

Elektrotechnik und Maschinenbau

Zeitschrift des Elektrotechnischen Vereines in Wien

Schriftleitung: Ing. A. Grünhut

Nachdruck nur mit Bewilligung der Schriftleitung, auszugsweise Wiedergabe nur mit Angabe der Quelle „E. u. M. Wien“ gestattet.

Heft 37

Wien, 10. September 1933

51. Jahrgang

Neue Wege im Stromwandlerbau.

Von Dr. J. Goldstein, Berlin-Karlshorst.

Inhaltsübersicht: Stromwandler mit zusätzlicher Magnetisierung gewinnen immer mehr an Bedeutung. Die Vorteile, die in der Erzielung einer höheren Kurzschlußfestigkeit bei ausreichender Leistungsfähigkeit bestehen, sind bereits in der Literatur besprochen worden¹⁾. Wenn hier diese Frage noch einmal erörtert wird, so geschieht dies aus dem Grunde, weil man immer noch Auffassungen begegnet, die gegen die Anwendung von „Kunstschaltungen“ prinzipielle Einwände erheben, die unberechtigt sind. Die Schaltung der AEG²⁾, die seit mehreren Jahren Stromwandler mit Gegenmagnetisierung mit Erfolg baut, unterscheidet sich im Grunde genommen von der gewöhnlichen Schaltung nur dadurch, daß die Windungen der Sekundärwicklung auf einem zweiteiligen Mantelkern in bestimmter Weise nach gewissen Gesichtspunkten auf den Mittelsteg und die Außenschenkel verteilt werden. Der Magnetisierungsvorgang bei dieser Schaltung und die rechnerische Ermittlung der Fehlergrößen sollen Gegenstand dieser Abhandlung sein.

I. Der gegenmagnetisierte Doppelkernwandler.

a) Das Amperewindungsdiagramm.

Das Diagramm des gegenmagnetisierten Stromwandlers ist vom Verfasser bereits behandelt worden²⁾. Zum Verständnis der weiteren Ausführungen sei hier kurz auf das wesentliche hingewiesen. In Abb. 1 ist der zweiteilige Kern mit der

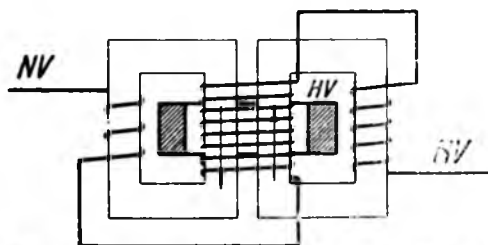


Abb. 1. Gegenmagnetisierter Doppelkernwandler der AEG.

verteilten Sekundärwicklung dargestellt. Wie ersichtlich, sind die Sekundärwicklungen beider Kerne in Serie geschaltet. Für das bessere Verständnis der magnetischen Verhältnisse eignet sich die Ausführung nach Abb. 2.

Es seien die Windungszahlen für

Kern I z_1 ,

„ II z_2 ,

wobei z_1 und z_2 nach besonderen weiter zu erörternden Gesichtspunkten zu bemessen sind.

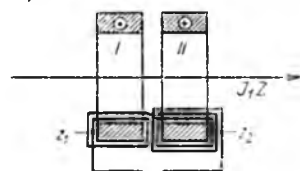
Wenn man mit z die der theoretischen Übersetzung entsprechende Windungszahl bezeichnet, so muß $z_1 < z$, $z_2 > z$ sein.

¹⁾ ETZ 53 (1932) S. 377 ff.; E. u. M. 50 (1932) S. 448.

²⁾ Bull. SEV 24 (1933) S. 100.

Infolge einer derartigen Anordnung der Wicklung wird der Kern I von den überschüssigen primären Amperewindungen, der Kern II von den

Abb. 2. Vereinfachte Darstellung des gegenmagnetisierten Stromwandlers.



überschüssigen sekundären Amperewindungen magnetisiert.

Die Amperewindungsgleichungen lauten:

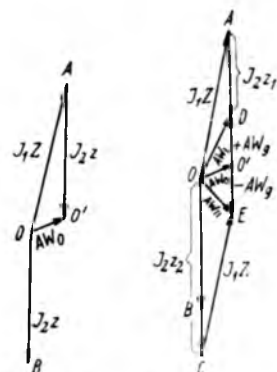
$$\left. \begin{aligned} \text{Kern I } J_1 Z + J_2 z_1 &= A W_I \\ \text{„ II } J_1 Z + J_2 z_2 &= A W_{II} \end{aligned} \right\} \dots (1),$$

wobei Z die Windungszahl der Primärwicklung bedeutet.

In den Abb. 3 und 4 sind die Diagramme der Amperewindungen für den gewöhnlichen und für den gegenmagnetisierten Stromwandler dargestellt.

Abb. 3. AW -Diagramm eines gewöhnlichen Stromwandlers.

Abb. 4. AW -Diagramm eines Stromwandlers mit Gegenmagnetisierung.



Die Gl. (1) können auch folgendermaßen geschrieben werden:

$$\left. \begin{aligned} J_1 Z + J_2 \frac{z_1 + z_2}{2} + J_2 \frac{z_1 - z_2}{2} &= A W_I \\ J_1 Z + J_2 \frac{z_1 + z_2}{2} - J_2 \frac{z_1 - z_2}{2} &= A W_{II} \end{aligned} \right\} \dots (2).$$

Durch diese Gleichungen erhält die Arbeitsweise des Stromwandlers mit Gegenmagnetisierung eine sinnvolle Deutung. Offenbar sind die ersten beiden Summanden nichts anderes als die Leerlauf-Amperewindungen des gewöhnlichen Stromwandlers $A W_0$, der dritte Summand ist identisch mit den Amperewindungen der Gegenmagnetisierung $A W_g$, $\frac{z_1 - z_2}{2}$ ist die zugehörige

Windungszahl. Danach können die Gl. (2) auch so geschrieben werden:

$$\begin{aligned} A W_0 + A W_g &= A W_I, \\ A W_0 - A W_g &= A W_{II}. \end{aligned}$$

Wie leicht zu erkennen, heben sich die Komponenten der Gegenmagnetisierung gegenseitig auf und nehmen an der Stromübersetzung keinen Anteil. Die Vorteile der Gegenmagnetisierung sind aus folgenden Betrachtungen zu ersehen.

b) Der Leerlaufstrom und die Fehlergrößen.

Die Fehler — Stromfehler f_s und Fehlwinkel δ — sind direkte Funktionen des Leerlaufstromes J_0 und sind bekanntlich im Falle einer Ohmschen Bürde durch die Ausdrücke:

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{J_0 \cos \varphi_0}{J_1} \cdot 100 \text{ vH} \\ \delta &= \frac{J_0 \sin \varphi_0}{J_1 \cdot 0.00029} \text{ in Minuten} \end{aligned} \right\} \dots (3)$$

gegeben, wo φ_0 den Phasenwinkel des Leerlaufstromes bedeutet. Der Einfachheit halber soll von der Rückwirkung der Phasenverschiebung im Belastungskreis des Stromwandlers auf die Fehler zunächst abgesehen werden. In jedem Falle wird eine Herabsetzung der Fehler durch Verminderung des Leerlaufstromes J_0 erzielt.

Durch die Gegenmagnetisierung wird die Permeabilität des Kernmaterials auf einen höheren Wert gebracht. Man muß bei einem solchen Wandler den Fluß, der infolge der sekundären Klemmenspannung und der inneren Spannungsabfälle vorhanden ist, vom Fluß, der lediglich zur höheren Magnetisierung vorhanden ist, trennen. Die Fehlergrößen sind linear von ersterem, den wir mit Φ_0 bezeichnen, abhängig.

Es ist bekanntlich

$$\Phi_0 = \frac{4\pi}{10} \frac{\sqrt{2} J_0 Z \sin \varphi_0}{R},$$

wo R den magnetischen Widerstand des Kernmaterials bedeutet.

