschaltung bedeutet. Mit Rücksicht auf kurze Auslösezeiten liegen die Verhältnisse bei Anwendung der Spannung gegen Erde wesentlich günstiger, denn die Spannung gegen Erde hat an den Erdschlußstellen selbst annähernd den Wert Null und steigt von da an linear an, d. h. sowohl die Änderung der Spannung, als auch ihr absoluter Wert in der Nähe der Störungsstelle entspricht den Verhältnissen bei Kurzschluß. Mithin werden auch die Auslösezeiten denjenigen bei Kurzschluß entsprechen.

Bevor wir auf die verschiedenen Schaltungen von Doppelerdschlußrelais näher eingehen, sollen noch kurz die Verhältnisse bezüglich der Energierichtungssysteme untersucht werden. Es ist nämlich die Frage zu entscheiden, soll die Spannungsspule des Energierichtungsrelais an die Spannung gegen Erde oder an die verkettete Spannung gelegt werden. Da die komplexen Größen \dot{z} , \dot{z}^* , \dot{z}_{10} , \dot{m}_{12} ¹ alle ungefähr das gleiche Verhältnis zwischen reellem und imaginärem Anteil haben, liegen auch die Spannungen, welche sich durch Multiplikation des Stromes mit obigen Impedanzwerten ergeben, annähernd in gleicher Richtung. Die Gleichung

$$U_{12} = U_1 - U_2$$

gilt somit nicht nur geometrisch, sondern auch in Annäherung algebraisch. Daraus folgt, daß U_1 immer annähernd die Richtung von U_{12} hat, während U_2 entgegengesetzt gerichtet ist. Man wird daher um möglichst hohe Empfindlichkeit der Energierichtungsrelais zu erzielen, seine Spannungsspule an die verkettete Spannung anschließen und in übrigen die Schaltung gemäß Abb. 44 des 3. Kapitels anwenden.

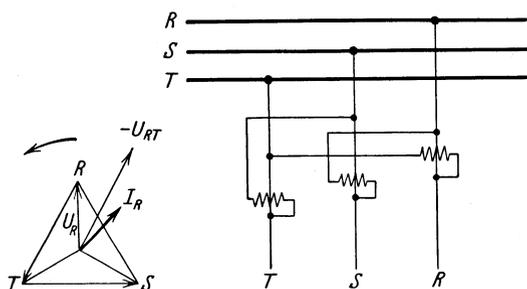


Abb. 125. Schaltung der Spannungsspulen eines Impedanzrelais für Kurzschluß.

der Strom I_R immer der Phasenspannung U_R naheilt, ist der Winkel zwischen $-U_{RT}$ und I_R bei Leistungsabfluß kleiner als 90° . Dadurch, daß die Spannung $-U_{RT}$ gegenüber der Spannung U_R um 30° naheilt, wird die Empfindlichkeit des Energierichtungsrelais verbessert, indem der Winkel zwischen $-U_{RT}$ und I_R für normale Kurzschluß- und Doppelerdschlußfälle verkleinert wird.

Wir hatten bereits bei der Untersuchung der verschiedenen Doppelerdschlußfälle festgestellt, daß die verkettete Spannung bei weit auseinanderliegenden Erdschlüssen nicht mehr auf Null geht und deshalb längs der Leitung weniger variiert als bei Kurzschluß. Dies hat größere Auslösezeiten zur Folge. Abb. 126 zeigt eine Anordnung, welche gestattet, diesen Fehler in gewissem Umfange zu beseitigen. Es bedeutet: 1 eine Kurvenscheibe, welche durch einen Magneten 2 in Abhängigkeit von der Spannung bewegt wird, 3 einen weiteren Magneten, dessen Spule vom Leitungsstrom I gespeist wird. Dieser Magnet bewegt eine Zahnstange 4 gegen die Kurvenscheibe 1; ihre Bewegung wird gedämpft

¹ Definitionen siehe S. 99.

Wir untersuchen zunächst die Verhältnisse bei Abschaltung von Doppelerdschlüssen mit Hilfe der zur Abtrennung von Kurzschlüssen eingebauten Relais. Ihre Spannungsspulen sind dann gemäß Abb. 125 angeschlossen, d. h. mit dem Strom I_R in Phase R wirkt die Spannung $-U_{RT}$ zusammen. Da

durch eine Ferrarisscheibe 5 und einen Magneten 6. Sofern es sich um einen Kurzschluß handelt, soll die Geschwindigkeit der Zahnstange proportional dem Strom I sein, was man z. B. dadurch erreichen kann, daß die Stromspule über einen gesättigten Wandler angeschlossen wird, wie wir dies in Kapitel 4, S. 74 gezeigt haben. Tritt nun ein Doppelerdschluß auf, so fließt durch die Spule 7 der Summenstrom I_0 und der Magnet 6 wird in Richtung des Pfeiles von der Ferrarisscheibe 5 weggedreht, die Dämpfung dadurch vermindert, und die Ablaufgeschwindigkeit der Zahnstange erhöht, was gleichbedeutend mit kürzerer Auslösezeit ist. Wir sehen also, daß ein Relais nach Abb. 126 zwei Impedanzcharakteristiken aufweist. Der Übergang von der einen zur anderen wird durch das Auftreten des Summenstromes bewirkt. Es gibt selbstverständlich noch eine Reihe anderer Lösungsmöglichkeiten, um die Ablaufzeit bei Doppelerdschluß gegenüber der bei Kurzschluß zu verringern. Ein Eingehen darauf würde aber zu weit führen.

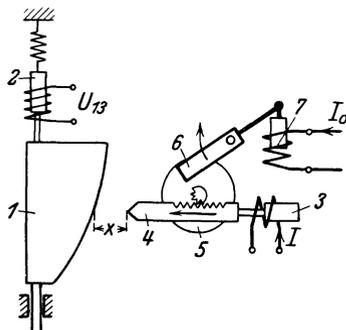


Abb. 126. Anordnung zur Herabsetzung der Auslösezeit von Impedanzrelais bei Doppelerdschluß.

An Hand der Abb. 127 und 128 sollen zwei Anordnungen beschrieben werden, welche bei Doppelerdschluß die Spannungsspule der Kurzschlußimpedanzrelais von der verketteten auf die Spannung gegen Erde umschalten. In Abb. 127 erfolgt diese Umschaltung in Abhängigkeit vom Summenstrom I_0 . Solange I_0 den Wert Null hat, liegen die drei Schalter auf den Kontakten 1, 2, 3 und die Spannungsspulen somit an den zugehörigen verketteten Spannungen entsprechend Abb. 125. Bei Auftreten eines Doppelerdschlusses erfolgt die Umschaltung auf die Kontakte 4, 5, 6, wodurch die drei Spannungsspulen zwischen Leitung und Erde gelegt werden.

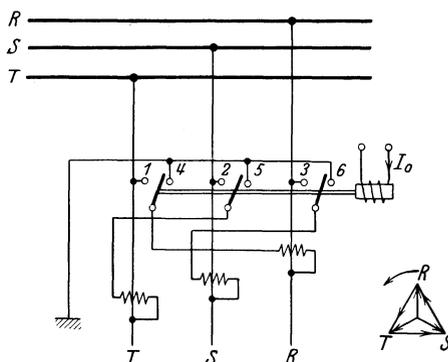


Abb. 127. Umschaltung auf Spannung gegen Erde bei auftretendem Summenstrom.

In vielen Fällen genügt es, die Umschaltung davon abhängig zu machen, daß nur in einer Leitung Überstrom auftritt. Wir haben gesehen, daß mit Ausnahme der doppelt gespeisten Netze diese Bedingung gleichbedeutend mit der ist, daß der Summenstrom von Null verschieden ist. Gemäß Abb. 128 liegen die drei Schalter im normalen, störungsfreien Betrieb an den Kontakten 4, 5, 6, d. h. sämtliche Spannungsspulen sind zwischen Leitung und Erde angeschlossen. Tritt ein Doppelerdschluß auf und fließt nur in einer Phase Strom, z. B. in R , so schaltet

der Schalter der Phase R auf den Kontakt 3 um, womit die Spannungsspule in der Phase S an die verkettete Spannung U_{RS} angeschlossen wird. Dies ist bedeutungslos, denn in S fließt kein Überstrom, es kann somit auch keine Auslösung erfolgen. Die Spannungsspule der Phase R bleibt zwischen R und Erde und das Relais läuft richtig ab. Tritt hin-

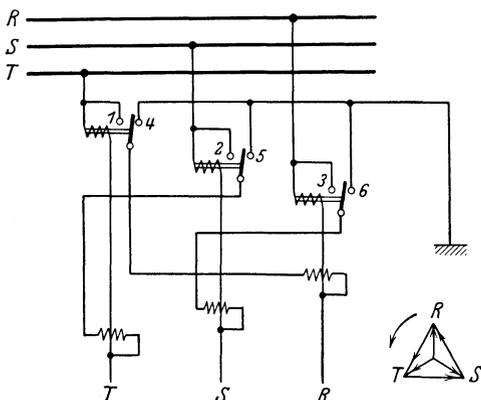


Abb. 128. Umschaltung auf Spannung gegen Erde bei Überstrom in nur einem Luftleiter.

gegen ein dreipoliger Kurzschluß auf, so legen sich alle drei Schalter auf die Kontakte 1, 2, 3, womit sämtliche Spannungsspulen an die verkettete Spannung angeschlossen sind. Bei zweipoligem Kurzschluß, z. B. zwischen R und S , schalten die zugehörigen Schalter auf die Kontakte 2 bzw. 3 um. Es kommt die Spannungsspule in Phase S an die Spannung U_{RS} zu liegen, während die Spannungsspule in R an U_R liegen bleibt. Das Relais

in Phase R wird daher nicht auslösen, da seine Spannung bedeutend höher bleibt als die des Relais S . Im übrigen erfolgt aber die Auslösung unter den richtigen Bedingungen.

In neuerer Zeit versucht man, die vollständige Abschaltung der einen Erdschlußstelle dadurch zu erzielen, daß man nur die Relais einer gestörten Phase freigibt, die anderen hingegen verriegelt. Es wird dann die eine Erdschlußstelle beidseitig abgetrennt, ob dies aber die günstigere, d. h. weiter von der Speisestelle entfernte liegende ist, kann von vornherein nicht entschieden werden. Die Mannigfaltigkeit in der Lage der Erdschlußstellen bringt es mit sich, daß eine derart eindeutige Erfassung, wie sie bei Kurzschlüssen und Erdschlüssen durchgeführt werden kann, nicht möglich ist. Auf Grund der Erfahrungen mit etwa 3000 Kurzschlußimpedanzrelais, welche bei Doppelerdschluß nicht umgeschaltet und auch nicht mit verringerter Auslösezeit arbeiteten, kann jedoch gesagt werden, daß bei Netzen bis 30 kV die Doppelerdschlußstörungen mit genügender Sicherheit durch normale Kurzschlußimpedanzrelais, deren Spannungsspulen gemäß Abb. 125 angeschlossen sind, erfaßt werden.

9. Fehlerortsbestimmung.

Ein richtig projektierter Selektivschutz wird in den weitaus meisten Fällen die Fehlerstelle an den beiden sie einrahmenden Stationen abtrennen. Damit ist aber nicht der Fehler behoben, sondern lediglich der Weiterbetrieb des Netzes, wenn auch unter ungünstigeren Bedingungen, gewährleistet. Es setzt nun die neue Aufgabe ein, den Fehler möglichst schnell zu finden und zu beseitigen. Sofern die Störungs-

stelle in unmittelbarer Umgebung einer bewachten Station liegt, ist dies einfach. Sehr oft liegen aber die Fehler auf der Strecke. Berücksichtigt man, daß bei 15 kV die Entfernung zwischen 2 Stationen bis zu 20 km, bei 100 kV bis zu 100 km und mehr betragen kann, und daß die Leitungen sehr oft durch unwegsame Gelände führen, so wird klar, daß das Auffinden der Fehlerstelle, insbesondere bei Nebel, beinahe unmöglich ist. So erklärt es sich, daß oft viele Stunden, ja sogar Tage vergehen, bis die Störung beseitigt ist. Es wird daher zur unbedingten Notwendigkeit, Einrichtungen zur schnellen und einfachen Bestimmung des Fehlerortes zu schaffen. Diese müssen zunächst folgenden Forderungen gerecht werden:

1. Möglichst rasche und genaue Ermittlung der Fehlerstelle.
2. Einfache Handhabung, so daß die Bedienung auch von weniger geschultem Personal vorgenommen werden kann.
3. Allgemeine Anwendbarkeit bei den verschiedensten Arten der auftretenden Fehler.

Wir versuchen, uns nun zunächst ein Bild zu machen über die in einem elektrischen Freileitungsnetz möglichen Fehler.

Kabelnetze sollen ausgeschlossen werden, da für diese bereits brauchbare Fehlerortsbestimmungen entwickelt sind, welche im wesentlichen auf Widerstandsmessungen beruhen; auch sind in Kabelnetzen die Fehlerarten lange nicht so mannigfaltig wie bei Freileitungsnetzen. ϵ

A. Zusammenstellung der in Freileitungsnetzen möglichen Fehler.

a) Abb. 129. Die Leitung liegt an einer Stelle (B) auf der geerdeten Traverse. Es werden 2 Schleifen $ABEF$ und $CBED$ gebildet mit dem Impedanzbelag z_0 .

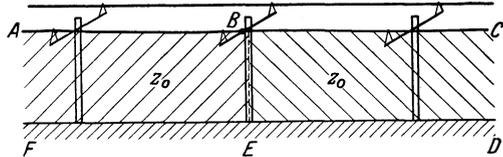


Abb. 129. Netz mit Erdschluß an der Masttraverse.

b) Abb. 130. Die Leitung reißt zwischen zwei Masten und liegt mit beiden Enden auf der Erde. Der Erdübergangswiderstand kann je nach der Bodenbeschaffenheit stark schwanken. Es entstehen die beiden Schleifen ABF und CED ebenfalls mit dem Impedanzbelag z_0 .

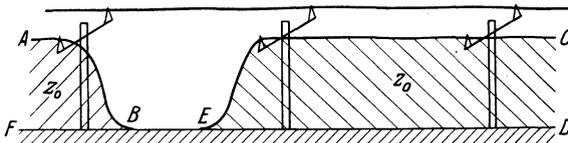


Abb. 130. Netz mit Leitungsbruch, wobei beide Enden auf der Erde liegen.

c) Abb. 131. Die Leitung reißt in unmittelbarer Nähe eines Mastes, so daß nur ein Ende auf die Erde fällt, während das andere isoliert bleibt. Es entsteht die bei B kurzgeschlossene Schleife ABC mit dem

Impedanzbelag z_0 , während die Schleife $EDBF$ eine am Ende offene, d. h. leerlaufende Leitung darstellt.