Führt man die Bezeichnungen ein:

l mittlere Kernlänge in cm,
 q Gesamtquerschnitt in cm^2 ,
 μ Permeabilität,

so wird nach der Substitution $R = \frac{l}{\mu q}$

$$\frac{J_0}{J_1} = \frac{\Phi_0 l}{4\pi \sqrt{2} J_1 Z \sin \varphi_0 q} \cdot \frac{1}{\mu}.$$

Setzt man für $\frac{J_0}{J_1}$ diesen Wert in die Fehlergleichungen (3) ein, so ergeben sich folgende Beziehungen:

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{\Phi_0 l}{4\pi \sqrt{2} J_1 Z \sin \varphi_0 q} \cdot \frac{1}{\mu} \cdot 100 \text{ vH} \\ \delta &= \frac{\Phi_0 l}{4\pi \sqrt{2} \cdot 0.00029 J_1 Z q} \cdot \frac{1}{\mu} \text{ in Minuten} \end{aligned} \right\} (4).$$

Diese Fehlergleichungen haben ihre Gültigkeit auch für Stromwandler mit Gegenmagnetisierung, da wir gesehen haben, daß dabei das Diagramm des gewöhnlichen Stromwandlers bestehen bleibt. Was sich geändert hat, das ist die Permeabilität μ . Da sich μ im Nenner befindet, so sieht man, daß durch die Vergrößerung von μ die Fehler bei der Gegenmagnetisierung in gleichem Maße verkleinert werden. Eine weitere Umformung der Gl. (4) gibt einen besseren Einblick in die Verhältnisse. Macht man unter der Voraussetzung gleicher Induktion in beiden Kernen von der Beziehung

$$\Phi_0 = B_0 q$$

Gebrauch und führt man die Bezeichnung

$$\frac{J_1 Z}{l} \text{ in } A W/\text{cm}$$

ein, so ergeben sich die Ausdrücke:

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{B_0}{4\pi \sqrt{2} \frac{J_1 Z}{l} \sin \varphi_0} \cdot \frac{1}{\mu} \cdot 100 \text{ vH} \\ \delta &= \frac{B_0}{4\pi \sqrt{2} \cdot 0.00029 \cdot \frac{J_1 Z}{l}} \cdot \frac{1}{\mu} \text{ in Minuten} \end{aligned} \right\} (5).$$

Wie bereits erwähnt, ist B_0 die Induktion, die durch die Belastung gegeben ist. Bei konstanter Bürde steigt B_0 proportional mit dem Sekundärstrom J_2 . Wenn es sich um Präzisionswandler handelt, kann man B_0 proportional J_1 annehmen.

In Wirklichkeit wird dieser Nutzfluß sich mit dem Fluß der Gegenmagnetisierung entsprechend dem Amperewindungsdiagramm in Abb. 4 zusammensetzen. Dadurch wird auch das ursprüngliche μ geändert und die Hysteresisschleife erfährt gleichfalls gewisse Änderungen.

Der Verlauf der Fehlerkurven in Abhängigkeit vom Primärstrom J_1 wird nach den Gl. (5) durch den Verlauf der μ -Kurve der Gegenmagnetisierung bestimmt. Die Funktion $\sin \varphi_0$ nimmt mit zunehmendem Strom ab und begünstigt die angestrebte Konstanthaltung von $1/\mu$.

Die Gegenmagnetisierung müßte zwei Aufgaben erfüllen, wenn ein idealer Stromwandler geschaffen werden soll. Erstens müßten die Fehler gering sein, zweitens müßten sie konstant sein. Die Magnetisierung der Kerne nach Abb. 1 und 2 wird, wie wir gesehen haben, durch die Amperewindungszahl

$$J_1 \frac{z_1 - z_2}{2}$$

bewerkstelligt, und zwar sind die Flüsse in den Kernen entgegengesetzt gerichtet. Wir müssen nun unser Augenmerk auf den Verlauf dieser Magnetisierung in Abhängigkeit von J_1 richten. Unterstellen wir zunächst, daß das oben gesteckte Ziel erreicht ist, so wird J_2 proportional mit J_1 wachsen und somit wäre auch die zusätzliche Magnetisierung proportional zu J_1 . An Hand der Magnetisierungskurve und der μ -Kurve für hochlegiertes Transformatorblech, die in Abb. 5 dargestellt sind, läßt sich zeigen, daß es vorteilhaft ist, die Magnetisierung in das durch $A_0 - A_1$ gekennzeichnete Gebiet der Kurve zu verlegen. Durch eine entsprechende

Wahl der Windungszahlen z_1 und z_2 hat man es in der Hand, den Anfangspunkt etwa beim Strom $0.1 J_1$ — der Punkt der Fehlerkurven, der die größten Schwierigkeiten bietet — in einen bestimmten Punkt der Magnetisierungskurve zu legen. Nun wandert dieser Punkt bei zunehmendem Primärstrom längs der Kurve etwa von A_0 nach A_1 . Es sei im Punkte A_0 der Hauptbetrag der Fehlerdefinitions-gleichung (3)

$$f_{A_0} = J_0/J_1.$$

Der Wert für μ in diesem Punkt muß schon genügend groß sein, damit die Fehler im Ausgangs-

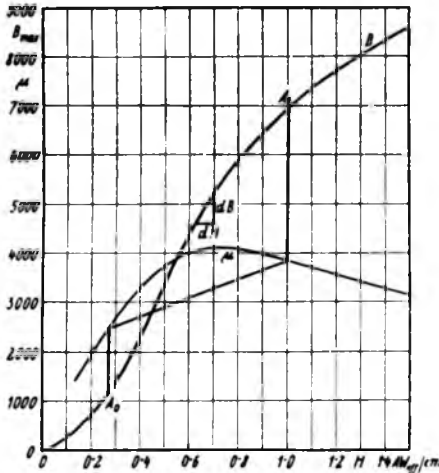


Abb. 5. Magnetisierungskurve für hochlegiertes Transformatorblech.

punkt klein bleiben. Für das weitere kommt es auf den Fehlerzuwachs zu f_{A_0} , nämlich

$$f_{A_0} + df = \frac{J_0 + dJ_0}{J_1 + dJ_1} \dots (6)$$

an. Offensichtlich muß man beim Fortschreiten auf der Kurve mit dem Betrage $B_0 = dB$ ein geringstes dJ_0 bzw. dH als günstiges Verhalten anstreben. Daraus ergibt sich die Forderung: $\frac{dB}{dH}$ soll

konstant und möglichst groß sein, das heißt es ist das steilste Gebiet der Magnetisierungskurve für die zusätzliche Magnetisierung zu wählen. Praktisch reicht das gekennzeichnete Gebiet in der Abb. 5 nicht aus. Man muß bedenken, daß, wenn man bei $0.1 J_1$ eine Liniendichte von etwa 1000 hat, sich naturgemäß beim Nennstrom eine Liniendichte von 10 000 ergeben muß. Das ist aber eine viel zu hohe Sättigung, da dabei $\frac{dB}{dH}$ wieder klein wird.

Man wird sich so helfen müssen, indem man in der Kurve etwas tiefer heruntergeht und im oberen Gebiet Kompensationsmittel anwendet.

Wie man aus den Gl. (5) erkennen kann, werden die Fehler bei gleichem sekundärem Voltampereverbrauch mit abnehmender Nenn-Ampere-windungszahl $J_1 Z$ größer, und zwar kann man leicht zeigen, daß die Fehler quadratisch zunehmen.