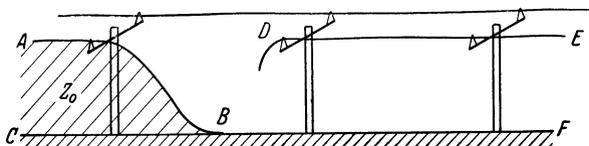


Abb. 131. Netz mit Leitungsbruch, wobei nur ein Ende an Erde liegt.

d) Abb. 132. Ein Leitungsende liegt an Erde, die Leitung der anderen Phase soll an einer anderen Stelle E in Berührung mit der geerdeten Traverse stehen (Doppelerdschluß). Es entstehen die beiden Schleifen ABC und $DEFG$ jeweils mit dem Impedanzbelag z_0 .

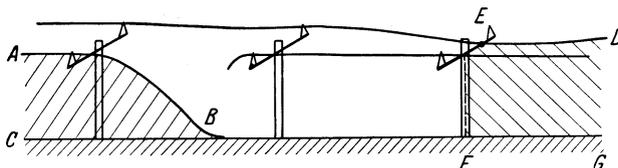


Abb. 132. Netz mit Doppelerdschluß.

e) Abb. 133. Zwei Leiter werden z. B. durch einen Ast verbunden, es entsteht ein Kurzschluß mit unter Umständen recht hohem Widerstand der Überbrückung. Die Schleifen $ABCD$ und $EBCF$ weisen den Impedanzbelag z auf. Relativ häufig entsteht an der gleichen

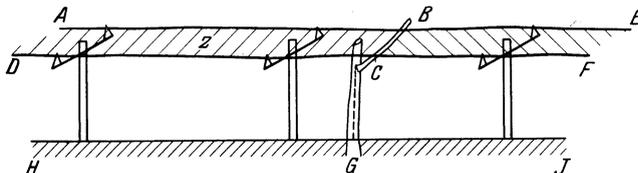


Abb. 133. Netz mit Kurzschluß und Erdschluß.

Stelle noch ein Erdschluß, so daß zudem noch die Schleifen $DCGH$ und $FCGJ$ vorhanden sind.

f) Abb. 134. Bei sehr engem Mastabstand kann noch der Fall auftreten, daß beide Leitungen reißen, ohne daß die vier so entstehenden Enden in Berührung mit Erde gelangen. Es bilden sich dann zwei am Ende offene Leitungen. Dieser Fall liegt auch in großer Annäherung vor, wenn die Enden der Leitung auf einen Boden mit

sehr geringer Leitfähigkeit fallen, z. B. trockenes Gestein oder trockener Sand.

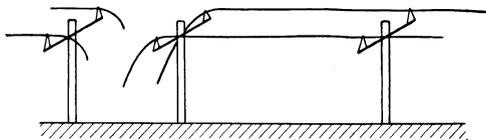


Abb. 134. Netz mit isolierten Enden.

g) Außer den unter a) bis f) erwähnten stationären Fehlern sind noch sogenannte intermittierende Störungen möglich, von denen der intermittierende Erdschluß den bekanntesten Fall darstellt. Bekanntlich erfolgt dabei in jeder Halbwelle ein neuer Überschlag nach Erde. Bei starkem Wind sind auch intermittierende Kurzschlüsse möglich z. B. dadurch, daß ein Ast zeitweise die Leitungen überbrückt. Schließlich ist noch darauf hinzuweisen, daß Auslösungen von Selektivrelais auch dadurch hervorgerufen werden können, daß starke Energiependlungen zwischen zwei Kraftwerken auftreten. Bei dieser Störung besteht auf der Leitung überhaupt keine Fehlerstelle. Deshalb kann auch nicht durch irgendwelche Messungen ihr Ort festgestellt werden.

Die unter a) bis g) erläuterten Fehler können selbstverständlich in den mannigfaltigsten Kombinationen auftreten, z. B. ist es ohne weiteres denkbar, daß nicht nur zwei, sondern drei und mehr Erdschlüsse auftreten. Beim Umfallen von Masten können Erdschlüsse, Kurzschlüsse und isoliert bleibende Leitungsenden gleichzeitig vorhanden sein. Alle diese Kombinationen besitzen aber zum Teil die Kennzeichen der erläuterten Fälle und können daher bei der Fehlerortsbestimmung mit erfaßt werden.*

Bei unseren weiteren Betrachtungen scheidet wir zunächst die Fehler f) und g) aus. Dann ergibt sich folgende Aufgabe:

Es ist die Länge s einer am Ende überbrückten Doppelleitung, d. h. einer Schleife zu ermitteln. Außer im Falle des reinen Kurzschlusses, bei dem die Schleife aus zwei Leitungen des Systems gebildet wird, handelt es sich immer um Schleifen „Leiter-Erde“. Als Konstanten einer Doppelleitung haben wir im 1. Kapitel die Größen Kapazität C , Ableitung A , Induktivität L und Widerstand R eingeführt, für welche die allgemeine Beziehung gilt:

$$\text{Leiterkonstante} = \text{Belag} \cdot \text{Länge} . \quad (1)$$

Da die Beläge als bekannt vorausgesetzt werden können, braucht man lediglich die Leiterkonstanten nach irgendeiner Methode zu messen und kann daraus die Länge s ermitteln. Eine genauere Betrachtung zeigt aber, daß von den 4 Leiterkonstanten nur zwei, nämlich für die kurzgeschlossene Leitung die Induktivität L und für die leerlaufende Leitung die Kapazität C brauchbar sind, denn die Ableitung A hängt zu sehr von der Witterung ab. Zu dem Leitungswiderstand R kommt noch der Lichtbogenwiderstand und der Erdübergangswiderstand hinzu, deren Größe manchmal den Wert des Leitungswiderstandes überschreitet.

Wir betrachten zunächst die am Ende kurz geschlossene Schleife. Es bestehen nun grundsätzlich zwei Möglichkeiten zur Messung von L :

A. Man legt nach vollzogener Abschaltung der mit dem Fehler behafteten Leitung eine Hilfsspannung an die Schleife an und bestimmt mit einer der bekannten Methoden die Induktivität L der durch den Fehler entstandenen Schleife. Diese Methode ist exakt und gestattet, je nach Art des Fehlers verschiedene Kontrollmessungen auszuführen. Sie hat den einen Nachteil, daß unter Umständen der Fehler nicht

gefunden wird, da seine Existenz an eine bestimmte Höhe der Spannung gebunden sein kann, z. B. bei Erdschluß an einem Isolator infolge Haarriß, Lichtbogenkurzschluß usw.

B. Die Messung von L erfolgt in dem Zeitintervall zwischen Ansprechen der Selektivrelais und Abschaltung der Fehlerstelle, z. B. durch Messung des Fehlerstromes, der Spannung an der Schleife und der Phasenverschiebung zwischen beiden.

B. Bestimmung von L und C nach Abschaltung des Fehlers.

An die durch die Fehlerstelle gebildete Schleife ABC der Länge s wird gemäß Abb. 135 eine Hilfsspannung U angelegt. Alle übrigen Leitungen dieser Strecke werden durch Öffnen des Ölschalters O vom

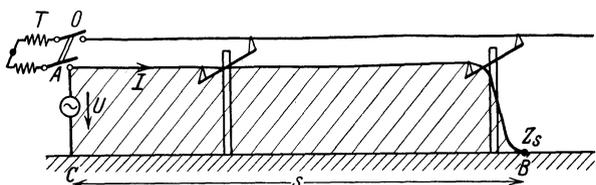


Abb. 135. Schaltung zur Bestimmung der Induktivität L .

Transformator T bzw. von dem zugehörigen Generator abgetrennt. Ist die Länge s klein im Vergleich zur Viertelwellenlänge bei der Meßfrequenz — eine Bedingung, die praktisch immer erfüllt ist —, so erhält man für den in der Schleife fließenden Strom:

$$I = \frac{U}{\dot{Z}_s + \dot{z}_0 s}. \quad (2)$$

Spaltet man die Impedanzen \dot{Z}_s und \dot{z}_0 in ihren reellen und imaginären Teil auf, so erhält man:

$$I = \frac{U}{[R_s + (r + r_0)s] + j\omega [L_s + l_0 s]}. \quad (3)$$

Die Induktivität L_s kann ganz allgemein zu Null angenommen werden, denn ihr Einfluß auf die Gesamtinduktivität der Schleife ist verschwindend gering, wie aus nachstehenden Formeln entnommen werden kann, von denen (4) die Induktivität einer Doppelleitung unter Vernachlässigung des störenden Einflusses der Endverbindungen wiedergibt, während (5) die Induktivität einer rechteckigen Schleife unter Berücksichtigung des Einflusses der Endverbindungen darstellt.

$$L = s \left(4 \ln \frac{d}{r} + 1 \right) 10^{-9} \quad [H], \quad (4)$$

d = Mittenabstand, r = Radius des Drahtquerschnitts,

$$L = \left\{ 4 \left[a \ln \frac{2ab}{r(a+p)} + b \ln \frac{2ab}{r(b+p)} - 2(a+b-p) \right] + (a+b) \right\} 10^{-9} \quad [H], \quad (5)$$

a, b = Seiten des Rechtecks, gebildet aus Runddraht mit dem Querschnittsradius r ,

$$p = \sqrt{a^2 + b^2}.$$

Sofern die Länge a groß ist im Vergleich zum Abstand b der beiden Leitungen, verschwindet der Einfluß der Endverbindung immer mehr.

Zur Aufstellung des Spannungsdiagramms bringen wir (3) in nachstehende Form:

$$U = [R_s + (r + r_0)s + j\omega l_0 s] I. \tag{6}$$

Das (6) entsprechende Spannungsdiagramm ist in Abb. 136 aufgetragen, und zwar ausgezogen für die Annahme großen Widerstandes der Fehlerstelle, punktiert für den Fall, daß $R_s = \text{Null}$ gesetzt werden darf. Man ersieht daraus, daß unabhängig von R_s die Beziehungen bestehen:

$$\begin{aligned} U \sin \psi_1 &= j\omega l_0 s I_1, \\ U \sin \psi_2 &= j\omega l_0 s I_2, \end{aligned} \tag{7}$$

woraus sich für die Länge s ergibt:

$$s = \frac{U \sin \psi}{j\omega l_0 I} = \left| \frac{X_0}{\omega l_0} \right|. \tag{8}$$

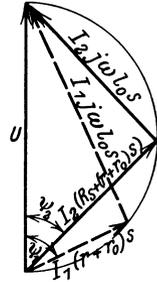


Abb. 136. Spannungsdiagramm des Meßkreises gemäß Abb. 135.

Aus (8) geht hervor, daß durch Messung von U , I und der Phasenverschiebung ψ oder, was einfacher ist, durch Bestimmung der Reaktanz X_0 die Länge s bestimmt werden kann, sofern man den Induktivitätsbelag l_0 als bekannt voraussetzt. Bei Kurzschluß geht (8) in nachstehende Beziehung über, worin l die Reaktanz der Schleife gebildet aus zwei Luftleitern darstellt.

$$s = \frac{U \sin \psi}{j\omega l I} = \left| \frac{X}{\omega l} \right|. \tag{9}$$

Die Werte von l_0 und l können den Kurven des Anhangs entnommen werden.

Im Falle f) liegt das Problem vor, die Länge einer am Ende offenen Doppelleitung zu bestimmen. Wir benutzen dazu die Meßvorschrift

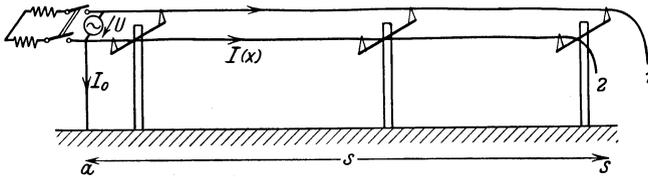


Abb. 137. Schaltung zur Messung von C .

Seite 12 des 1. Kapitels zur Bestimmung der Kapazitätsbeläge. Danach ist zwischen die Leitungen 1 und 2 (vgl. Abb. 137 und Abb. 7 des 1. Kapitels) eine Wechselspannung U zu legen und alle anderen Leiter außer 1 am gleichen Ende zu erden. Dann erhalten wir gemäß (45) des 1. Kapitels:

$$c_{11} \frac{d u}{d t} = \frac{\partial^2 \dot{u}_1}{\partial s^2}. \tag{10}$$

Integriert man (10) längs s , so erhält man:

$$c_{11} \frac{d u}{d t} \cdot s = i_{1s} - i_{1a}. \quad (11)$$

In (11) hat der Strom i_{1s} , d. h. der Strom am Ende der Leitung l den Wert Null, somit geht (11) über in:

$$i_{1a} = -c_{11} \frac{d u}{d t} \cdot s \quad (12)$$

oder in Effektivwerten

$$I_{1a} = -j \omega c_{11} U \cdot s. \quad (13)$$

Für die Leitung 2 erhält man:

$$I_{2a} = -j \omega c_{12} U \cdot s. \quad (14)$$

Benutzt man an Stelle der Maxwellschen Kapazitätsbeläge c die in der Technik gebräuchlicheren Teilkapazitätsbeläge k , so erhält man gemäß Seite 13 des 1. Kapitels:

$$i_0 = k_{11} \frac{d u}{d t} \cdot s, \quad (15)$$

$$i_{2a} = -k_{12} \frac{d u}{d t} \cdot s. \quad (16)$$

In Effektivwerten geschrieben gehen (15) und (16) in nachstehende Form über:

$$I_0 = j \omega k_{11} U \cdot s, \quad (17)$$

$$I_{2a} = -j \omega k_{12} U \cdot s. \quad (18)$$

Den Abstand s der Fehlerstelle von der benachbarten Station findet man somit gemäß nachstehender Beziehung:

$$s = \left| \frac{I_a}{\omega k U} \right|. \quad (19)$$

C. Bestimmung von L während der Abschaltung der Störung.

Bei dieser Betrachtung müssen wir den Fall f) ausscheiden, denn diese Störung hat keinerlei Überstrom zur Folge, somit tritt auch keine Abschaltung auf. Bei Kurzschluß und Doppelerdschluß sprechen hingegen die Impedanzrelais an und es erscheint zunächst als das naheliegendste aus der Bestimmung der Ablaufzeit, welche auf Grund der Charakteristik des Relais in festem Zusammenhang mit der Impedanz der Schleife steht, gewisse Rückschlüsse auf die Entfernung der Fehlerstelle von der Einbaustelle des Relais zu ziehen. Dem stehen jedoch eine Reihe von Schwierigkeiten entgegen.

1. Bei Doppelerdschluß ist unbedingt eine Umschaltung auf die Spannung des Leiters gegen Erde notwendig.

2. Bei einfachem Erdschluß laufen die Impedanzrelais nicht ab, eine Bestimmung des Fehlerortes ist daher nicht möglich.

3. Bei fast allen Systemen besteht keine eindeutige Beziehung zwischen Ablaufzeit und Impedanz der Schleife, sondern alle praktisch

bekannt gewordenen Impedanzrelais besitzen eine mehr oder weniger starke Stromabhängigkeit.