Führt man folgende weitere Größen ein: E_2 EMK des Sekundärkreises, z_2 sekundäre Windungszahl, $E_2 J_1 = VA$ Voltampereverbrauch und ν

die Frequenz des Wechselstromes, so ergeben sich aus den Gl. (5) nach einer Substitution für B_0 aus der Beziehung

$$E_2 = 4.44 \nu z_2 B_0 q 10^{-8} \dots (7)$$

und nach einer angenähert zutreffenden Voraussetzung $J_1 Z = J_2 z_2$ folgende Gleichungen:

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{VA \cdot l \cdot 10^8}{7.9 \cdot (J_1 Z)^2 \cdot \text{tg } \varphi_0 q \mu} \frac{1}{\mu} 100 \text{ vH} \\ \delta &= \frac{VA \cdot l \cdot 10^8}{7.9 \cdot (J_1 Z)^2 q \mu} \frac{1}{\mu} \frac{1}{0.00029} \text{ in Minuten} \end{aligned} \right\} (8).$$

Diese Gleichungen sind unter der Annahme einer Ohmschen Belastung abgeleitet. Wir wollen diese Einschränkung fallen lassen und die Gl. (8) für den allgemeinen Fall einer phasenverschobenen Bürde mit dem Phasenwinkel φ_2 ergänzen. Berücksichtigt man die Phasenverschiebung, so lauten bekanntlich die Gl. (3) folgendermaßen:

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{J_0 \cos(\varphi_0 - \varphi_2)}{J_1} 100 \text{ vH}, \\ \delta &= \frac{J_0 \sin(\varphi_0 - \varphi_2)}{J_1 0.00029} \text{ in Minuten} \end{aligned} \right\}$$

und dementsprechend erhält man

$$\left. \begin{aligned} f_s &= \frac{VA \cdot l \cdot 10^8 \cos(\varphi_0 - \varphi_2)}{7.9 (J_1 Z)^2 \nu q \sin \varphi_0} \frac{1}{\mu} 100 \text{ vH} \\ \delta &= \frac{VA \cdot l \cdot 10^8 \sin(\varphi_0 - \varphi_2)}{7.9 (J_1 Z)^2 \nu q \sin \varphi_0} \frac{1}{\mu} \frac{1}{0.00029} \text{ in Min.} \end{aligned} \right\} (9).$$

Diese Gleichungen gestatten die Fehler beim Nennstrom zu ermitteln. Die Gegenmagnetisierung ist für den Nennstrom durch die AW-Zahl

$$J_1 \frac{z_1 - z_2}{2}$$

gegeben. Hieraus läßt sich die Feldstärke in AW/cm ermitteln und schließlich aus der μ -Kurve der Wert $1/\mu$.

Die genauere Ermittlung der Fehlerwerte im ganzen Strombereich stößt auf Schwierigkeiten, insbesondere deshalb, weil man zur Bestimmung

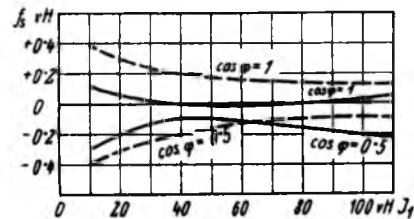


Abb. 6. Stromfehler
mit Gegenmagnetisierung — bei 100 VA,
ohne bei 60 VA.

der Gegenmagnetisierung bereits den betreffenden Wert J_0 kennen muß. Letzterer wird aber erst durch die Fehlerbestimmung ermittelt. Immerhin liefern die Gleichungen Anhaltspunkte für das Verhalten der Fehlergrößen mit und ohne zusätzliche Magnetisierung.

Die Verbesserungen, die man durch die Gegenmagnetisierung erzielt, sind aus den Stromfehlerkurven der Abb. 6, die an einem 100 kV-Stromwandler 100/5 A in der Anordnung nach Abb. 1 aufgenommen wurden, ersichtlich. Zu be-

achten ist, daß trotz höherer Bürde die Stromfehler geringer sind. Die Fehlwinkel werden durch die erhöhte Bürde nur unbedeutend verschlechtert, während sie ohne Gegenmagnetisierung nahezu im Verhältnis der Bürden verschlechtert werden.

II. Der ideale gegenmagnetisierte Stromwandler.

Wie wir an Hand der Gl. (8) gesehen haben, nehmen die Fehler bei abnehmender AW-Zahl quadratisch zu. Bei Einleiterwandlern geringer Stromstärken treten Schwierigkeiten auf, die nur bis zu einer bestimmten Stromstärke abwärts durch die Anordnung mit Gegenmagnetisierung behoben werden können. Abb. 7 zeigt die Fehlerkurven bei Ringstromwandlern 500/5 A der Serie 45 kV mit und ohne Gegenmagnetisierung. Hier ist die Verbesserung durch Gegenmagnetisierung noch deutlich erkennbar. Der untere Grenzwert für die noch lohnende Anwendung der Gegenmagnetisierung kann durch weitere Mittel noch wesentlich herabgesetzt werden. Wie bereits an-

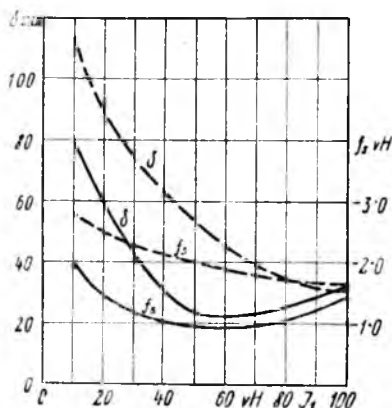


Abb. 7. Fehlerkurven bei 15 VA $\cos \varphi = 0.8$
 — mit Gegenmagnetisierung
 ---- ohne

gedeutet, bestehen noch Möglichkeiten, durch eine verbesserte und gesteuerte Gegenmagnetisierung Erfolge zu erzielen. Es soll hier untersucht werden, wie man sich eine ideal geartete Gegenmagnetisierung vorstellen muß. Aus diesem idealisierten Fall können praktische Folgerungen abgeleitet werden.

Wir knüpfen an die bereits formulierten Zielsetzungen an. Der Leerlaufstrom soll als relativer Betrag im Vergleich zum jeweiligen Primärstrom

$$f_{A0} = J_0/J_1$$

konstant und möglich klein sein. Das würde nichts anderes bedeuten, als daß die Magnetisierungskurve einen geradlinigen Verlauf haben und durch den Nullpunkt gehen soll. Daß J_0/J_1 möglichst klein und konstant sein soll, kann nur von einer steil und geradlinig verlaufenden Magnetisierungskurve erfüllt werden. Wir erhalten damit den idealisierten Fall der zusätzlichen Magnetisierung. Wie verhält es sich aber in der Wirklichkeit? Leider anders als hier bildlich dargestellt. Die Magnetisierungskurve für hochlegiertes Blech, das doch heute noch hauptsächlich als Material für Stromwandlerkerne verwendet wird, hat im Anfangsgebiet einen sehr ungünstigen Verlauf. Gerade dieser konkave Teil

der Kurve verursacht die Verschlechterung der Fehlerkurven. Durch die Gegenmagnetisierung soll dieser Teil der Kurve ausgeschaltet werden. Man ersetzt gewissermaßen dabei den konkaven Teil der Kurve durch die Verlängerung des geradlinigen Teiles nach unten.

Nun bestehen Möglichkeiten, durch Verwendung bestimmter Nickel-Eisen-Legierungen den idealisierten Fall der Magnetisierung nahezu zu erreichen. Nicht jede Nickel-Eisen-Legierung, die hohe μ -Werte aufweist, wird den gewünschten Anforderungen entsprechen. Dazu muß die Magnetisierungskurve den Bedingungen — nämlich im unteren Teil keine ausgesprochene Krümmung und im übrigen möglichst steiler Verlauf — genügen. Für das Sättigungsgebiet gilt folgendes: Es muß unterhalb des beginnenden Knieteiles der Kurve für den ganzen Strommeßbereich (von $0.1 J_1$ bis $1.0 J_1$) bzw. für den entsprechenden Induktionsbereich noch geradliniger Verlauf der Ma-

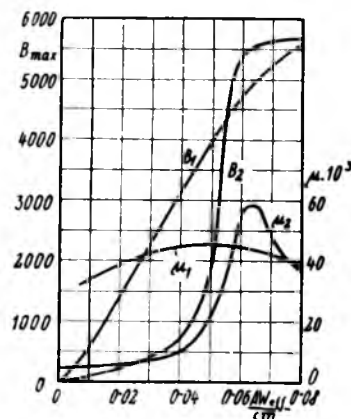


Abb. 8. Magnetisierungskurven von Nickel-Eisen-Legierungen.

gnetisierungskurve gewährleistet sein. Diese drei Bedingungen sind bei verschiedenen Legierungen nicht gleichzeitig im gleichen Maße erfüllt. Es bleibt immer die Wahl unter obigen Gesichtspunkten zu treffen mit der Zielsetzung, dem idealisierten Fall der Magnetisierung möglichst nahe zu kommen. In Abb. 8 sind Magnetisierungskurven, die das geschilderte Verhalten klar erkennen lassen, dargestellt. Man sieht, daß man mit den Kurven B_2, μ_2 , die einem Material mit ganz hoher maximaler Permeabilität zugeordnet sind, das Ziel nicht erreichen wird. Wenn die Gegenmagnetisierung bei Nennbetrieb etwa auf 5000 Linien abgeglichen wird, so kommt man bei 10 vH Nennstrom auf etwa 500 Linien und den unteren stark gekrümmten Teil der Magnetisierungskurve. Dagegen sind die Kurven B_1, μ_1 sehr günstig.