4. In Fällen, bei denen sich die Auslösezeiten addieren (vgl. 3. Kapitel, Seite 65) ist es schwierig, aus der Ablaufzeit einen Rückschluß auf die Entfernung der Fehlerstelle zu ziehen, da der Einfluß der Stromabhängigkeit nicht ohne weiteres zu übersehen ist.

Die Schwierigkeit unter 1. läßt sich relativ leicht beheben, indem man Relais mit Umschaltung einbaut, wie wir sie im 8. Kapitel an Hand der Abb. 127 besprochen haben.

Bei reinem Erdschluß muß die Bestimmung des Fehlerortes dem Erdschlußrelais überwiesen werden; eine eindeutige Festlegung der Fehlerstelle ist jedoch im allgemeinen nicht möglich, da die Ablaufzeit des Erdschlußrelais nicht nur vom Abstand der Fehlerstelle abhängig ist, sondern auch von der gesamten in Betrieb befindlichen Netzlänge.

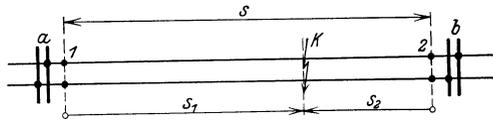


Abb. 138. Bestimmung des Widerstandes der Kurzschlußstelle durch Messungen in den zwei benachbarten Stationen.

Die Schwierigkeit unter 3. kann man dadurch beseitigen, daß man mit Hilfe eines Strommessers mit Schleppzeiger neben der Zeit auch den Strom mißt und dann aus der allgemeinen Charakteristik des Impedanzrelais die zugehörige Impedanz abgreift. Ein anderer Vorschlag geht dahin, dem Zeitmeßgerät die gleiche Stromabhängigkeit zu geben wie dem Impedanzsystem. Dadurch wird die Stromabhängigkeit kompensiert. Weiterhin muß beachtet werden, daß bei Impedanzrelais die Auslösezeit abhängig ist von dem Widerstand R_s an der Fehlerstelle. Dieser Nachteil kann auf Grund folgender Überlegung beseitigt werden.

Bei einem Kurzschluß an der Stelle K (vgl. Abb. 138), zwischen den beiden Stationen a und b sollen die Relais 1 der Station a in einer Zeit t_1 , die Relais 2 der Station b in einer Zeit t_2 auslösen. Ihre Charakteristik sei:

$$t = T_0 + cZ, \quad (20)$$

mithin ist:

$$t_1 = T_0 + c(Z_s + z s_1), \quad (21)$$

$$t_2 = T_0 + c(Z_s + z s_2). \quad (22)$$

Darin bedeutet Z_s die Impedanz der Fehlerstelle, z den Impedanzbelag der Schleife, s_1 den Abstand der Fehlerstelle von der Station a , s_2 den Abstand von der Station b und $s = s_1 + s_2$ den Abstand der Stationen a und b . Subtrahiert man die Gleichung (22) von (21), so erhält man

$$t_1 - t_2 = c(s_1 - s_2)z, \quad (23)$$

bei Addition ergibt sich:

$$t_1 + t_2 = 2T_0 + c[2Z_s + z \underbrace{(s_1 + s_2)}_s]. \quad (24)$$

Aus Gleichung (24) kann Z_s bestimmt werden. Damit sind gemäß (21) und (22) die Längen s_1 und s_2 bekannt, als Kontrolle kann Gleichung (23) dienen. Diese Methode setzt voraus, daß in beiden Stationen a und b die Relais ansprechen, und daß eine telephonische Verständigung zwischen den Stationen möglich ist.

Aus dem Gesagten geht hervor, daß die Bestimmung des Fehlerortes mit Hilfe von Impedanzrelais nur mit relativ geringer Genauigkeit möglich ist. Eine genauere Messung der Impedanz läßt sich auf folgende Weise durchführen. In sämtliche Leitungen, welche in eine Station einmünden, werden Amperemeter eingebaut, welche gestatten, ihren während der Abschaltung des Fehlers zustande gekommenen Ausschlag nachträglich abzulesen. Ferner sind an die Sammelschiene 3 Voltmeter zwischen die Leitungen und 3 gegen Erde anzuschließen

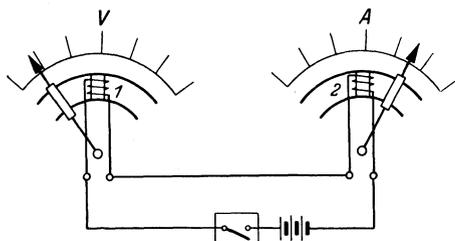


Abb. 139. Einrichtung zur gleichzeitigen Messung elektrischer Größen.

bzw. die ersten Voltmeter bei Auftreten eines Doppelerdschlusses gegen Erde umzuschalten. Auch die Voltmeter sollen mit einer Einrichtung versehen sein, welche nachträglich ihren Ausschlag ermitteln läßt. Aus den Ablesungen von Volt- und Amperemeter kann die Impedanz mit relativ großer Genauigkeit ermittelt werden.

Eine Schwierigkeit besteht lediglich darin, daß man nachträglich nicht weiß, ob die zustande gekommenen Ausschläge von Volt- und Amperemeter gleichzeitig aufgetreten sind oder nicht. In letzterem Falle ergibt sich ein falscher Wert der Impedanz. Dieser Nachteil kann durch folgende vom Verfasser angegebene Konstruktion der Instrumente behoben werden. Nach Ablauf einer einstellbaren Zeit, welche kleiner ist als die kürzeste Auslösezeit der eingebauten Impedanzrelais, wird ein Hilfsstromkreis (vgl. Abb. 139) erregt, welcher in die Instrumente eingebaute Magnete 1, 2 speist. Durch das entstehende Magnetfeld werden in diesem Moment sämtliche Zeigerstellungen aller Instrumente festgehalten, d. h. die sich so ergebenden Ablesungen beziehen sich auf genau den gleichen Zeitpunkt. Die Ermittlung der Impedanzwerte erfolgt daher auch bei stark schwankenden Werten von Strom und Spannung in absolut eindeutiger Weise. Mit Hilfe der auf Seite 155 gezeigten Berechnung kann der Widerstand der Erdungsstelle eliminiert werden.

Günstiger liegen die Verhältnisse, wenn das Selektivrelais ein auf die Reaktanz sich einstellendes System besitzt. Sorgt man dafür, daß die Einstellung dieses Systems nach Abschaltung noch zu erkennen ist, z. B. durch Anwendung eines Schleppzeigers, so kann nach der Abschaltung direkt die Reaktanz der Schleife abgelesen werden. Es ist dann lediglich darauf zu achten, ob ein Kurzschluß oder Doppelerdschluß vorlag, d. h. ob die Schleifenreaktanz oder die Reaktanz Leiter—Erde in die Berechnung einzuführen ist.

Da genau arbeitende Reaktanzmesser verhältnismäßig teuer sind, kann es von Vorteil sein, mit einem Satz, bestehend aus drei einpoligen Reaktanzmessern, die Fehlerortsbestimmung durchzuführen. Dies hat zudem den Vorteil, daß bei Versagen der direkten Messung des Fehlerortes während der Abschaltung die Instrumente auch zur Bestimmung des Fehlerortes nach der Methode A verwendet werden können. Es ist dann lediglich die Ausführung so zu treffen, daß die Meßbereiche umschaltbar sind. Das Prinzip einer derartigen Schaltung ist in einpoliger Ausführung aus Abb. 140 zu ersehen. Die Leitungen 1 bis 5 münden in die Sammelschiene 6; sie besitzen je einen Stromwandler. Ferner soll in jede Leitung ein empfindliches Energierichtungsrelais eingebaut werden, dessen Stromspule 7 an den Stromwandler und dessen

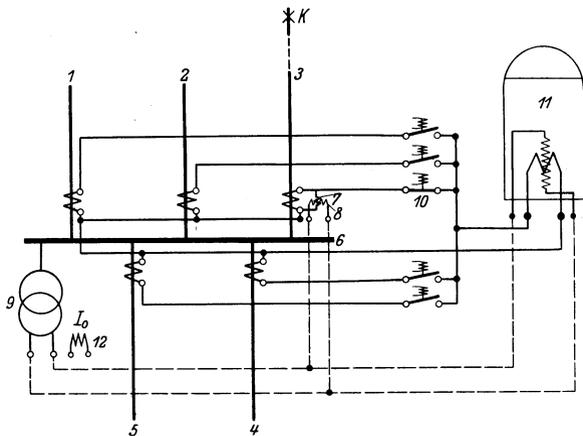


Abb. 140. Schaltanordnung zur Messung der Reaktanz aller in eine Station einmündenden Leitungen mit Hilfe eines einzigen Instrumentes.

Spannungsspule 8 an den gemeinschaftlichen Spannungswandler 9 angeschlossen ist. Bei Auftreten eines Kurzschlusses an der Stelle K der Leitung 3 wird das Energierichtungsrelais dieser Leitung auf Abfluß stehen, während alle übrigen Energierichtungsrelais auf Zufluß schalten. Der Ausschlag des Energierichtungsrelais der Leitung 3 soll nun bewirken, daß sich der Schalter 10 schließt, womit die Stromspule des Reaktanzmessers 11 eingeschaltet wird. Sie liegt nun parallel zu der Stromspule des Energierichtungsrelais der Leitung 3 und übernimmt einen genau angebbaren Bruchteil des Sekundärstromes des Stromwandlers in der Leitung 3. Die Spannungsspule dieser Phase liegt zwischen den kurzgeschlossenen Leitern der Leitung 3, das Reaktanzsystem stellt sich auf die Reaktanz zwischen Sammelschiene 6 und Kurzschlußstelle K ein. Es ist ohne weiteres klar, daß dieser zentral angeordnete Reaktanzmesser auch gleichzeitig zur Abschaltung des Fehlers verwendet werden kann, indem er noch mit einem Zeitwerk kombiniert wird, welches nach Ablauf die Leitung 3 zur Abschaltung bringt. Handelt es sich nicht um einen Kurzschluß, sondern um einen Doppelerdschluß, so soll in Abhängigkeit vom Summenstrom I_0 mit

Hilfe der Spule 12 der Spannungswandler auf Spannung gegen Erde umgeschaltet werden, was, wie wir gesehen haben, in einfacher Weise möglich ist. Dann mißt der Reaktanzmesser 11 die Reaktanz der Schleife Leiter—Erde. Die Schalter 10 werden zweckmäßigerweise nach Art von Fallgewichtsschaltern ausgeführt, sie zeigen dann gleichzeitig an, in welcher Leitung eine Störung aufgetreten ist. Vor Wiederinbetriebsetzung muß dann der zugehörige Schalter von Hand geöffnet werden. Eine derartige Anordnung hat den Vorteil, daß die Reaktanz mit Hilfe eines Präzisionsreaktanzmessers verhältnismäßig sehr genau bestimmt werden kann. Sie hat den Nachteil, daß die Schaltung etwas komplizierter wird, da noch die Schalter 10 mit ihren Auslösespulen benötigt werden.

10. Projektierung einer Selektivschutzanlage.

Wir stellen uns zur Aufgabe, ein durch seinen Netzplan gegebenes Netz derart mit Selektivschutz auszurüsten, daß in jedem Betriebszustand, bei Kurzschluß, Doppelerdschluß und Erdschluß eine selektive Abtrennung des Fehlers erfolgt. Aus den bisherigen Entwicklungen läßt sich voraussehen, daß sich diese Aufgabe für Kurzschluß und Erdschluß befriedigend lösen läßt. Ob dies auch für den Fall des Doppelerdschlusses zutrifft, läßt sich zunächst nicht übersehen. Wir werden daher für Doppelerdschluß die Aufgabe etwas erleichtern, indem wir festsetzen, daß bei Doppelerdschlüssen beliebiger Art das Netz so aufgetrennt werden soll, daß ein möglichst kleiner Teil außer Betrieb kommt.

Um einen übersichtlichen Aufbau der ziemlich umfangreichen Rechnungen zu erhalten, legen wir zunächst den allgemeinen Gang der Untersuchung fest.

A. Disposition für die Projektierung von Selektivschutzanlagen.

Gegeben ist das Netz durch seinen Netzplan, in dem die Daten von Maschinen, Transformatoren und Leitungen eingetragen sind. Ferner muß bekannt sein, welche Abnehmer besonders empfindlich gegen Unterbrechung der Stromlieferung sind und wie das Netz beim Belastungsmaximum und -minimum betrieben wird.

I. Projektierung des Kurzschlußschutzes.

1. Berechnung der Reaktanzen von Maschinen, Transformatoren und Leitungen. Durch eine überschlägliche Betrachtung ist zu entscheiden, ob die Kurzschlußstromberechnung lediglich mit Hilfe der Reaktanzen durchgeführt werden kann oder ob die Widerstände berücksichtigt werden müssen. Bekanntlich hängt das davon ab, ob die Gesamtreaktanz des Kurzschlußpfades einschließlich der Reaktanz x , der Maschine größer ist als der zugehörige Widerstand. Zweckmäßig stellt man die Reaktanzen wie folgt zusammen:

- a) Maschinen,
- b) Transformatoren,
- c) Leitungen.

Bei den Leitungen ist zunächst nur der Reaktanzbelag zu bestimmen, da die Leitungslänge für die verschiedenen Kurzschlußfälle jeweils ausgerechnet werden muß.

2. Berechnung des minimalen Kurzschlußstromes. Unter Zugrundelegung der kleinsten im Betrieb befindlichen Maschinen- und Transformatorenleistung und des längsten Kurzschlußstrompfades wird der diesen Betriebsverhältnissen entsprechende Kurzschlußstrom ermittelt.

3. Berechnung des maximalen Kurzschlußstromes. Bei sämtlichen in Betrieb befindlichen Maschinen und Transformatoren und Annahme der Kurzschlußstelle in möglichster Nähe des Speisepunktes wird der Höchstwert des Kurzschlußstromes ermittelt.

4. Festlegung der Anlaufverhältnisse der Selektivrelais. Unter Zugrundelegung des Ergebnisses unter 2. wird festgelegt, beim Wievielfachen des Nennstromes das Selektivrelais ansprechen soll. Unter Umständen wird es erforderlich, eine Impedanz- oder Spannungsrückgangsanzugung zu verwenden.