Die μ -Kurve hat einen flachen Verlauf, daher verläuft die B -Kurve im Bereich von 500 bis 5000 Linien nahezu geradlinig. Der Wert für die maximale Permeabilität ist zwar geringer als im Falle B_1, μ_1 , dafür ist aber μ im ganzen Bereich groß. Die Kurven B_1, μ_1 erfüllen die Bedingungen der idealen Gegenmagnetisierung und müssen daher für Stromwandlerzwecke günstig sein.

Die Berechnung gekuppelter Dreh- und Wechselstromnetze nach der symmetrischen Methode.

Von Max Honnens, Schleswig.

Inhaltsübersicht: An Hand der symmetrischen Methode wird der Strom- und Spannungsverlauf in Drehstromnetzen, an welche Einphasenwechselstromnetze unsymmetrisch angeschlossen sind, bestimmt und die auftretenden Unsymmetrien erörtert. Ferner wird die Berechnung des Kurzschlusses in gekoppelten Netzen angegeben. Ein Zahlenbeispiel ergänzt die Untersuchungen.

A. Einleitung.

Die direkte Kupplung von Einphasennetzen mit Drehstromnetzen hat durch die Entwicklung des Wechselrichters einen neuen Antrieb erhalten; denn bei Verwendung des ventilgesteuerten Drehfeldmotors im Bahnbetrieb kann die Frequenz des Wechselstroms unbedenklich bis auf 50 Hz erhöht werden. Man wird dann an vorhandene Drehstromnetze anschließen, und zwar, um rotierende Umformer zu sparen, unsymmetrisch über ruhende Transformatoren.

In dieser Arbeit soll darum der Stromverlauf in gekoppelten Netzen und die zulässige unsymmetrische Belastung des Drehstromnetzes untersucht werden, wobei zunächst alle Regelapparate zur Wiederherstellung der Symmetrie ausgeschlossen seien.

B. Rechengrundlagen.

1. Die symmetrische Methode.

Bei der symmetrischen Rechnungsweise wird jedes unsymmetrische Drehstromsystem in drei symmetrische Komponenten, das Mit-, Gegen- und Nullsystem zerlegt. Beim Mitsystem (S) folgen die Vektoren der drei Phasen einander in alphabetischer, beim Gegensystem (\bar{S}) in umgekehrter Reihenfolge, beim Nullsystem (0) haben sie alle drei gleiche Phasenlage (Abb. 1). Wenn α der Einheitsvektor in Richtung $+120^\circ$, α^2 also der in Richtung $+240^\circ = -120^\circ$ ist, so wird die Phasenverschiebung zwischen den Vektoren der symmetrischen Mit- und Gegenkomponenten, zum Beispiel des unsymmetrischen Stromsystems $S(\bar{S})$, durch folgende Beziehungen dargestellt:

$$\begin{aligned} \bar{S}_1 &= \alpha^2 S_1, & \bar{S}_2 &= \alpha S_1, \\ \bar{S}_2 &= \alpha S_2, & \bar{S}_3 &= \alpha^2 S_2. \end{aligned}$$

Die symmetrischen Stromsysteme $S(\bar{S})$, $\bar{S}(\bar{S})$, $S(0)$ sind dann dadurch festgelegt, daß ihre Summe gleich dem vorliegenden unsymmetrischen System ist:

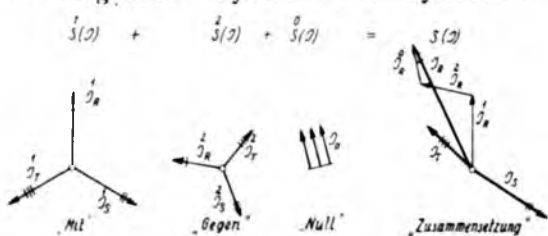


Abb. 1.

Und zwar ist die (geometrische) Addition für jede Phase getrennt vorzunehmen:

$$\begin{aligned} \bar{S}_R &= \bar{S}_R^1 + \bar{S}_R^2 + \bar{S}_R^0, & \bar{S}_S &= \bar{S}_S^1 + \bar{S}_S^2 + \bar{S}_S^0, \\ \bar{S}_T &= \bar{S}_T^1 + \bar{S}_T^2 + \bar{S}_T^0. \end{aligned}$$

Umgekehrt lassen sich hieraus die Beziehungen für die symmetrische Zerlegung herleiten¹⁾.

In die symmetrische Rechnung treten als Unbekannte an Stelle der drei Phasenwerte die drei symmetrischen Systeme. Sie werden zweckmäßig durch den Vektor der Phase R , der dann den Phasenindex entbehren kann, gekennzeichnet. Also:

$$\bar{S}_R^1 = \bar{S}_R^1, \quad \bar{S}_R^2 = \bar{S}_R^2, \quad \bar{S}_R^0 = \bar{S}_R^0.$$

2. Die elektrotechnischen Grundgesetze in symmetrischer Darstellung.

In dieser Schreibweise lautet die erste Kirchhoffsche Regel für einen beliebigen, auch unvollständigen, Drehstromknotenpunkt:

$$\Sigma \bar{S}^0 = 0, \quad \Sigma \bar{S}^1 = 0, \quad \Sigma \bar{S}^2 = 0 \dots (1)$$

Ebenso werden die symmetrischen Komponenten bei der zweiten Kirchhoffschen Regel getrennt, die über geschlossene Drehstromkreise und für das ganze Leitersystem gilt:

$$\Sigma \bar{E}^0 = 0, \quad \Sigma \bar{E}^1 = 0, \quad \Sigma \bar{E}^2 = 0 \dots (2)$$

und beim Ohmschen Gesetz:

$$\bar{S}^0 = \bar{E}^0 / \bar{Z}, \quad \bar{S}^1 = \bar{E}^1 / \bar{Z}, \quad \bar{S}^2 = \bar{E}^2 / \bar{Z} \dots (3),$$

sofern die Impedanzen in allen drei Phasen gleich, das heißt symmetrisch sind.

Zwischen diesen symmetrischen Impedanzen, der Phasenimpedanz (\bar{Z}_p) und der der Einzelleiterschleife Phasenleiter-Nullleitung (\bar{Z}_e) bestehen die Beziehungen:

$$\bar{Z} = \bar{Z}_p, \quad \bar{Z}_e = \frac{1}{3} (\bar{Z}^0 + \bar{Z}^1 + \bar{Z}^2) \dots (4).$$

Für rotierende Maschinen sind die symmetrischen Impedanzen von Hessenberg²⁾ angegeben. Bei

allen ruhenden Apparaten ist: $\bar{Z} = \bar{Z}^1 = \bar{Z}^2 = \bar{Z}_p$. Gl. (4) kann vorteilhaft zur Berechnung der Nullimpedanz von Freileitungen (\bar{Z}_L), auch Doppelleitungen (\bar{Z}_{LD}) benutzt werden:

$$\bar{Z}_L = 3 \bar{Z}_e - 2 \bar{Z}_p, \quad \bar{Z}_{LD} \approx 3 \bar{Z}_e - 5 \bar{Z}_p \dots (5).$$

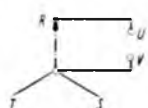
Die Mit- und Gegenströme, -spannungen und -impedanzen dürfen unabhängig von der Transformatorschaltung auf die gleiche Spannung bezogen werden, wie es bei den Phasenwerten üblich ist. Die Nullkomponenten dagegen enden am Transformator, der ihnen dabei je nach seiner Nullpunktbelastbarkeit einen sehr hohen oder sehr kleinen Widerstand entgegensetzt.

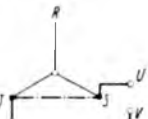
C. Der Betrieb gekuppelter Netze.

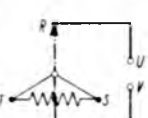
1. Kupplungsschaltungen.

Durch geeignete Drosselkombinationen kann die Wechselfspannung an irgend zwei Punkten in der Fläche des Spannungsdreiecks entnommen werden, doch wird man den Nulleiter nur bei kleiner

Leistung zur Stromrückleitung heranziehen. Die einfachste Schaltung wäre, die Wechselstromleitungen U, V an eine Phase, zum Beispiel R und den Nullleiter N des Drehstromsystems anzuschließen (Abb. 2a). Dann ist die Wechselspannung U_w gleich der Phasenspannung U_R und die Drehstromleitung führt in der Phase R den vollen Wechselstrom ($I_R = I_w$), während die Phasen S und T stromlos bleiben. Nach den Regeln für die symmetrische Zerlegung sind dann die symmetrischen Stromkomponenten:

a) 
$$U_w = U_R, \quad I_R = I_w, \quad I_S = I_T = 0, \\ I_0 = I_1 = I_2 = \frac{1}{3} I_w;$$

b) 
$$U_w = U_{ST}, \quad I_R = 0, \quad I_S = I_w, \quad I_T = 0, \\ I_0 = 0, \quad I_1 = -I_2 = \frac{a - a^2}{3} I_w;$$

c) 
$$U_w = 1.5 U_R, \quad I_R = I_w, \quad I_S = I_T = -\frac{1}{2} I_w, \\ I_0 = 0, \quad I_1 = I_2 = \frac{1}{2} I_w;$$


d) 
$$U_w = (1.5 + j0.4) U_R, \quad I_R = I_w, \quad I_S = I_T = -0.732 I_w, \\ I_0 = 0, \quad I_1 = I_2 = (0.5 + j0.134) I_w;$$

Abb. 2. Windungszahlverhältnis der Drossel 0.732 : 0.268.

In jedem Fall errechnet man die Größe des Mit- und Gegenstroms im Drehstromnetz aus der Wechselstromleistung N_w und der Drehstromphasenspannung U_p zu:

$$J = J = N_w / 3 U_p \quad \dots \quad (6).$$

Sind mehrere Wechselstromabnehmer vorhanden, so schließt man sie vorteilhaft an zueinander senkrechte Spannungen an, also in den Schaltungen $a+b$, $b+c$ oder zyklisch vertauschten von d . Eine elementare Rechnung zeigt nämlich, daß die Gegenkomponenten von zwei um 90° phasenverschobenen Wechselströmen entgegengesetzte Richtung haben.

2. Der Stromverlauf bei vorgegebenen Wechselströmen.

Zur Berechnung des Verlaufs der Ströme und Spannungen werden sie in ihre symmetrischen Komponenten zerlegt und diese getrennt berechnet.

Die nach C, 1. bestimmte Mitkomponente des Wechselstroms wird genau wie die anderen symmetrischen Belastungen in die Rechnung eingeführt und das Netz in gewohnter Weise durchgerechnet. Man kann die Generatorerregung, die Wirkbelastung und die Mitspannungen im ganzen Netz bestimmen.

Darauf berechne man die Gegen- und eventuell Nullimpedanz des ganzen Drehstromnetzes für die Kupplungsstelle, $\overset{2}{3}, \overset{0}{3}$, gerade so, wie man bei exakten Kurzschlußrechnungen in komplizierten Netzen die Netzimpedanz für die Kurzschlußstelle bestimmen muß³⁾. Die Gegen- und Nullströme verlaufen dann nach dem Reziprozitätssatz jeder so, als ob an der Kupplungsstelle die beiden symmetrischen Generatoren:

$$\overset{2}{U}_K = -\overset{2}{3} \overset{2}{3}, \quad \overset{0}{U}_K = -\overset{0}{3} \overset{0}{3} \quad \dots \quad (7)$$

auf die zugehörigen symmetrischen Netze speisen und die fremden symmetrischen Systeme gar nicht vorhanden wären (vgl. E, 2.).

Da die Gegenströme in Drehfeldmaschinen nur ein relativ geringes Drehmoment hervorrufen (vgl. C, 4.), haben mechanische Bedingungen auf den Verlauf keinen Einfluß wie beim Mitsystem. Schließlich fällt die wichtigste variable Impedanz, die Ankerreaktanz der Generatoren, beim Gegensystem heraus, so daß sich die Gegenströme linear überlagern. Entsprechendes gilt für das Nullsystem. Das Verfahren ist daher sehr genau.

Bei mehreren Wechselstromabnehmern überlagern sich sämtliche Null- und Gegenkomponenten. Man berechne die Null- und Gegenimpedanz für jede Kupplungsstelle sowie den zugehörigen Null- und Gegenstromverlauf, wobei die fremden Wechselstromabnehmer nicht berücksichtigt werden, und addiere die so gefundenen Null- und Gegenströme für jeden Leiterabschnitt. Da man schließlich die bekannten Hilfsmittel zur Berechnung, Netzumformung, Auftrennen usw., für die drei symmetrischen Systeme getrennt anwenden darf, führt dieses Verfahren in allen Netzen mit nur je einer Kupplungsstelle zum Ziel.

Die Phasenwerte findet man, wenn überhaupt nötig, durch symmetrische Zusammensetzung der obigen Komponenten.

3. Der Stromverlauf in vermaschten Dreh- Wechselstromnetzen.

Der Stromverlauf sei an einem gemeinsamen Ring aus Dreh- und Wechselstromleitungen untersucht. In Abb. 3 ist das Drehstromnetz als Einfachleitung mit den Abschnitten a, b, c und Generator und Verbraucher an beiden Enden, die nur die weitere Ausdehnung des Netzes versinnbildlichen sollen, dargestellt. An den Kupplungsstellen I und II ist in den Phasen S und T eine Wechselstromleitung U, V mit den Abschnitten $k+l=m$ und dem Wechselstromverbraucher I_w angeschlossen.



Abb. 3.

Offenbar darf man die Anordnung nicht als eine einfache Parallelschaltung der Wechselstromleitung m zu den Drehstromphasenleitern S und T des Abschnitts b auffassen, weil zwar die Ströme in

den beiden Leitern der Wechselstromleitung entgegengesetzt gleich sein müssen ($\mathfrak{I}_{Um} = -\mathfrak{I}_{Vm}$), aber nicht die entsprechenden Phasenströme der Drehstromleitung b ($\mathfrak{I}_{Sb} \pm \mathfrak{I}_{Tb}$).

Zur Berechnung der Anordnung werden die Ströme in die bei Leerlauf und bei Belastung des Wechselstromnetzes zusätzlich fließenden aufgeteilt.

Bei leerlaufendem Wechselstromnetz sind nach Gl. (1) die Stromkomponenten der Abschnitte a und c gleich, die von b um die symmetrischen Komponenten des Wechselstroms \mathfrak{I}_m , welche aus C, 1. bekannt sind, geringer:

$$\mathfrak{I}_b^1 = \mathfrak{I}_a^1 - \frac{a^2 - a^2}{3} \mathfrak{I}_m, \quad \mathfrak{I}_b^2 = \mathfrak{I}_a^2 - \frac{a^2 - a^2}{3} \mathfrak{I}_m.$$

Für den symmetrischen Stromkreis $a-b-c$ laute die Gegenspannungsgleichung:

$$0 - \mathfrak{I}_a^2 \mathfrak{I}_a^2 - \mathfrak{I}_b^2 \mathfrak{I}_b^2 - \mathfrak{I}_c^2 \mathfrak{I}_c^2 = 0,$$

welche nach Einsetzen von \mathfrak{I}_b und \mathfrak{I}_c übergeht in:

$$-\mathfrak{I}_a^2 (\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2) + \frac{a^2 - a^2}{3} \mathfrak{I}_b^2 \mathfrak{I}_m = 0.$$

Ferner ist der Spannungsabfall des Wechselstroms \mathfrak{I}_{w0} über die Wechselstromleitung m gleich dem der verketteten Spannung $S-T$ über b :

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_m \mathfrak{I}_m &= (a^2 - a) \mathfrak{I}_b^1 \mathfrak{I}_b^2 + (a - a^2) \mathfrak{I}_b^2 \mathfrak{I}_b^1 \\ &= (a^2 - a) \mathfrak{I}_a^1 \mathfrak{I}_b^2 + (a - a^2) \mathfrak{I}_a^2 \mathfrak{I}_b^1 - 2 \mathfrak{I}_b^1 \mathfrak{I}_b^2. \end{aligned}$$

Daraus findet man leicht die Gleichungen:

$$\mathfrak{I}_a^2 = \mathfrak{I}_c^2 = \frac{a^2 - a}{3} \frac{\mathfrak{I}_b^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2} \mathfrak{I}_m \quad (8),$$

$$\mathfrak{I}_m = \frac{(a^2 - a) \mathfrak{I}_b^2}{\mathfrak{I}_m + 2 \mathfrak{I}_b^2 + \frac{\mathfrak{I}_b^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2}} \mathfrak{I}_a^1 \quad (9).$$

Oft wird $\mathfrak{I}_b \ll (\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2)$ oder $\ll \mathfrak{I}_m$ sein. Dann läßt sich \mathfrak{I} oder auch \mathfrak{I}_m vernachlässigen.