5. Festlegung der maximal zulässigen Auslösezeit. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse unter 3. wird die thermische Beanspruchung der Leitungen untersucht. In vielen Fällen zeigt sich, daß auch im ungünstigsten Falle das Leitungsnetz thermisch den Beanspruchungen voll gewachsen ist. Trifft dies für bestimmte Abzweige nicht zu, so müssen Drosselspulen vorgesehen werden, die so zu bemessen sind, daß maximale Auslösezeiten von 4 bis 6 s zulässig sind. Diese Zeit ist im allgemeinen notwendig, um die Auslösezeiten benachbarter Stationen genügend staffeln zu können. Eine Staffelung von 0,5 s sollte nur ausnahmsweise unterschritten werden.☞

6. Festlegung der Relaischarakteristik. Aus der zulässigen Staffelung ergibt sich der Anstieg der Charakteristik, indem man für die nahe beieinanderliegenden Stationen des Netzplanes eine Staffelung von 0,5 ... 1 s annimmt. Die Grundzeit kann zunächst willkürlich festgelegt werden, sofern nicht Verhältnisse vorliegen, wie wir sie im Kapitel 3 unter Fall III untersucht haben, denn dann ist die Grundzeit durch die Bedingungsgleichung (S. 67, 68) innerhalb gewisser Grenzen festgelegt. Zu berücksichtigen ist auch die Eigenzeit der im Netz eingebauten Schalter, welche im Mittel $\frac{1}{5}$ bis $\frac{1}{4}$ s beträgt.

7. Festlegung des Übersetzungsverhältnisses und der Kurzschlußfestigkeit der Stromwandler. Die Stromwandler müssen thermisch und dynamisch dem maximal auftretenden Kurzschlußstrom gewachsen sein und beim Ansprechstrom der Relais die erforderliche Leistung abgeben. Die zweite Bedingung ist verhältnismäßig schwer zu erfüllen, falls ein Ansprechen der Relais bei Nennstrom oder darunter erforderlich wird. Das Verhältnis von Nennstrom zum maximalen Kurzschlußstrom kann den Wert 1:30 bis 1:50 erreichen. Es ist im allgemeinen nicht möglich, das Verhältnis von Primär- zu Sekundärstrom über diesen Bereich konstant zu machen. Es muß deshalb angegeben werden, wann ab die Übersetzungscharakteristik abbiegen darf und wie stark die Ströme bei bestimmter Überlastung auf der Sekundärseite voneinander abweichen dürfen.

8. Kontrollrechnungen. Man wird durch besondere Wahl der Netzkonfiguration und Lage der Kurzschlußstelle besonders ungünstige Verhältnisse schaffen und sich durch Nachrechnung überzeugen, daß die vorgesehenen Relais und Stromwandler auch diesen Betriebsfällen gerecht werden. Dabei sind Leitungsanordnungen, bei denen der Zuflußstrom größer als der Fehlerstrom sein kann (vgl. Kapitel 3 S. 65) mit besonderer Sorgfalt zu überprüfen.

9. Wahl der Auslöseart der Ölschalter. Steht Gleichstrom zur Verfügung, so wird man die Auslösung der Ölschalter über eine Arbeitsstromspule erfolgen lassen. Das zugehörige Selektivrelais muß somit nach Ablauf einen Kontakt schließen. Sofern der Stromwandler auch bei minimalem Kurzschlußstrom genügend Energie abgibt, kann eine sogenannte Wandlerauslösung verwendet werden (vgl. Abb. 72). Spannungsrückgangsauslösung ist im allgemeinen nicht brauchbar, da bei Kurzschluß die Spannung zusammenbricht und mithin ein sofortiges Ausschalten der Schalter erfolgen würde.

II. Projektierung des Doppelerdschlußschutzes.

10. Berechnung der Strom- und Spannungsverteilung. Man wird die beiden Erdschlußstellen so legen, daß insbesondere die Spannungsverteilung möglichst stark von der bei Kurzschluß auftretenden abweicht. Bekanntlich liegen besonders

ungünstige Verhältnisse vor, wenn die Erdschlußstellen weit auseinander liegen. Bei Ringleitungen ist zu beachten, daß es zum Weiterbetrieb des Netzes erforderlich ist, daß die eine Erdschlußstelle vollständig abgetrennt wird.

11. Festlegung, ob die verkettete Spannung oder die Spannung gegen Erde zur selektiven Erfassung erforderlich ist. Man wird der Einfachheit halber zunächst untersuchen, ob die normalen Kurzschluß-Selektivrelais bei Doppelerdschluß einwandfrei arbeiten. Trifft dies zu, ist aber die Auslösezeit zu hoch, so wird man Maßnahmen treffen, um schnelleren Ablauf bei Doppelerdschluß zu gewährleisten. Kann unter Zugrundelegung der verketteten Spannung die Aufgabe nicht gelöst werden, so muß Umschaltung der Relais auf Spannung gegen Erde vorgesehen werden.

12. Festlegung der endgültigen Charakteristik der Relais. Es ist unter Umständen nötig, die unter 6. angenommene Relaischarakteristik entsprechend den besonderen Verhältnissen bei Doppelerdschluß abzuändern.

III. Projektierung des Erdschlußschutzes.

13. Entscheidung auf Grund der Betriebserfahrungen, ob das Netz mit Kompensationseinrichtungen auszurüsten ist. Sofern Erdschlußstörungen sehr häufig sind, wird man sich mit Rücksicht auf die Betriebssicherheit für den Einbau einer Erdschlußkompensation entschließen. Bei gut isolierten Netzen kleineren Umfangs, welche verhältnismäßig wenig unter Erdschlüssen zu leiden haben, kann eine selektive Erdschlußerfassung zweckmäßig sein.

14. Berechnung des maximalen und minimalen Erdschlußstromes. Die Angabe des Bereichs, in dem der Erdschlußstrom variieren kann, ist für die Festlegung der Relaischarakteristik erforderlich. In kompensierten Netzen kann diese Berechnung im allgemeinen unterbleiben.

15. Nachprüfung, ob die für die Kurzschlußverhältnisse festgelegten Stromwandler auch bei Erdschlußschutz brauchbar sind. Da im allgemeinen der Erdschlußstrom wesentlich kleiner als der Betriebsstrom ist, arbeiten die für Kurzschlußstrom vorgesehenen Stromwandler im untersten Teil ihres Meßbereichs. Die Erdschlußrelais haben im allgemeinen sehr geringen Energieverbrauch, so daß meistens die gleichen Wandler zu ihrer Betätigung benutzt werden können.

16. Festlegung der Ansprechrichtung. Man kann entweder den Summenstrom oder die Summenspannung zur Betätigung der Ansprechrichtung verwenden. Sofern letztere zur Anwendung gelangt, empfiehlt es sich, im Netz von vornherein Fünfschenkelwandler oder Einphasenwandler mit einer Zusatzwicklung vorzusehen.

B. Beispiel.

Gegeben sei das in Abb. 141 dargestellte Netz. Es besteht aus einem Kraftwerk A , dessen drei Generatoren $G_1 \dots G_3$ auf die 6 kV-Sammelschiene S_1 arbeiten. Mit Hilfe der zwei Transformatoren T_1 und T_2 wird auf die Spannung 100 kV umgeformt und die Leistung über eine 80 km lange 100 kV-Doppelleitung dem Umspannwerk B zugeführt. Die Transformatoren T_3 und T_4 speisen ein 15 kV-Freileitungsnetz mit den Schaltstationen $a \dots e$, sowie über zwei Kabel einen Großabnehmer f . Im 15 kV-Freileitungsnetz sei die Station a der Hauptabnehmer mit etwa 700 kVA, während die übrigen Stationen einen Verbrauch von etwa 300 kVA aufweisen. Der Großabnehmer f benötigt tagsüber eine Leistung von ca. 3500 kVA, während er nachts lediglich Strom für Beleuchtungszwecke bezieht.

Nachstehend sind die Daten von Generatoren, Transformatoren und Leitungen zusammengestellt:

a) Generatoren. G_1 : $U_n = 6 \text{ kV}$,
 $N_n = 5 \text{ MVA}$,
 $I_n = 480 \text{ A}$,
 $m_0^{III} = 0,8$.

G_2 : $U_n = 6 \text{ kV}$,
 $N_n = 8 \text{ MVA}$,
 $I_n = 770 \text{ A}$,
 $m_0^{III} = 0,8$.

G_3 : $U_n = 6 \text{ kV}$,
 $N_n = 30 \text{ MVA}$,
 $I_n = 2900 \text{ A}$,
 $m_0^{III} = 0,7$.

m_0^{II} nehmen wir im Mittel zu $1,5 m_0^{III}$ an.

b) Transformatoren.

T_1 : $\ddot{u} = 6 : 100$,
 $N_n = 4 \text{ MVA}$,
 $\varepsilon = 7\%$.

T_2 : $\ddot{u} = 6 : 100$,
 $N_n = 12 \text{ MVA}$,
 $\varepsilon = 7\%$.

T_3 : $\ddot{u} = 100 : 15$,
 $N_n = 1 \text{ MVA}$,
 $\varepsilon = 10\%$.

T_4 : $\ddot{u} = 100 : 15$,
 $N_n = 4 \text{ MVA}$,
 $\varepsilon = 10\%$.

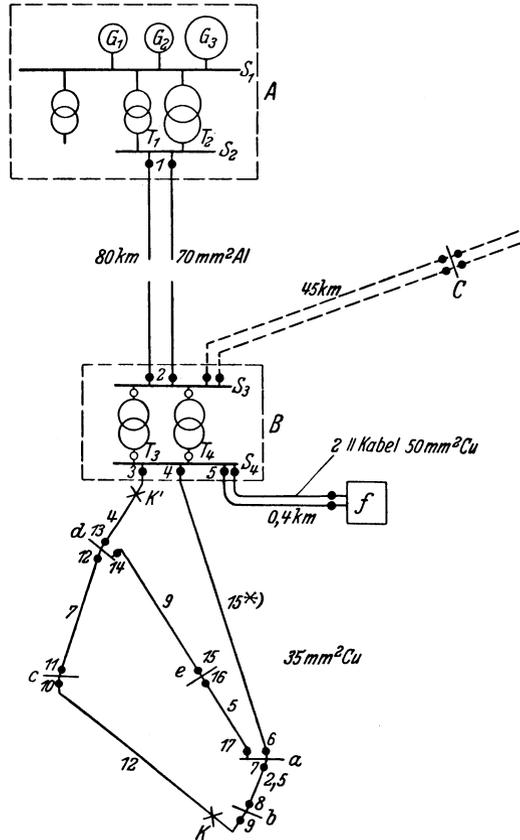


Abb. 141. Netzplan als Unterlage zur Projektierung eines Selektivschutzes.

c) Leitungen. Die Leitungslängen sind in den Netzplan der Abb. 141 eingetragen. Die 100-kV-Doppelleitung besteht aus 70 mm^2 Aluminium, das gesamte 15-kV-Freileitungsnetz aus 35 mm^2 Kupfer, die Doppelkabel zwischen B und f sind versilbte Drehstrom-H-Kabel mit einer Kupferseele von 50 mm^2 .^{rc}

*) Die in der Mitte der Leitungen eingetragene Zahl gibt ihre Länge in km an und dient zugleich zur Bezeichnung der Leitung.

Kesselring, Selektivschutz.

I. Projektierung des Kurzschlußschutzes.

1. Berechnung der Reaktanzen von Maschinen, Transformatoren und Leitungen.

$$\text{a) Generatoren. } G_1: x_0^{III} = \frac{U_n}{\sqrt{3} m_0^{III} I_n} = \frac{6000}{\sqrt{3} \cdot 0,8 \cdot 480} = 9,0 \Omega,$$

$$x_0^{II} = \frac{6000}{2 m_0^{II} I_n} = \frac{6000}{2(1,5 \cdot 0,8) 480} = 5,2 \Omega.$$

$$G_2: x_0^{III} = \frac{5}{8} \cdot 9 = 5,6 \Omega,$$

$$x_0^{II} = 3,25 \Omega.$$

$$G_3: x_0^{III} = \frac{6000}{\sqrt{3} \cdot 0,7 \cdot 2900} = 1,7 \Omega,$$

$$x_0^{II} = 1,0 \Omega.$$

b) Transformatoren. Wir beziehen sämtliche Transformator-Reaktanzen auf 15 kV und erhalten:

$$T_1: I_n = \frac{4000}{\sqrt{3} \cdot 15} = 154 \text{ A},$$

$$x_{T_1} = \frac{\varepsilon}{100} \cdot \frac{U_n}{\sqrt{3} \cdot I_n} = 0,07 \cdot \frac{15000}{\sqrt{3} \cdot 154} = 3,9 \Omega.$$

$$T_2: I_n = 465 \text{ A},$$

$$x_{T_2} = 1,3 \Omega.$$

$$T_3: I_n = 39 \text{ A},$$

$$x_{T_3} = 22 \Omega$$

$$T_4: I_n = 150 \text{ A},$$

$$x_{T_4} = 55 \Omega.$$

c) Leitungen. 100-kV-Freileitung: Es werden Reaktanz-, Widerstands- und Impedanzbelag bezogen auf 100 und auf 15 kV angegeben:

$$\left. \begin{array}{l} x' = 0,4 \Omega/\text{km} \\ r' = 0,45 \Omega/\text{km} \\ z' = 0,61 \Omega/\text{km} \end{array} \right\} \text{ bezogen auf 100 kV.}$$

$$\left. \begin{array}{l} x = 0,9 \cdot 10^{-2} \Omega/\text{km} \\ r = 1,0 \cdot 10^{-2} \Omega/\text{km} \\ z = 1,37 \cdot 10^{-2} \Omega/\text{km} \end{array} \right\} \text{ bezogen auf 15 kV.}$$

15-kV-Freileitung:

$$\left. \begin{array}{l} x = 0,4 \Omega/\text{km} \\ r = 0,5 \Omega/\text{km} \\ z = 0,64 \Omega/\text{km} \end{array} \right\} \text{ bezogen auf 15 kV.}$$

15-kV-Kabel:

$$\left. \begin{aligned} x &= 0,13 \Omega/\text{km} \\ r &= 0,4 \Omega/\text{km} \\ z &= 0,42 \Omega/\text{km} \end{aligned} \right\} \text{ bezogen auf 15 kV.}$$

2. Berechnung des minimalen Kurzschlußstromes. Wir nehmen an, daß im Kraftwerk *A* lediglich der Generator G_1 mit einem Erregungsverhältnis $\kappa = 1,8$ in Betrieb ist, ferner der eine Transformator T_1 . Die Speisung von *B* erfolge nur über eine der beiden 100-kV-Leitungen; eine Speisung von der Station *C* her findet nicht statt. In *B* arbeite der Transformator T_3 auf die Leitungen 4, 7, 12, während 9 und 15 in den Stationen *d* bzw. *B* abgetrennt sein sollen. An der Stelle *K* trete ein dreipoliger Kurzschluß auf.^κ

Wir legen den Rechnungsgang S. 39 zugrunde und bestimmen zunächst die Netzreaktanz x_n bezogen auf eine Spannung von 15 kV. Man erhält

$$x_n = x_{T_1} + x_{L_{100}} + x_{T_3} + x_{L_{15}},$$

und unter Zugrundelegung der Leitungslänge von 80 bzw. 23 km

$$x_n = 3,9 + 0,7 + 22 + 9,2 = 35,8 \Omega.$$

Die Reaktanz x_0^{III} des Generators G_1 wird, bezogen auf 15 kV:

$$x_0^{III} = \left(\frac{15}{6}\right)^2 \cdot 9 = 6,25 \cdot 9 = 56 \Omega.$$

Da

$$\frac{x_0^{III}}{x_n} = \frac{56}{35,8} = 1,57 > \kappa - 1 = 1,8 - 1 = 0,8,$$

kommt Formel (a) in Frage. Sie ergibt für den minimalen Kurzschlußstrom

$$\tilde{I}_k^{III} = \frac{\kappa}{x_0^{III} + x_n} \frac{U_n}{\sqrt{3}} = \frac{1,8}{56 + 35,8} \frac{15000}{\sqrt{3}} = 170 \text{ A.}$$

3. Berechnung des maximalen Kurzschlußstromes. Es sind sämtliche Generatoren und Transformatoren eingeschaltet. Das Erregungsverhältnis der Generatoren sei $\kappa = 2,4$, der Kurzschluß trete in der unmittelbaren Nähe der Sammelschiene S_4 an der Stelle K' auf. Wir bestimmen zunächst näherungsweise die Reaktanz x_0^{III} und x_0^{II} der parallel arbeitenden Generatoren, bezogen auf 15 kV. Es ist für dreipoligen Kurzschluß:

$$\frac{1}{x_0^{III'}} = \frac{1}{9} + \frac{1}{5,6} + \frac{1}{1,7} = 0,88,$$

$$x_0^{III'} = \frac{1}{0,88} = 1,14 \Omega \text{ bezogen auf 6 kV,}$$

$$x_0^{III} = 6,25 \cdot 1,14 = 7,1 \Omega \text{ ,, ,, 15 kV,}$$

für zweipoligen Kurzschluß erhält man analog:

$$x_0^{II'} = 0,67 \Omega \text{ bezogen auf 6 kV,}$$

$$x_0^{II} = 4,2 \Omega \text{ ,, ,, 15 kV.}$$

Die resultierende Reaktanz der Transformatoren T_1 und T_2 wird, bezogen auf 15 kV:

$$x_{T_{1,2}} = 0,975 \Omega .$$

Analog erhält man für die Transformatoren T_3 und T_4

$$x_{T_{3,4}} = 15,7 \Omega .$$

Die Reaktanz der 100-kV-Doppelleitung wird bezogen auf 15 kV:

$$x_L = \frac{1}{2} 0,7 = 0,35 \Omega .$$

Daraus erhält man für die Netzreaktanz pro Phase:

$$x_n = 0,975 + 0,35 + 15,7 \approx 17,0 \Omega .$$

Auf Grund des Rechnungsganges S. 39 erhält man für den dreipoligen maximalen Kurzschlußstrom

$$\frac{x_0^{III}}{x_n} = \frac{7,1}{17,0} = 0,42 < \kappa - 1 = 1,4 .$$

Danach gilt Formel (b)

$$I_k^{III} = \frac{1}{2} \left(\frac{\kappa}{x_0^{III} + x_n} + \frac{1}{x_n} \right) \frac{U_n}{\sqrt{3}} ,$$

$$\hat{I}_k^{III} = 685 \text{ A} .$$

Der zweipolige maximale Kurzschlußstrom wird, da ebenfalls Formel (b) zur Anwendung gelangt:

$$\hat{I}_k^{II} = 645 \text{ A} .$$

Daraus geht hervor, daß der zweipolige und dreipolige Kurzschlußstrom praktisch den gleichen Wert haben.

4. Festlegung der Anlaufverhältnisse der Selektivrelais. Laut Aufgabestellung verbraucht die Station *a* etwa 700 kVA. Fällt die Leitung *4* aus, so fließt die ganze Leistung über *15*. In diesem Falle erhalten wir einen Nennstrom dieser Leitung von

$$I = \frac{700}{\sqrt{3} \cdot 15} = 27 \text{ A} .$$

Da der minimale Kurzschlußstrom gemäß 2. 170 A beträgt, können die Relais ein Ansprechsystem erhalten, welches beim doppelten Nennstrom in Tätigkeit tritt, d. h. bei etwa 60 A. Dieser hohe Ansprechstrom muß gewählt werden, um die nötige thermische und dynamische Festigkeit zu erzielen, für den Fall, daß der maximale Kurzschlußstrom von 685 A auftritt. Einen Überlastungsschutz können Selektivrelais im allgemeinen nicht bieten, da Überlastungsschutz und Selektivschutz sich nicht, oder wenigstens nur in den seltensten Fällen in einem einzigen Relais vereinigen lassen.

Über die Kabel nach der Station *f* fließt, wie vorausgesetzt wurde, tagsüber eine Leistung von 3500 kVA. Der Betrieb von *f* soll auch

möglich sein, wenn nur ein Kabel angeschlossen ist. Man erhält dann für dieses eine Kabel einen maximalen Nennstrom von

$$I = \frac{3500}{\sqrt{3 \cdot 15}} = 135 \text{ A.}$$

Daraus geht hervor, daß der minimale Kurzschlußstrom nur das 1,25fache des höchsten Nennstromes darstellt. Solange nur ein Kabel in Betrieb ist, könnten alle Fehler zwischen B und f durch Selektivrelais erfaßt werden, welche beim 1,1fachen Nennstrom des Kabels, d. h. bei 150 A ansprechen. Sowie aber beide Kabel in Betrieb sind, liegen die Verhältnisse wesentlich ungünstiger, denn der minimale Kurzschlußstrom verteilt sich dann über die beiden Kabel und hat im ungünstigsten Falle, d. h. wenn die Fehlerstelle nahe bei der Station f liegt, nur den Wert von etwa 90 A. Eine Auslösung könnte bei Einstellung auf 150 A nicht mehr erfolgen, d. h. der Kurzschluß wird nicht abgeschaltet. Man ist daher gezwungen, für die Kabelrelais eine Impedanz- oder Spannungsrückgangsanzugung einzubauen oder eine Schaltung gemäß Abb. 77 zur Anwendung zu bringen.^e

Der Nennstrom der 100-kV-Leitung wird bei einer Übertragungsleistung von 14000 kVA über eine Leitung

$$I = \frac{14000}{\sqrt{3 \cdot 100}} = 81 \text{ A.}$$

Sind beide Leitungen in Betrieb, so ergibt sich ein Strom von 40,5 A. Um uns ein Bild über die Ansprechverhältnisse machen zu können, berechnen wir zunächst den minimalen Kurzschlußstrom unter der Annahme, daß die Kurzschlußstelle in der Sammelschiene S_3 liegt. Die Netzreaktanz wird bezogen auf 15 kV:

$$x_n = 3,9 + 0,7 = 4,6 \Omega.$$

Für x_0^{III} ergibt sich, sofern nur der Generator G_1 in Betrieb ist, ein Wert von 56Ω . Mit Hilfe von Formel (a) findet man:

$$I_k^{III} = 39 \text{ A} \quad (\text{bezogen auf } 100 \text{ kV}).$$

Daraus geht hervor, daß der höchste Nennstrom rund den doppelten Wert des kleinsten Kurzschlußstromes hat. Sind beide Leitungen in Betrieb, so wird der Nennstrom einer Leitung praktisch gleich dem Kurzschlußstrom, der dann den Wert von 40,3 A an der Kurzschlußstelle selbst hat. Nun muß aber auch hier berücksichtigt werden, daß sich dieser Kurzschlußstrom von 40,3 A auf beide Leitungen verteilt und somit das Verhältnis Kurzschlußstrom zu Nennstrom das gleiche bleibt. Es liegt also hier der extreme Fall vor, daß der höchste Nennstrom 81 A betragen kann und der kleinste Kurzschlußstrom nur etwa 20 A, d. h. der Kurzschlußstrom beträgt nur $\frac{1}{4}$ des höchsten Nennstromes. Mit einem vom Strom abhängigen Ansprechsystem läßt sich die Aufgabe in keiner Weise lösen, sondern es muß auch hier eine Impedanz- oder Spannungsrückgangsanzugung zur Anwendung gelangen. Auf die besondere Ausbildung der Ansprechsysteme gehen wir am Schluß dieses Kapitels näher ein.

5. Festlegung der maximal zulässigen Auslösezeit. Als maximalen Kurzschlußstrom des 15-kV-Netzes fanden wir einen Wert von 685 A, und zwar sowohl bei drei- als auch bei zweipoligem Kurzschluß. Läßt man eine Höchsttemperatur von 120° im Freileitungsnetz zu und berücksichtigt man, daß im Sommer Lufttemperaturen bis 30° auftreten können, so erhält man gemäß Nomogramm S. 50 für die zulässige Auslösezeit nachstehenden Wert:

$$t_{zul} = 38 \text{ s.}$$

Daraus geht hervor, daß mit Rücksicht auf die thermische Beanspruchung der Leitung Auslösezeiten bis zu 38 s zulässig wären. Die Freileitung bietet daher kein Hindernis für die Festlegung der Charakteristik, denn Auslösezeiten von 38 s sind aus betriebstechnischen Gründen nicht anwendbar.

Eine Nachrechnung der 100-kV-Leitung aus 70 mm^2 Aluminium zeigt, daß der Höchstwert des Kurzschlußstromes etwa 450 A beträgt. Dies entspricht einer Stromdichte von $6,4 \text{ A/mm}^2$. Die Grenztemperatur, welche diese Leitung nach sehr langer Zeit annimmt, beträgt nur 280° , d. h., thermisch ist die 100-kV-Leitung in keiner Weise durch den Kurzschlußstrom gefährdet.

Für die Kabel aus 50 mm^2 Kupfer findet man bei einer maximal zulässigen Temperatur von 150° und einer höchsten Raumtemperatur von 20° folgenden Wert für die zulässige Abschaltzeit

$$t_{zul} = 100 \text{ s.}$$

6. Festlegung der Relaischarakteristik. Die Grundzeit der Relais im 15-kV-Netz nehmen wir zu 0,5 s an. Die Staffelung der Auslösezeiten zwischen zwei benachbarten Stationen soll mit Rücksicht auf die Eigenzeit der Ölschalter nicht unter 0,5 s gehen. Die Charakteristik der Relais soll folgendem Gesetz gehorchen:

$$t = t_0 + cZ.$$

Für unsere Betrachtungen im 15 kV-Freileitungsnetz ist es zweckmäßiger, an Stelle der Impedanz die Leitungslänge s einzuführen. Nimmt man den Impedanz- bzw. den Reaktanzbelag zu $0,4 \Omega/\text{km}$ an, so erhält man

$$t = t_0 + 0,4 cs = t_0 + c_1 s. \quad [s]$$

Die Konstante c_1 ergibt sich aus der Bedingung, daß für den minimalen Abstand zweier Stationen der Zeitunterschied noch 0,5 s betragen muß. Aus Abb. 141 geht hervor, daß die kleinste Leitungslänge von 2,5 km zwischen den Stationen a und b liegt. Daraus ergibt sich für die Konstante

$$\begin{aligned} \Delta t = 0,5 &= c_1 s = c_1 \cdot 2,5, \\ c_1 &= \frac{0,5}{2,5} = 0,2. \end{aligned}$$

Die Charakteristik der Relais für das 15-kV-Freileitungsnetz wird somit

$$t = 0,5 + 0,2 \cdot s \quad [s].$$

Unter Berücksichtigung, daß die längste Leitungsstrecke von 15 km zwischen B und a auftritt, erhält man als höchste Auslösezeit

$$\hat{t} = 0,5 + 0,2 \cdot 15 = 3,5 \text{ s.} \quad [s]$$

Der Impedanzbelag für das 50 mm²-Kupferkabel ist

$$z = \sqrt{0,13^2 + 0,4^2} = 0,42,$$

d. h. beim Kabel überwiegt der Ohmsche Widerstand von 0,4 Ω /km bei weitem. Als kürzeste Leitungsstrecke kommt 0,4 km in Betracht. Man findet dann bei einer Staffelung von 0,5 s folgendes Gesetz für die Charakteristik der Kabelrelais

$$t = 0,5 + 1,25 \cdot s \quad [s].$$

Die Transformatoren T_3 und T_4 schützt man zweckmäßig mittels unabhängiger Relais, deren Auslösezeit auf etwa 4 s eingestellt wird. Bei Verwendung von Impedanzrelais muß berücksichtigt werden, daß der Zeitunterschied zwischen den Relais auf der Primär- und Sekundärseite auch mindestens $\frac{1}{2}$ s betragen muß.⁸

Für das 100-kV-Netz gilt als oberste Richtlinie, daß dort niemals eine Auslösung auftreten darf, wenn die Störungsstelle im 15-kV-Netz liegt. Dies bedingt, daß bei Fehlern auf der 15-kV-Seite die Auslösezeit der Relais in den Stationen A und C über 4,5 s liegen muß. Wir nehmen zunächst an, daß im 100-kV-Netz, abgesehen vom Ansprechorgan, die gleichen Relais wie im 15-kV-Netz verwendet werden sollen. Der Reaktanzbelag der 100-kV-Leitung bezogen auf 15 kV ist:

$$x_L = 0,9 \cdot 10^{-2} \Omega/\text{km}.$$

Für die parallel arbeitenden Transformatoren T_3 und T_4 fanden wir eine Reaktanz von 15,7 Ω . Mithin entspricht die Reaktanz der beiden parallel arbeitenden Transformatoren 39 km Freileitung des 15-kV-Netzes und 1 km der 100-kV-Leitung ist $2,25 \cdot 10^{-2}$ km 15-kV-Freileitung äquivalent. Die längste Auslösezeit auf der 15-kV-Seite ergab sich für eine Leitungslänge von 15 km und betrug 3,5 s. Bei gleicher Charakteristik würden daher die Relais in der Station C nach 3,7 s auslösen, was zu einer Fehlschaltung führen kann. Die einfachste Abhilfe besteht darin, daß man die Grundzeit der 100-kV-Relais von 0,5 auf 1 s erhöht. Ihre Charakteristik wird dann

$$t = 1 + 0,2 \cdot s, \quad [s]$$

wobei für s die auf 15 kV bezogene Leitungslänge einzusetzen ist. Selbstverständlich wäre es auch möglich, die Grundzeit auf 0,5 s zu lassen und den Anstieg der Charakteristik zu erhöhen. Da unsere Aufgabe jedoch vor allem dahin geht, den 15-kV-Schutz nach allen Richtungen durchzuarbeiten und die Unterlagen bezüglich des 100-kV-Netzes nicht vollständig gegeben sind, gehen wir nicht weiter auf die Verhältnisse im 100-kV-Netz ein.