Es bleibt der Verlauf des Wechselstroms \mathfrak{I}_{w0} zu berechnen. Wenn seine Anteile \mathfrak{I}_k und \mathfrak{I}_l bekannt sind, können sie auf das Drehstromnetz aufgeteilt werden. Wir errechnen umgekehrt für den

Abschnitt b die Komponenten von \mathfrak{I}_k ($p_b, p_b \mathfrak{I}_k$) und \mathfrak{I}_l ($q_b, q_b \mathfrak{I}_l$):

$$p_b^1 = 0, \quad p_b^2 = \frac{a^2 - a}{3} \frac{\mathfrak{I}_a^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2},$$

$$q_b^1 = \frac{a - a^2}{3}, \quad q_b^2 = \frac{a^2 - a}{3} \frac{\mathfrak{I}_c^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2}$$

(der Mitstrom fließt nur den Generatoren zu), um daraus eine Beziehung zwischen \mathfrak{I}_k und \mathfrak{I}_l zu finden. Und zwar sei wieder der Spannungsabfall in $k+l$ und b (siehe oben) miteinander verglichen:

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_k \mathfrak{I}_k - \mathfrak{I}_l \mathfrak{I}_l &= (a^2 - a) \mathfrak{I}_b^1 (p_b \mathfrak{I}_k - q_b \mathfrak{I}_l) + \\ &+ (a - a^2) \mathfrak{I}_b^2 (p_b \mathfrak{I}_k - q_b \mathfrak{I}_l). \end{aligned}$$

Nach Einsetzen der Werte für p und q findet man mit:

$$\mathfrak{I}_I = \frac{\mathfrak{I}_a^2 \mathfrak{I}_b^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2}, \quad \mathfrak{I}_{II} = \mathfrak{I}_b^2 + \frac{\mathfrak{I}_c^2 \mathfrak{I}_b^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2}$$

und $\mathfrak{I} = \mathfrak{I}_I + \mathfrak{I}_{II}$ den der Kupplungsstelle I zufließenden Anteil zu:

$$\mathfrak{I}_k = \frac{\mathfrak{I}_k + \mathfrak{I}_I}{\mathfrak{I}_m + \mathfrak{I}} \mathfrak{I}_{w0} \dots (10).$$

Diese Beziehung läßt sich verallgemeinern: Greifen an der Wechselstromleitung mehrere Belastungen $\mathfrak{I}_{w1}, \mathfrak{I}_{w2}, \dots$ in den Entfernungen k_1, k_2, \dots von I an, so ist der dieser Kupplungsstelle zufließende Strom:

$$\mathfrak{I}_I = \frac{\mathfrak{I}_{k1} + \mathfrak{I}_I}{\mathfrak{I}_m + \mathfrak{I}} \mathfrak{I}_{w1} + \frac{\mathfrak{I}_{k2} + \mathfrak{I}_I}{\mathfrak{I}_m + \mathfrak{I}} \mathfrak{I}_{w2} + \dots (10a).$$

Das Verfahren läßt sich auf kompliziertere Maschen erweitern, doch wird man solche meist auftreten oder zur Berechnung des Wechselstromverlaufs die Kupplungsstellen als Speisepunkte gleicher Spannung ansehen und die Fehler durch nachträgliche Korrektur berücksichtigen.

4. Die Unsymmetrie im Drehstromnetz.

Die Nullspannungen [Gl. (7)] bedeuten eine Verlagerung des ganzen Systems. Liegt die Kupplungsstelle an einer Übertragungsleitung oder läßt sie den Nulleiter unbenutzt, so ist das Drehstromverteilernetz nicht verlagert.

Daher ist allein die Gegenspannung [Gl. (7)] für die Verzerrung des Spannungssternes verantwortlich. Die absoluten Beträge der Phasenspannungen können die Grenzwerte $U + U$ und $U - U$ annehmen und ihre maximale Differenz ist fast unabhängig von der Phasenlage des Gegensystems.

Da ferner stets $J = N_w / 3 U_p$ [Gl. (6)], so ist es nicht möglich, die Unsymmetrie durch die Kuppelschaltung zu beeinflussen.

Anders ist es bei mehreren getrennten Wechselstromabnehmern (Abb. 4). Wenn a, b, c eine Dreh-

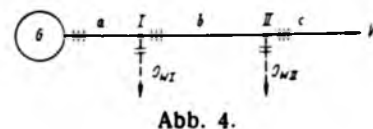


Abb. 4.

stromleitung mit Generator und Verbraucher ist und die gleich großen Wechselstromabnehmer I und II durch geeignete Auswahl der Kuppelschaltungen (vgl. C, 1.) um 90° phasenverschobene Ströme führen ($\mathfrak{I}_{wI} = \pm j \mathfrak{I}_{wII}$), so errechnet man die Gegenspannung nur zu:

$$U_{II} = -\mathfrak{I}_{II} \frac{\mathfrak{I}_c^2}{\mathfrak{I}_a^2 + \mathfrak{I}_b^2 + \mathfrak{I}_c^2} \mathfrak{I}_b^2 \dots (11).$$

Bisweilen wird man den Symmetrieausgleich künstlich durch Hinzuschalten einer Reaktanz⁴⁾ herbeiführen, die, da eine geringe Unsymmetrie stets zulässig ist, nicht unbedingt an der Kupplungsstelle selbst anzugreifen braucht, sondern an irgend einer benachbarten besser geeigneten Stelle angebracht werden kann.

Wenn als maximale Spannungsabweichung $U = \pm 5 \text{ vH}$ zugelassen wird, so ist für unsere Hochspannungsnetze, deren Streuspannung auf der Hochvoltseite etwa 20 bis 40 vH beträgt, die ohne Symmetrieausgleich noch zulässige Wechselstrombelastung ($N_d = \text{Drehstromnormalleistung}$):

$$N_w \approx 0.17 N_d \quad (12)$$

Sind im Verbrauchernetz eine Anzahl Drehfeldmotoren angeschlossen, so darf die Wechselstrombelastung beträchtlich höher sein.

Im unsymmetrischen Drehstromnetz verringert sich die Nutzleistung von Drehfeldmotoren wegen der Vorbelastung durch J und wegen des Gegen-drehmoments. Da $Z \approx Z_k$, nimmt bei der Unsymmetrie $U = 5 \text{ vH}$ der Motor im ungünstigsten Fall ($J_k = 8 J_n$) den Gegenstrom $8.5 \text{ vH} = 40 \text{ vH}$ auf.

Dann ist bei gleicher Erwärmung $J = \sqrt{J_n^2 - J^2} = 0.92 J_n$. Das Drehmoment des Gegenstroms M_g ist etwa halb so groß wie das Anlaufmoment M_a und daher für $M_a = 1.2$: $M_g = 0.6 \frac{0.4}{8} = 0.03 M_n$.

Die Nutzleistung verringert sich beim Käfiganker-motor, also im ungünstigsten Fall um $3 + 8 = 11 \text{ vH}$, i. M. um 7 vH , bei Schleifringläufern um etwa 3 vH .

Schließlich müssen die Dämpferkäfige der Generatoren die Gegenströme ohne unzulässige Erwärmung aufnehmen können.

D. Kurzschluß in gekuppelten Netzen.

Die Kurzschlußformeln werden zunächst mit den symmetrischen Impedanzen angegeben und ergeben mit deren Werten aus B, 2. die Dauer-kurzschlußströme. Da im ersten Augenblick das Ankerfeld noch nicht zur Wirkung kommt, erhält man die Stoßkurzschlußströme, indem in den folgenden Formeln $X_A = 0$ gesetzt wird.

1. Kurzschluß im Wechselstromnetz.

Für die Schaltungen a...d seien die Kurzschlußformeln direkt angegeben.