7. Festlegung des Übersetzungsverhältnisses und der Kurzschlußfestigkeit der Stromwandler. Im allgemeinen verwendet man für Selektiv-

schutz in Mittelspannungsnetzen Stromwandler Klasse F mit einer Leistung von etwa 30 VA. Als größten Betriebsstrom im 15-kV-Freileitungsnetz fanden wir 27 A. Im größten Teil des Netzes wird der Betriebsstrom in der Größenordnung von 5 bis 10 A liegen. Der minimale Kurzschlußstrom war 170 und der maximale 685 A. Da im allgemeinen die Stromwandler nicht mehr als den 30- bis höchstens 50fachen Nennstrom aushalten, ergibt sich ein primärer Nennstrom von

$$\frac{685}{30} \approx 25 \text{ A .}$$

Bei 5 A Betriebsstrom erreicht man unter dieser Annahme 20% des Meßbereiches, was noch zulässig ist. Wir legen die Stromwandler daher vorläufig für ein Übersetzungsverhältnis 25:5 fest.

Für Stromwandler der Klasse F und 30-VA-Leistung soll die Übersetzungskurve einen Verlauf zeigen, wie er in Abb. 142 dargestellt ist.

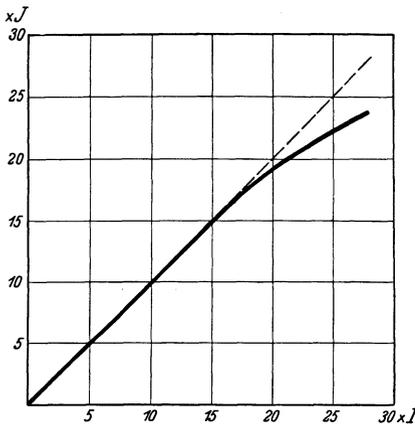


Abb. 142. Charakteristik der Stromwandler.

Daraus geht hervor, daß bis zum 15fachen Nennstrom das Übersetzungsverhältnis konstant ist, von da ab sich jedoch verringert. Diese Eigenschaft der Stromwandler muß bei der Projektierung berücksichtigt werden, denn durch die nicht mehr einwandfreie Messung des Stromes ändert sich für das angeschlossene Relais die Impedanz, da der Spannungswandler auf seinem ganzen Meßbereich gleichmäßig übersetzt. Mißt man die Impedanz einer Teilstrecke bei Strömen unterhalb des 15fachen Nennstromes, so erhält man den richtigen Wert für die Impedanz. Mißt man hingegen beim 25fachen Nennstrom die gleiche Impedanz, so wird, wie aus Abb. 142 zu entnehmen ist, der Wert durch die Abweichung des Stromwandlers auf das 0,9fache geändert.

8. Kontrollrechnungen. Wird das 15-kV-Freileitungsnetz in der in Abb. 141 gezeigten Form betrieben, wobei die Verbindungsleitung zwischen *a* und *d* eingeschaltet ist, und die Leitungen 4 und 15 in Verbindung mit *S*₄ stehen, so arbeitet das Netz selektiv, da in den Knotenpunkten *a* und *d* drei Leitungen einmünden und zweiseitige Speisung des Ringes vorliegt, was gemäß den Ableitungen in Kap. 3 als besonders günstig anzusehen ist. Den Nachweis, daß bei offener Verbindung zwischen *a* und *d* und nur einseitiger Speisung von *S*₄ aus die Selektivität gewahrt ist, haben wir bereits unter 6. S. 166 geführt, denn die minimale Zeitstaffelung von 0,5 s tritt nur bei der kleinsten Strecke, nämlich zwischen *a* und *b* auf.

Ungünstiger liegen hingegen die Verhältnisse, wenn die Verbindungsleitung zwischen *a* und *d* in Betrieb ist, und die Speisung nur über

4 oder 15 erfolgt. Es liegt dann der Fall III des Kap. 3 vor, dem, wie wir gesehen haben, das Impedanzprinzip nicht ohne weiteres gerecht wird. Eine Selektivität ist gemäß Seite 67 nur dann vorhanden, wenn die Bedingung

$$p(Z' + Z) > t_0 \quad (1)$$

erfüllt ist. Die Bedeutung der Zeichen in (1) geht aus Abb. 50 S. 65 hervor.

Ersetzt man, wie wir dies bei den bisherigen Überlegungen getan haben, die Impedanz Z' bzw. Z durch die zugehörige Leitungslänge s' bzw. s , so geht (1) über in ϵ

$$c(s' + s) > t_0. \quad (2)$$

Für das 15-kV-Netz hat die Konstante c den Wert 0,2 und man erhält

$$0,2(s' + s) > 0,5,$$

s' hat seinen kleinsten Wert für die Teilstrecke 4. Setzt man $s = 0$, so wird

$$0,2 \cdot 4 = 0,8 > 0,5.$$

Daraus geht hervor, daß die Selektivität gerade noch gewahrt bleibt.

Da eine Staffelzeit von nur 0,3 s mit Rücksicht auf die Eigenzeit der Ölschalter als zu klein erscheint, benutzen wir die im 3. Kapitel gefundene Erkenntnis, daß durch andere Wahl des Übersetzungsverhältnisses der Stromwandler in der Zuleitung die Selektivität verbessert werden kann. Im vorliegenden Fall müßte somit der Wandler für das Relais 3 abgeändert werden, und zwar wird man zweckmäßig seinen primären Nennstrom im Verhältnis von etwa 5:4 größer machen, d. h. diese Wandler für 30 A Nennstrom auslegen. Dann wird bei sämtlichen Betriebszuständen des 15-kV-Freileitungsnetzes die Selektivität gewahrt sein, da bei Speisung über die Leitung 15 die Bedingungsgleichung (2) auch ohne Abänderung der Wandler erfüllt ist.

9. Wahl der Auslöseart der Ölschalter. Da der minimale Kurzschlußstrom des 15-kV-Freileitungsnetzes überall größer ist als der Nennstrom, so wählen wir für diese Relais mit Ausnahme von 5 Wandlerstromauslösung. Sie muß so bemessen werden, daß die zugehörigen Kontakte auch den maximalen Kurzschlußstrom von 685 A einwandfrei bewältigen. Da bei den Kabelrelais der minimale Kurzschlußstrom unter dem Nennstrom liegen kann, sollen diese Relais auf Gleichstrom-Arbeitsstromauslöser einwirken. Dabei wird angenommen, daß in der wichtigen Station B, sowie bei dem Großabnehmer f die Aufstellung einer kleinen Gleichstrombatterie keine Schwierigkeiten bereitet; das gleiche gilt für die 100-kV-Stationen.

II. Projektierung des Doppelerdschlußschutzes.

10. Berechnung der Strom- und Spannungsverteilung. Sofern die beiden Erdschlüsse innerhalb einer oder zweier benachbarter Stationen

liegen, unterscheiden sich die Strom- und Spannungsverhältnisse nur wenig von denen bei Kurzschluß. Eine besondere Untersuchung über die Selektivität erübrigt sich daher. Zu beachten ist lediglich, daß die Übergangswiderstände an den Erdschlußstellen je nach Art des Erdschlusses und je nach den Bodenverhältnissen sehr stark schwanken können. Sehr große Übergangswiderstände haben eine entsprechende Verringerung des Stromes zur Folge, wodurch der minimale Störungsstrom wesentlich unter den minimalen Kurzschlußstrom herabsinken kann. Dies muß unter Umständen bei der Wahl der Ansprechsysteme und ihrer Einstellung berücksichtigt werden.

Bei unseren Betrachtungen über Doppelerdschutz müssen daher die beiden Erdschlußstellen so gelegt werden, daß die Spannungsverteilung möglichst weitgehend von derjenigen bei Kurzschluß abweicht. Dies ist bekanntlich dann der Fall, wenn die Erdschlußstellen weit auseinanderliegen. Die extremsten Verhältnisse in dieser Beziehung liegen dann vor, wenn die beiden Erdschlußstellen E_1 und E_2 hinter den Relais 3 und 4 liegen (vgl. Abb. 141). Wir betrachten nun die Verhältnisse zunächst für ein bei 3 offenes Netz, dann für den geschlossenen Ring. Im Anschluß daran diskutieren wir noch einige andere Doppelerdschlußfälle.

Anschluß der Relais an die verkettete Spannung. a) Offener Ring. Wir denken uns die Ringleitung a, b, c, d abgewickelt und erhalten dann das Bild von

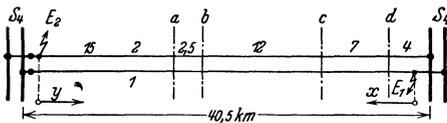


Abb. 143. Ersatzbild des 15-kV-Ringes mit Doppelerdschluß.

Abb. 143, in dem alle wesentlichen Daten angegeben sind. Um einfache Rechnungen zu erhalten, setzen wir die für die Doppelerdschlußberechnung wichtigen Beläge wie folgt an:

$$\begin{aligned} \dot{z} &= 0,8 \Omega/\text{km}, \\ \dot{z}_{10} &= 0,8 \Omega/\text{km}, \\ \dot{m} &= 0,4 \Omega/\text{km}. \end{aligned}$$

Wir berechnen zunächst unter Annahme starrer Klemmenspannung an der Sammelschiene S_4 den Doppelerdschlußstrom I^{II} näherungsweise und erhalten gemäß (5) S. 121, da $s_2 = 40,5 \text{ km}$,

$$I^{II} = \frac{U}{\dot{z}_{10} s_2} = \frac{15000}{0,8 \cdot 40,5} = 460 \text{ A.}$$

Die genaue Ausrechnung unter Voraussetzung größter in Betrieb befindlicher Maschinenleistung gemäß (b^{II}) ergibt, da

$$\begin{aligned} x_0^{II} &= 4,2 \Omega, & x_n &= 33,2 \Omega, \\ \hat{I}^{II} &= 353 \text{ A.} \end{aligned}$$

Der minimale Doppelerdschlußstrom wird für $\kappa = 1,8$; $x_0^{II} = 32,5 \Omega$, $x_n = 42,5 \Omega$

$$\check{I}^{II} = 178 \text{ A.}$$

Für die Spannungen gegen Erde erhält man an den Stellen x und y (vgl. Abb. 143)

$$U_{1x} = I^{II} \dot{z}_{10} x = 142 x,$$

$$U_{2y} = - I^{II} \dot{m} y = - 71 y.$$

Der Verlauf der verketteten Spannung wird mit $y = s - x$

$$U_{12} = U_1 - U_2 = 142 x + 71 (s - x),$$

$$U_{12} = 2900 + 71 x.$$

Die so ermittelte Spannungsverteilung ist in Abb. 144 aufgetragen. Die Impedanz, auf die sich die Relais in der Station d einstellen, hat unter Zugrundelegung der verketteten Spannung den Wert

$$Z_a = \frac{U_a}{I^{II}} = \frac{2900 + 71 \cdot 4}{178} = 18 \Omega.$$

Mit Hilfe der Auslösecharakteristik gemäß (S. 166) erhält man für die Auslösezeit des Relais 13 der Station d

$$t = 0,5 + 0,2 \cdot 18 = 4,1. \quad [s]$$

Die Zeit von 4,1 s liegt um 0,6 s höher, als die höchste Auslösezeit bei Kurzschluß. Es würde deshalb das Transformatorrelais der Station B ansprechen, welches auf 4 s eingestellt ist. Es ist somit nötig, sofern man die verkettete Spannung zur selektiven Abschaltung des Doppelerdschlusses beibehält, für schnelleren Ablauf der Relais Sorge zu tragen.¹²

b) Geschlossener Ring. Aus Abb. 145 geht hervor, daß durch die Erdschlüsse E_1 und E_2 ein Kurzschluß der Sammelschiene S_4 hervorgerufen wird, wobei der Strom über die Relais 3 und 4 fließt. Da die Spannung, welche diesen Relais aufgedrückt wird, von der Sammelschiene S_4 abgenommen wird, stellen sich beide Relais auf gleiche Impedanz ein und müssen daher auch zu gleicher Zeit auslösen. Wir hatten aber mit Rücksicht auf die selektive Erfassung sämtlicher Kurzschlußfälle das Übersetzungsverhältnis des Wandlers für das Relais 3 vergrößert. Deshalb wird zunächst der Schalter des Relais 4 auslösen. Dann liegt der Fall a) des offenen Ringes vor, mit dem einzigen Unterschied, daß die Speisung jetzt über 3 erfolgt. Die Strom- und Spannungsverhältnisse bleiben aber die

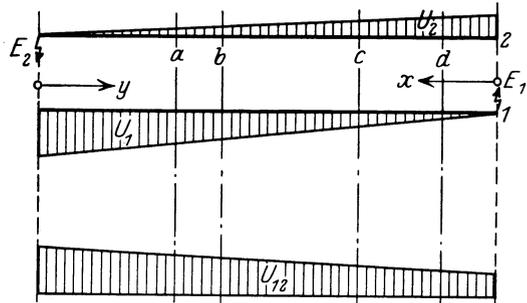


Abb. 144. Spannungsverteilung bei Lage der Erdschlußstellen gemäß Abb. 143.

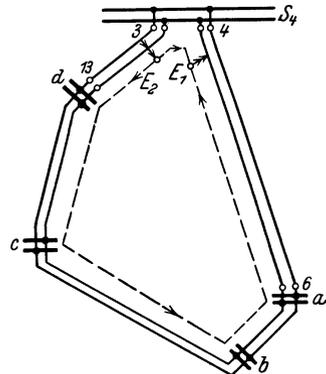


Abb. 145. 15-kV-Ring mit Doppelerdschluß.

gleichen. Es wird das Relais 6 als nächstes auslösen, womit die Erdschlußstelle E_1 selektiv abgetrennt ist. Zu beachten ist lediglich, daß das Relais 3 schon 0,5 s entsprechend seiner Grundzeit gelaufen ist, bevor das Relais 6 in Tätigkeit tritt. Eine Nachrechnung zeigt, daß die Ablaufzeit von 6 4,9 s beträgt, während die Zusatzzeit von 3, d. h. seine Ablaufzeit unter Abzug der Grundzeit den Wert von 8 s hat. Daraus geht hervor, daß die Selektivität gewahrt bleibt. Auch in diesem Punkt zeigt sich die Wahl des größeren Übersetzungsverhältnisses des Stromwandlers von 3 als zweckmäßig, da dadurch die Selektivität erhöht wird. Auch bei geschlossenem Ring liegen die Auslösezeiten höher als bei Kurzschluß.

Zum Schluß untersuchen wir noch den Fall, daß die eine Erdschlußstelle in der Nähe von S_4 liegt, während die zweite genau auf der Hälfte des Ringes liegt. Dabei wird angenommen, daß die Zwischenverbindung zwischen a und d offen ist. Etwas idealisiert liegen dann die Verhältnisse der Abb. 146 vor. Interessant ist bei diesem Fall, daß in Leitung 2 überhaupt kein Strom fließt. Die Spannung der Leitung 2 wird nur durch Induktion erzeugt. Als resultierenden Wert für die Impedanz Z_s erhält man:

$$Z_s = 0,4 \cdot 20,25 = 8 \Omega.$$

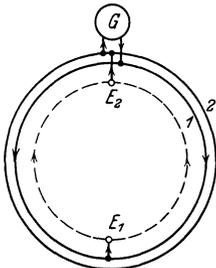


Abb. 146. Ringnetz mit symmetrischer Lage der Erdschlußstellen.

Damit errechnet sich näherungsweise der Gesamtdoppelerdschlußstrom, welcher in den Zuleitungen zur Maschine fließt, zu 1870 A. In den Ringleitungen hat der Strom die halbe Größe und beträgt demnach 935 A. Die Spannungsverteilung ist in Abb. 147 aufgetragen und ergibt die interessante Feststellung, daß die verkettete Spannung theoretisch im ganzen Netz trotz der beiden Erdschlüsse den gleichen Wert hat. Die Relais stellen sich demnach auf eine Impedanz ein, welche sich aus nachstehender Beziehung errechnet:

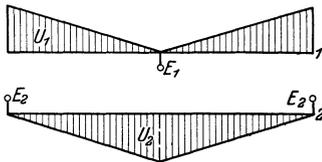


Abb. 147. Spannungsverteilung in einem Ringnetz gemäß Abb. 146.

$$Z = \frac{15000}{935} = 16 \Omega.$$

Die Auslösezeit wird:

$$t = 0,5 + 0,2 \frac{16}{0,4} = 8,5. \quad [s]$$

An sich ist diese Auslösezeit viel zu hoch. Eine Erhöhung der Ablaufgeschwindigkeit bei Doppelerdschluß ist mithin auch in diesem Falle unbedingt erforderlich.

Infolge der im Netz vorhandenen Belastung kann die induzierte Spannung nicht auf den vollen theoretisch errechneten Wert ansteigen, sondern in der Umgebung der Erdschlußstelle E_1 wird sie kleiner sein, als an den Speisestellen. Dies hat zur Folge, daß sicher eines der Relais

in der Nähe von E_1 zuerst anspricht. Dann folgt ein Betriebszustand, welcher den Verhältnissen unter a) entspricht, mit dem Unterschied, daß die Leitungslänge jetzt nur etwa 20 km beträgt. Die Wahrscheinlichkeit, daß E_1 selektiv abgeschaltet wird, ist sehr groß, da die Spannung in der Umgebung von E_1 zusammenbricht.

Aus den untersuchten Fällen geht hervor, daß eine selektive Erfassung der Doppelerdschlüsse unter Zugrundelegung der verketteten Spannung möglich ist. Die Ablaufzeit der Relais muß aber verringert werden, wozu die in Kap. 8, S. 147 erläuterten Maßnahmen angewendet werden können.

Anschluß der Relais an die Spannung gegen Erde. a) Offener Ring. Auf S. 171 fanden wir für den Verlauf der Spannung der Leiter 1 und 2 gegen Erde:

$$U_{1x} = 142 x,$$

$$U_{2y} = -71 y.$$

Damit erhält man für die Spannung in der Station d

$$U_{1a} = 142 \cdot 4 = 570 \text{ V.}$$

Die Spannung in B wird, da y praktisch den Wert Null hat, ebenfalls gleich Null, woraus folgt, daß das Relais 4 nach Ablauf seiner Grundzeit die Auslösung herbeiführt und damit das ganze Netz abschaltet. Die so herbeigeführte Außerbetriebsetzung sämtlicher Stationen ist natürlich unerwünscht.

Wir erkennen an diesem Beispiel sehr klar, daß bei Umschaltung auf Spannung gegen Erde immer dasjenige Relais zuerst auslöst, welches am nächsten an einer der beiden Erdschlußstellen liegt. Trifft dies für Relais in der Umgebung der Speisepunkte zu, so wird immer die Abschaltung eines großen Netzteiles die Folge sein. Die Auslösezeiten sind meistens sogar kürzer als bei Kurzschluß. Bei Anschluß der Relais an die verkettete Spannung weisen die Relais an der Speisestelle im allgemeinen höhere Auslösezeiten auf, als alle übrigen. Wir haben lediglich einen Ausnahmefall gefunden, und zwar auf S. 172, bei dem theoretisch sämtliche Relais mit gleicher Auslösezeit ablaufen würden. Die Auslösezeit wird aber, sofern keine besonderen Maßnahmen getroffen werden, höher als bei Kurzschluß. Diese Feststellung erklärt vielleicht die Tatsache, daß man mit Relais ohne Umschaltung sehr gute Betriebserfahrungen gesammelt hat.

b) Geschlossener Ring. Relais 4 (vgl. Abb. 145) wird nach Ablauf seiner Grundzeit auslösen; 3 vermutlich nicht, infolge des größeren Übersetzungsverhältnisses seines Wandlers. Die Verzögerung von 3 ist aber sehr unsicher, denn wenn auch der Strom des Relais 3 kleiner ist, so ist doch die Spannung sowohl bei 3 als auch bei 4 praktisch Null und die beiden Relais laufen in ihrer Grundzeit ab. Aber auch wenn Relais 4 zuerst auslöst, folgt 3 unmittelbar nach, da dann wieder der Fall a) vorliegt, bei dem 3 ebenfalls annähernd in seiner Grundzeit auslöst. Das Resultat ist, daß wieder sämtliche Stationen außer Betrieb gesetzt werden.

Bei symmetrischer Lage der Erdschlußstellen E_1 und E_2 gemäß Abb. 146 wird bei Anschluß der Relais an die Spannung gegen Erde E_1 dann selektiv abgeschaltet, wenn E_1 näher an den Stationen liegt, als E_2 . Die Erfüllung der Bedingung, daß auch bei Doppelerdschluß immer nur ein möglichst kleiner Teil des Netzes außer Betrieb gesetzt wird, ist somit stark vom Zufall abhängig.

11. Festlegung der endgültigen Charakteristik der Relais. Die Untersuchung der Verhältnisse bei Doppelerdschluß hat gezeigt, daß die Auslösecharakteristik steiler verlaufen muß, um gleiche maximale Auslösezeiten wie bei Kurzschluß zu erhalten. Die festgelegte Charakteristik für Kurzschlußfälle kann unverändert bleiben. Bei Doppelerdschluß geht die Formel S. 166 in nachstehende Charakteristik über

$$t = 0,5 + 0,08 s.$$

Eine Umschaltung auf die Spannung gegen Erde empfiehlt sich aus den gezeigten Gründen nicht. Die Anlaufverhältnisse der Relais können unverändert bleiben, da auch bei Doppelerdschluß der Fehlerstrom im 15-kV-Netz ein Vielfaches des Betriebsstromes ist. Damit sind die Kurzschluß- und Doppelerdschlußrelais eindeutig festgelegt.

III. Projektierung des Erdschlußschutzes.

12. Entscheidung auf Grund der Betriebserfahrung, ob das Netz mit Kompensationseinrichtung auszurüsten ist. Wir nehmen an, daß das Netz mit hoher Isolation ausgerüstet ist, so daß Erdschlüsse verhältnismäßig selten vorkommen. Eine Kompensationseinrichtung soll auf Grund der bisher gemachten Erfahrungen zunächst nicht vorgesehen werden, hingegen ist zur schnellen Erfassung von Erdschlüssen ein selektiver Erdschlußschutz einzubauen.

13. Berechnung des maximalen und minimalen Erdschlußstromes. Für den maximalen Erdschlußstrom erhält man näherungsweise bei Anwendung der Formel (II d) Seite 111

$$\hat{I}_s = \bar{c}_F s_F E^* + \bar{c}_K s_K E^*.$$

Der Index F bezieht sich auf das 15-kV-Freileitungsnetz, K auf die Kabel zwischen S_4 und f . Sofern sämtliche 15-kV-Leitungen in Betrieb sind, erhält man nachstehende Werte für die Leitungslänge

$$s_F = 54,5 \text{ km},$$

$$s_K = 0,8 \text{ km}.$$

Ferner gilt gemäß S. 110 die Beziehung

$$\bar{c} = 3 \dot{c} = 3 j \omega k_{11} = |3 \omega k_{11}|.$$

Für die Teilkapazitätsbeläge setzen wir an

$$k_{11F} = 0,005 \cdot 10^{-6} \text{ F/km}; \quad \bar{c}_F = 4,7 \cdot 10^{-6},$$

$$k_{11K} = 0,2 \cdot 10^{-6} \text{ F/km}; \quad \bar{c}_K = 190 \cdot 10^{-6}.$$

Der maximale Erdschlußstrom wird:

$$\hat{I}_s = 3 \cdot (0,005 \cdot 54,5 + 0,2 \cdot 0,8) 10^{-6} \cdot \omega \frac{15000}{\sqrt{3}} = 3,6 \text{ A.}$$

Den Wert für den minimalen Erdschlußstrom erhält man, wenn die Leitungen 12 und 15, sowie eines der beiden Kabel beidseitig abgetrennt sind. In diesem Zustand sind trotzdem noch sämtliche Stationen unter Spannung. Man erhält dann

$$\hat{I}_s = 1,8 \text{ A.}$$

14. Nachprüfung, ob die für die Kurzschlußverhältnisse festgelegten Stromwandler auch bei Erdschluß brauchbar sind. Mit einer einzigen Ausnahme hatten wir die Stromwandler im 15-kV-Freileitungsnetz für ein Übersetzungsverhältnis 25 : 5 festgelegt. Da der maximale Erdschlußstrom 3,6 A beträgt, sind die Stromwandler noch gerade ausreichend. Bei minimalem Erdschlußstrom von nur 1,8 A wird allerdings die Meßgenauigkeit nicht mehr sehr groß sein. Dieser extreme Fall kommt jedoch normalerweise nie vor.

15. Festlegung der Charakteristik und Ansprecheinrichtung. Als Grundzeit legen wir auch für die Erdschlußrelais 0,5 s fest. Die Zeitstaffelung muß so gewählt werden, daß sie für den kleinsten Stationsabstand mindestens 0,5 s beträgt. Da das Netz fast immer geschlossen betrieben wird und ein Kabel nach *f* immer in Betrieb ist, wollen wir unseren Betrachtungen nicht den minimalen Erdschlußstrom zugrunde legen, sondern den Fall, daß das ganze Freileitungsnetz und ein Kabel in Betrieb sind. Dann erhält man für den Erdschlußstrom den Wert von 2,9 A. Die räumliche Verteilung des Erdschlußstromes ergibt sich gemäß (*Id*) S. 111 mit Bezug auf Abb. 148 zu

$$\begin{aligned} I'_0 &= (\bar{c}_K x_1 + \bar{c}_F x_2) E^*, \\ I''_0 &= \bar{c}_F x_3 E^*, \\ I'_0 &= 1,65 x_1 + 0,04 x_2, \\ I''_0 &= 0,04 x_3. \end{aligned}$$

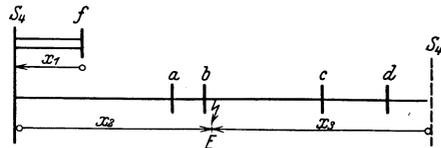


Abb. 148. Schema zur Berechnung des Erdschlußstromes.

Da die Charakteristik gemäß nachstehendem Gesetz aufgebaut ist, vgl. S. 137

$$t = T_0 - a I_0 = T_0 - b x$$

erhält man für die Konstante *a* unter Zugrundelegung der kürzesten Leitungsstrecke von 2,5 km und einem Anstieg längs dieser Strecke von 0,5 s folgenden Wert:

$$\begin{aligned} \Delta t &= a \Delta I_0 = a \cdot 0,04 \cdot 2,5 = 0,5 \text{ sec,} \\ a &= 5; \quad b = 0,2. \end{aligned}$$

Die längste Auslösezeit erhält man in dem Fall, in dem die Relais der Strecke 15 ansprechen können, vorausgesetzt, daß der Erdschluß in

der Nähe von B oder a liegt. Die maximale bei Erdschluß auftretende Auslösezeit beträgt demnach entsprechend nachstehender Charakteristik:

$$t = 2 - 0,1 x,$$

$$t_{\max} = 2 = T_0.$$

Das Ansprechen der Erdschlußrelais bringt man zweckmäßig in Abhängigkeit von der Summenspannung. Die Schaltung selbst ist in Abb. 113 dargestellt. Die beiden Kabel sollen Erdschlußrelais erhalten, welche lediglich den Fehler anzeigen, nicht aber ihn abschalten, denn bei den Kabeln liegen die Verhältnisse so einfach, daß nach Anzeigen des Fehlers derselbe auch sofort lokalisiert werden kann, indem das betreffende Kabel beidseitig abgetrennt wird. Wir gehen darum auf die Erdschlußverhältnisse bei Defekten in den Kabeln nicht näher ein. Die Betrachtungen sind im übrigen vollkommen analog. Schwierigkeiten entstehen nur dadurch, daß die Stromwandler in den Kabeln infolge des höheren Nennstromes für den Erdschlußschutz nicht brauchbar sind. Es müssen daher Spezialwandler verwendet werden, welche auch ein Übersetzungsverhältnis 25 : 5 aufweisen, jedoch thermisch einem Strom von 135 A dauernd gewachsen sind.

Anhang.

Zusammenstellung von Widerstands-, Reaktanz- und Impedanz-Belägen von Freileitungen und Kabeln.