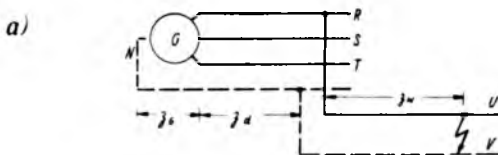


Abb. 5.

Die Spannungsgleichung lautet für den Kurzschlußstromkreis $R-U-V-N$ (Abb. 5) in symmetrischer Schreibweise:

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_0 - \mathcal{Z}_R(\mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_d) - \mathcal{Z}_R(\mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_d) - \\ - \mathcal{Z}_R(\mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_d) - \mathcal{Z}_w \mathcal{Z}_w = 0. \end{aligned}$$

Nach Einsetzen von $\mathcal{Z} = \mathcal{Z} = \mathcal{Z} = \frac{1}{3} \mathcal{Z}_w$ und mit $\mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_d = \mathcal{Z}$ erhält man daraus:

$$\mathcal{Z}_w = \frac{\mathcal{E}_0}{\frac{\mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_d}{3} + \mathcal{Z}_w} = 3 \mathcal{Z}_G \quad (13)$$

und man erkennt die Beziehung zwischen den symmetrischen Impedanzen und der der Einzel-leiterschleife wieder (Gl. 4).

Sind die Leitungen durch Transformatoren unterbrochen (Abb. 6), so wird das Nullsystem nicht mehr auf den Generator übertragen. Als resultierende Impedanzen sind daher:

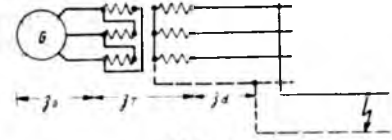


Abb. 6.

$$\begin{aligned} \mathcal{Z} &= \mathcal{Z}_T + \mathcal{Z}_d, \quad \mathcal{Z} = \mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_T + \mathcal{Z}_d, \\ \mathcal{Z} &= \mathcal{Z}_G + \mathcal{Z}_T + \mathcal{Z}_d \quad (13a) \end{aligned}$$

in die Kurzschlußformeln einzusetzen.

Für die anderen Schaltungen erhält man die Gleichungen:

$$b) \mathcal{Z}_w = \frac{(a^2 - a) \mathcal{E}_0}{\mathcal{Z} + \mathcal{Z} + \mathcal{Z}_w} = (a^2 - a) \mathcal{Z}_G \quad (14)$$

$$c) \mathcal{Z}_w = \frac{1.5 \mathcal{E}_0}{0.75(\mathcal{Z} + \mathcal{Z}) + \mathcal{Z}_w} = 2 \mathcal{Z}_G \quad (15)$$

$$d) \mathcal{Z}_w = \frac{(1.5 + j0.4) \mathcal{E}_0}{0.8(\mathcal{Z} + \mathcal{Z}) + \mathcal{Z}_w} = (1.87 + j0.5) \mathcal{Z}_G \quad (16)$$

Bei sämtlichen Schaltungen errechnet man:

$\mathcal{Z}_G = \mathcal{E}_0 / (j X_A + \Sigma \mathcal{Z})$, wobei nur $\Sigma \mathcal{Z} = \Sigma R + j \Sigma X$ verschieden ist. Daher ergibt sich eine einfache Konstruktion zur Berücksichtigung der Eisensättigung nach dem Rüdenbergschen Verfahren⁶⁾: Die Spannungsseite des Potierdreiecks wird im Verhältnis $\Sigma X : X_s$ erhöht. Dann schneidet die unter diesem Winkel von der eingestellten Erregung aus aufgetragene Gerade auf der Leerlaufkennlinie die Mit-EMK \mathcal{E} und über dem Ankerfeld in dessen Maßstab \mathcal{Z}_G aus. Damit ist dann auch \mathcal{Z}_w bekannt.

Liegt ein allgemeines Dreh- und Wechselstromnetz mit nur einer Kupplungsstelle vor, so berechne man zunächst die symmetrischen Impedanzen des ganzen Drehstromnetzes für die Kupplungsstelle (vgl. E, 2.), multipliziere sie mit den Faktoren der Gl. (13...16) und betrachte ihre Summe als eine im Kupplungspunkt angreifende Impedanz des Wechselstromnetzes. Darauf berechne man dessen resultierende Impedanz für die Kurzschlußstelle. Dann ist der Quotient: Spannung der Kurzschlußstelle im normalen Betrieb durch diese Impedanz der reine Kurzschlußstrom, dessen Verlauf nach C, 2. berechnet werden kann und der sich den normalen Betriebsströmen überlagert.

Bei mehreren Kupplungsstellen bestimmt man, wenn eine phasenweise Näherungsrechnung zu ungenau erscheint, für jeden Leitungsabschnitt die Stromanteile von \mathcal{Z}_w nach E, 3. und kann dann in irgendeinem geschlossenen Stromkreis unter Ein-

schluß der Kurzschlußstelle die Spannungsgleichung aufstellen.

2. Kurzschluß bei mehreren Unsymmetrien.

Tritt bei mehrfacher unsymmetrischer Kupplung ein Kurzschluß in einem Wechselstromnetz oder unsymmetrisch (zwischen zwei Phasen oder einer Phase und dem Nulleiter) im Drehstromnetz auf, so könnte man, wenn die Ströme aller Unsymmetriestellen $P, Q \dots$ bekannt wären, ihre Komponenten denen des symmetrischen ungestörten Drehstromnetzes nach E, 2. überlagern. Ihre symmetrischen Stromanteile wären zum Beispiel für den Abschnitt n :

$$p_n \overset{1}{Z_p}, p_n \overset{2}{Z_p}, p_n \overset{0}{Z_p}, q_n \overset{1}{Z_q} \dots (\text{vgl. C, 3}).$$

Man berechne nun die Faktoren $p, q \dots$ für das ganze Netz und kann dann gerade so viele Spannungsgleichungen aufstellen, als Unsymmetriestellen vorhanden sind, wobei immer die normale Spannung der Unsymmetriestelle einzusetzen ist.

Bei symmetrischem Kurzschluß des Drehstromnetzes wird das gestörte Netz ohne die Kupplungsstellen als im normalen Betrieb befindlich betrachtet, dem die Ströme der Wechselstromnetze als Störungsströme überlagert werden. Das Verfahren führt daher bei allen Kurzschlüssen in gekoppelten Netzen zum Ziel.

E. Zahlenbeispiel.

Die auftretende Unsymmetrie sei an einem Beispiel zahlenmäßig nachgewiesen.

1. Das Netz.

Das Drehstromkraftwerk G (Abb. 4) hat eine Leistung von 12 MVA und eine gesamte Streuung von 26 vH. Es speist über eine 50 km lange 60 kV-Leitung vom Querschnitt $1.3.70 \text{ mm}^2$ Cu ein Verbrauchernetz V dessen Leistung 6 MVA, $\cos \varphi = 0.8$ beträgt. Der Verbraucherstrom ist also: $J_V = \frac{6000}{60 \cdot \sqrt{3}} = 58 \text{ A}$. Die halbe Leistung werde

in Drehfeldmotoren vernichtet: $J_M = 29 \text{ A}$, $Z_M = \frac{60}{\sqrt{3} \cdot 29} = 1200 \text{ Ohm}$. Sie seien i. M. zu 0.85 belastet und haben 5fachen Kurzschlußstrom. Die Gegenimpedanz ist daher:

$$Z_M = \frac{0.85 \cdot 1200}{5} = 205 \text{ Ohm}.$$

In 20 km Entfernung vom Kraftwerk greift eine Wechselstromlast von $N_w = 3 \text{ MVA}$, $\cos \varphi = 0.7$ in Schaltung b) an. Die Anordnung ist mit den Gegenimpedanzen in Abb. 7 dargestellt.

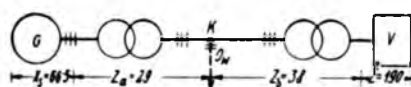


Abb. 7.