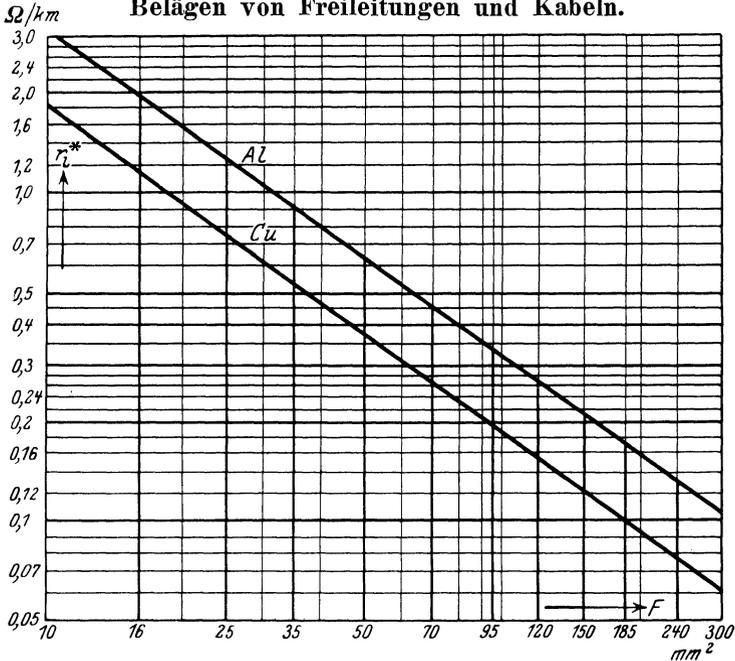


Abb. 149. Widerstandsbelag pro Phase eines Runddrahtes in Luft für Kupfer (Cu) und Aluminium (Al). F = Querschnitt des Runddrahtes. R_i

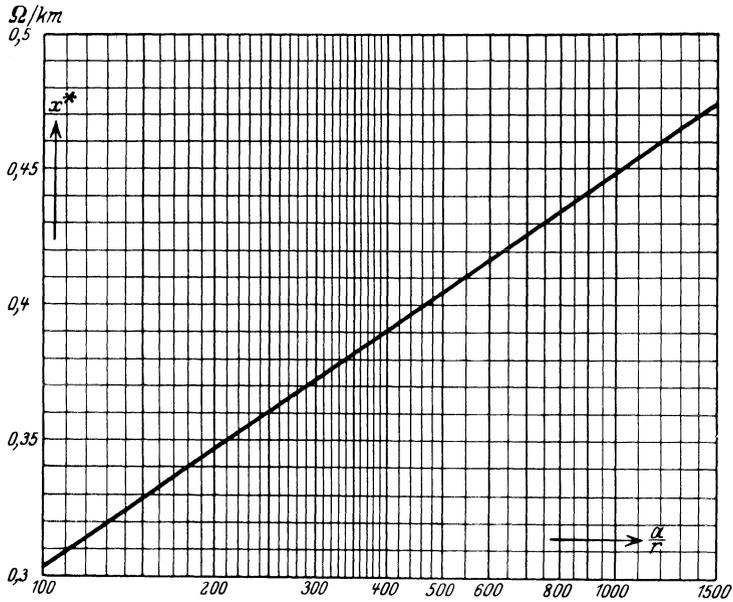


Abb. 150. Reaktanzbelag pro Phase einer Schleife, bestehend aus zwei parallelen Runddrähten in Luft.

a = Mittenabstand der Leiter, r = Querschnittsradius des Leiters.

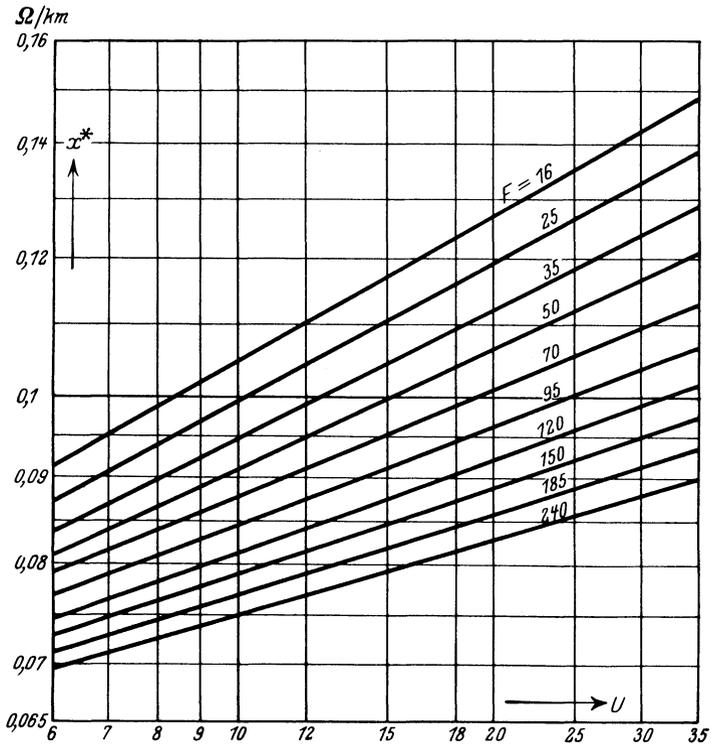


Abb. 151. Reaktanzbelag pro Phase von Hochspannungskabeln in Abhängigkeit von der Betriebsspannung U .
 F = Querschnitt der Kabellese.

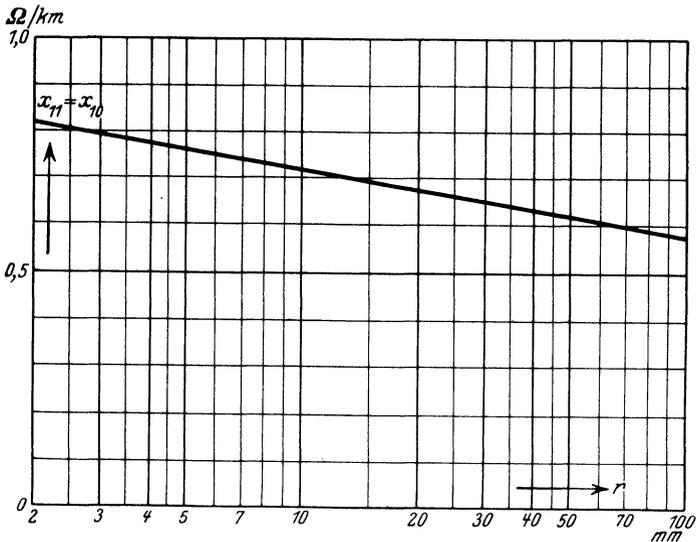


Abb. 152. Reaktanzbelag einer Schleife, bestehend aus Runddraht in Luft und Erdrückleitung.
 r = Querschnittsradius des Runddrahtes.

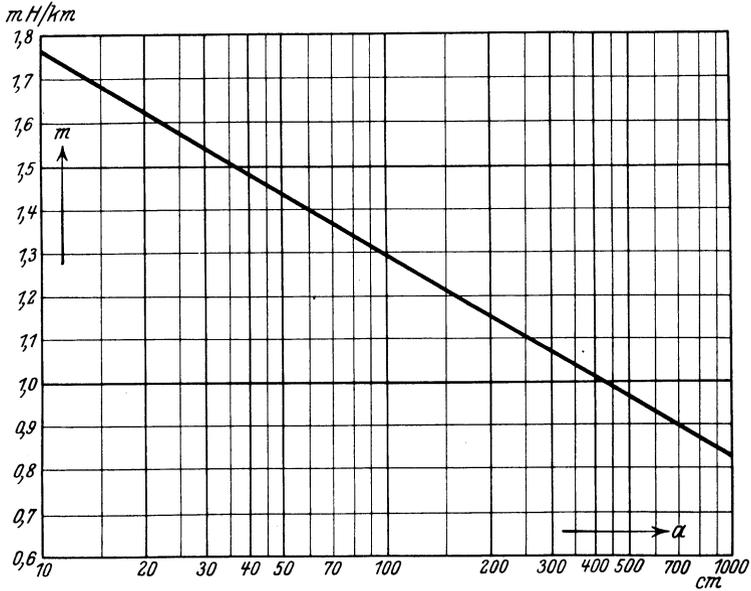


Abb. 153. Gegeninduktivitätsbelag zweier Schleifen, bestehend aus je einem Runddraht in Luft mit Erdrückleitung. (Imaginärer Anteil.) \tilde{c}
 a = Mittenabstand der Luftleiter.

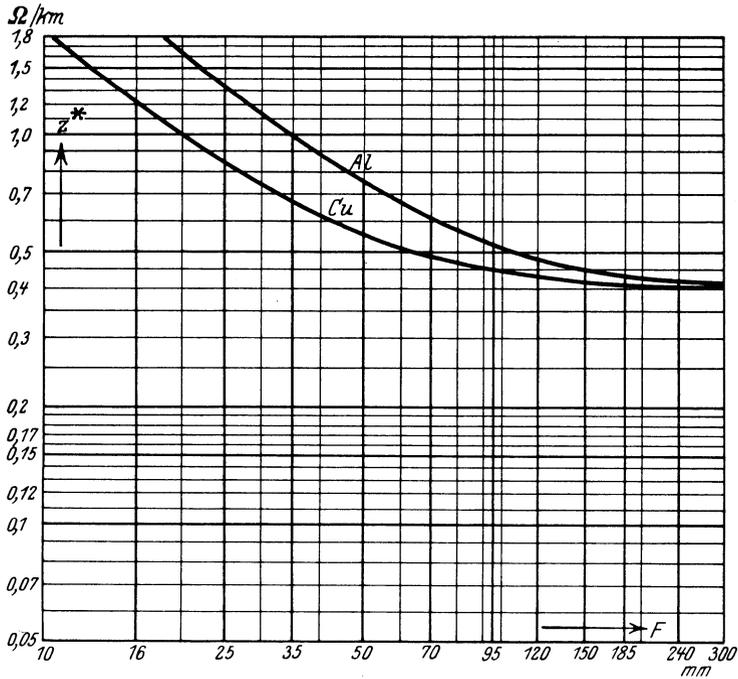


Abb. 154. Impedanzbelag pro Phase von Freileitungen unter der Annahme $x = 0,4 \Omega/km$.

Sachverzeichnis.

- Ableitungsbelag** 8.
Ackermann, Impedanzschutz nach 83.
Ankerrückwirkung bei Synchrongeneratoren 28.
Anregung des Impedanzsystems 85.
— durch Impedanzrückgang 86, 87.
— — Spannungsrückgang 85, 86.
— — Überstrom 86.
Auslösezeit, Addition der 64.
- Berechnung des Kurzschlußstromes, Vorschrift zur** 37.
— — — Nomogramm zur 42.
Bestimmung der zulässigen Einschaltzeit, Nomogramm zur 50.
Betriebsimpedanz 88.
- Distanzrelais** 77.
Doppelerdschluß 119.
—, Beispiel 125ff.
—, Berechnungsvorschrift 132.
—, doppelt gespeistes Netz 124.
—, einfach gespeistes Netz 121.
— -relais 141.
—, Ringnetz mit 128.
— -schutz, Projektierung 169.
— -strom, Rückwirkung auf Generator 129.
—, Umschaltung bei 147, 148.
Doppelleitung 8.
Doppelleitungen, Schutz von 89, 90.
Doppelleitung — Erde, Ersatzschema 5.
Dreipoliger Kurzschluß 27, 35.
Dynamische Wirkungen des Kurzschlußstromes 48.
- Eigenableitungsbelag** 10.
Eigenkapazitätsbelag 10.
Energierichtungsrelais, Anschluß 57.
Energieströmung 2.
Erdinduktivität 4.
Erdschluß 90.
—, Berechnung der Strom- und Spannungsverteilung 103ff., Beispiele 112.
—, Einfluß der Erde 95ff.
—, Energieströmung bei 135.
—, Kompensation des Erdschlußstromes 107.
- Erdschluß, Petersenspule** 94, 107.
— -relais 133.
— — Ferraris 138.
— -schutz, Projektierung 174.
—, Spannungsverlagerung bei 92.
—, Stromverteilung 91.
—, Superpositionsprinzip 101.
—, Zusammenstellung der Formeln 109.
Erdwiderstand 4.
Erregung der Synchrongeneratoren, Einfluß auf Kurzschlußstrom 32.
- Fehlerortsbestimmung** 148.
—, Einfluß des Lichtbogenwiderstandes 155.
—, Fehler in einem Freileitungsnetz 149.
—, Messung der Reaktanz der gestörten Strecke 152, 156, 157.
- Gegenableitungsbelag** 10.
Gegenkapazitätsbelag 10.
Gegenseitige Induktivität unter Berücksichtigung der Erde 4.
- Impedanz, Betriebs-** 88.
Impedanzmeßsystem 69ff.
Impedanzprinzip, Beweis des 62.
Impedanzrelais 80.
—, Theorie des 68.
Impedanzschutz nach Ackermann 83.
Impedanzsystem, Anregung durch Impedanzrückgang 86, 87.
—, Anregung durch Spannungsrückgang 85, 86.
—, Anregung durch Überstrom 96.
Induktivitätsbelag 8.
Induktivitäts- und Widerstandsbelag 14.
— Messung 14.
- Kapazitätsbelag** 8.
Kapazitäts- und Ableitungsbelag, Messung 12.
Kennzeichen des Kurzschlußpunktes 55.
Kompensation des Erdschlußstromes 107.

- Konstanten eines Mehrleitersystems 1.
 Kontinuitätsgesetz 7.
 Kurzschluß, dreipolig 27, 35.
 —, zweipolig 36.
 Kurzschlußphasenverschiebung 60.
 Kurzschlußpunkt, Kennzeichen des 55.
 Kurzschlußschutz, Projektierung des 161.
 Kurzschlußstrom, Berechnung unter Voraussetzung starrer Generatoren 17.
 — -berechnung, Beispiel 41, 51 ff.
 —, Einfluß der Reaktanzspule auf 21.
 —, Einfluß des Transformators auf 23.
 —, dreipoliger Kurzschluß 17.
 —, zweipoliger Kurzschluß 19.
 —, einpoliger Kurzschluß 20.
- Leerlaufcharakteristik von Synchron-
 generatoren 33.
 Leitungswiderstand, Berücksichtigung
 bei der Kurzschlußstromberech-
 nung 39.
 Lichtbogenwiderstand 62.
 Lineare Netze 63.
- Mehrleitersystem 9 ff.
 Messung von Ableitungs- und Kapazi-
 tätsbelag 14.
 — von Induktivitäts- und Widerstands-
 belag 12.
 — der Summenspannung 134, 135.
 — des Summenstromes 133, 134.
- Nomogramm zur Bestimmung der zu-
 lässigen Einschaltzeit 50.
 — zur Berechnung des Kurzschluß-
 stromes 42.
 Normalebene 7.
 N-Relais 73.
 Nullpunktsspannung 25.
- Petersenspule 94, 107.
 Primärimpedanz 66.
 Projektierung des Doppelerdschluß-
 schutzes 169.
 — des Erdschlußschutzes 174.
 — des Kurzschlußschutzes 161.
- Räumlicher Leiter 2 ff.
 Reaktanzspule, Einfluß auf Kurzschluß-
 strom 21.
- Schleife 7.
 Schutz von Doppelleitungen 89, 90.
 Sekundärimpedanz 66.
 Skineffekt 2.
 Stoßkurzschlußstrom 43.
 Streuspannung von Transformatoren 24.
 Summenspannung $100\sqrt{3}$
 —, Messung 134, 135.
 Summenstrom 100.
 —, Messung 133, 134.
 Synchrongeneratoren 27.
 —, Ankerrückwirkung 28.
 —, Erregung, Einfluß auf Kurzschluß-
 strom 32.
 —, Leerlaufcharakteristik 33.
 —, Spannungsdiagramm 29.
- Teilkapazitätsbelag 11.
 Transformator, Einfluß auf Kurzschluß-
 strom 23.
 —, Streuspannung 24.
- Unsymmetrisch belastetes Drehstrom-
 system 24.
- Vorschrift zur Berechnung des Kurz-
 schlußstromes 37.
- Widerstandsbelag 8.
- Zweipoliger Kurzschluß 36.