2. Die Unsymmetrie.

Da die Wechselstromleistung 25 vH der eingeschalteten Drehstromleistung ist, muß die Unsymmetrie nachgeprüft werden. Die Gegenkom-

ponente des Wechselstromes ist:

$$J = N_w / 3 U_p = 3000 / 3 \cdot 34.6 = 29 \text{ A}.$$

Die Gegenimpedanz der linken und rechten Netzseite und ihrer Parallelschaltung ist:

$$Z_l = 95.5; \quad Z_r = 228; \quad Z = 67 \text{ Ohm}.$$

Damit ist die Gegenspannung an der Kupplungsstelle:

$$U_k = 1.95 \text{ kV} = 5.7 \text{ vH}.$$

Im Verteilernetz ist die Gegenspannung im Verhältnis der Impedanzen kleiner:

$$U_v = \frac{190}{190 + 38} U_k = 4.8 \text{ vH}.$$

Die Gegenströme verteilen sich im umgekehrten Verhältnis der Impedanzen auf die beiden Netzseiten:

$$J_G = \frac{228}{323.5} J = 20.5 \text{ A}, \quad J_V = 8.5 \text{ A}.$$

Eine exakte Rechnung, die auch die verschiedene Phasenlage der Impedanzen berücksichtigte, ergab $U_V = 4.85 \text{ vH}$ und die Phasenspannungen des 15 kV-Verteilernetzes:

$$\begin{aligned} U_R &= 9.04 \text{ kV Wkl. } 0^\circ = 104.3 \text{ vH}, \\ U_S &= 8.70 \text{ " } -124^\circ 20' = 100.5 \text{ "}, \\ U_T &= 8.28 \text{ " } +120^\circ = 95.7 \text{ "}. \end{aligned}$$

F. Zusammenfassung.

Da in der symmetrischen Methode die exakten Rechengrundlagen für unsymmetrische Drehstromanlagen vorliegen, können die Folgen der unsymmetrischen Netzkupplung vorausberechnet werden. Es zeigt sich, daß bis zu einer gewissen Unsymmetrie die Nachteile für Drehfeldmaschinen und für die Spannungshaltung erträglich bleiben. Der Kupplungstransformator wird fast immer an zwei Phasen direkt angeschlossen werden. Die leicht zu berechnende Grenzbelastung durch Wechselstrom dürfte meistens hinreichen und kann überdies durch Symmetrieausgleich auf das Vielfache gesteigert werden. Auch Ausgleicherscheinungen und höhere Harmonische werden bei modernen Generatoren mit kräftigem Dämpferkäfig keine Schwierigkeiten machen. Es erscheint bei dem heutigen Leistungsverhältnis von Drehstrom- und Bahnbetrieb durchaus möglich, die Bahnnetze gegebenenfalls ganz von der Drehstromseite her zu speisen.

Literaturangabe.

¹⁾ G. Hauffe, Über Drehfehler bei unsymmetrischen Drehstromsystemen, E. u. M. 49 (1931) S. 223; G. Oberdorfer, Das Rechnen mit symmetrischen Komponenten, B. G. Teubner 1929.

²⁾ K. Hensenberg, Die Berechnung von Symmetriestörungen in Drehstromnetzen mit Hilfe von symmetrischen Komponenten und Ersatzschaltungen, E. u. M. 49 (1931) S. 273, 299.

³⁾ F. Ollendorf, Praktische Methode zur Berechnung des Dauerkurzschlußstromes, ETZ 52 (1931) S. 1487 ff.

⁴⁾ G. Hauffe, Die Symmetrierung des Drehstromsystems, E. u. M. 50 (1932) S. 85; K. Hensenberg, Der Ausgleich unsymmetrischer Belastungen im Drehstromnetz, E. u. M. 50 (1932) S. 343.

⁵⁾ F. Ollendorf, Anwendung des Rüdenberg'schen Verfahrens auf unsymmetrischen Generatorkurzschluß, ETZ 46 (1925) S. 761.

Rundschau.

Schaltanlagen, Schaltgeräte.

Erfahrungen mit Erdschlußspulen. E. Sommer berichtet über die Betriebsergebnisse mit den Erdschlußspulen in den Netzen der Aktiengesellschaft Sächsische Werke (A. S. W.), die 1300 km Freileitungen mit 100 kV Betriebsspannung und 2200 km Leitungen mit Betriebsspannungen zwischen 3 kV und 40 kV besitzen. Die ersten Spulen wurden im Jahre 1926 in das 30 kV-Netz eingebaut, das heute bei 380 km Umfang und 89 A Erdschlußstrom in zwölf Stationen insgesamt zehn Petersenspulen und vier Löschtransformatoren für zusammen 112 A Nullstromaufnahme (rund 2000 kVA) enthält. Die Erdschlußstatistik wurde seit dem Jahre 1923, also über drei Jahre ohne Erdstromlöschung und die folgenden Jahre mit Spulen geführt; daraus ist ersichtlich, daß die unmittelbaren Erdschlußstörungen um 40 vH abgenommen haben, wesentlich größer ist die gesamte Störungsverminderung (einschließlich mittelbarer Wirkungen). Die Aufzeichnungen der registrierenden Spulenstrominstrumente zeigen, daß nur 11 vH aller Erdschlüsse zu Kurzschlüssen führen; wesentlich derselbe Prozentsatz wurde auch in anderen Mittelspannungsnetzen beobachtet¹⁾. Wichtig ist die Einhaltung möglichst exakter Kompensation; Erdstrompegel sind sehr vorteilhaft: Erdschlußrelais mit Signalisierung erleichtern das Auffinden der Fehlerstelle.

Auf Grund zufriedenstellender Betriebsergebnisse mit den Erdschlußspulen des 30 kV-Netzes wurden später auch die anderen Netze mit Löscheinrichtungen versehen, so das 100 kV-Netz, das derzeit bei 380 km Umfang und rund 350 A Erdschlußstrom in fünf Stationen sieben Petersenspulen mit zusammen 500 A Stromaufnahme (rund 30 000 kVA) besitzt. Alle Spulen (vier zu 50 A max. und drei zu 100 A max.) sind in mehreren Stufen bis zu 50 vH angezapft, für Freiluftaufstellung und für Betrieb durch 2 h auf der Anzapfung größter Stromaufnahme ausgelegt. In allen Anschlußstationen sind Nullschienen vorhanden; 100 kV-Nullpunktsüberschläge sind in dem mehr als dreijährigen Betrieb nicht aufgetreten. Der Reststrom wird mit Hilfe eines elektrischen Pekels zwischen 5 und 10 vH des Erdstromes gehalten; ± 10 vH Fehlabbimmung beeinflussen die selbsttätige Löschung der Erdschlußlichtbogen nicht. Die auf Erdschlüsse zurückführbaren Störungen haben nach Einbau der Petersenspulen um etwa 70 vH abgenommen. Von sämtlichen Störungen im 100 kV-Netz führen nur etwa 25 vH zu Kurzschlüssen; die Erfahrungen decken sich mit jenen im Bayernwerk²⁾. G.

(El. World 101 (1933) S. 730.)

Leitungen und Leitungsbau.

Unfallgefahren durch Elektrizität beim Auswechseln von Holzmasten bei Hochspannungsleitungen. M. Wettstein, Zürich, untersucht die Gefahrmomente für das Montagepersonal, ausgehend von dem bei den Elektrizitätswerken des Kantons Zürich üblichen Arbeitsvorgang bei unter Spannung stehender Leitung. Der auszuwechselnde Mast wird mit Hilfsschienen verankert, dann unmittelbar über Boden abgesägt und auf die Seite geschoben. Der Stangenstumpf wird mit einer Winde aus dem Boden gezogen und das entstandene Mastloch entsprechend erweitert; sodann wird der neue Mast dort aufgerichtet, in der Grube verkeilt und durch angenagelte Bretter mit dem alten Mast gekuppelt. Jetzt erst wird die Leitung abgeschaltet und die Isolatoren und Drähte auf den neuen Mast montiert. Im Falle eines Isolatorendefektes am auszuwechselnden Mast, bei dem der Leiter mit der Stütze in Berührung kommt, fließt ein Strom durch den Mast zur Erde; beim Anfassen der Stange durch einen Arbeiter wird der menschliche Körper zum unteren Teil des Mastes parallelgeschaltet. Bei den Elektrizitätswerken des Kantons Zürich wurden Versuche und Berechnungen zur Ermittlung der maßgebenden Widerstände durch-

geführt, die sich auf die Feststellung von Grenzwerten für den elektrischen Widerstand von Holzstangen, für den Übergangswiderstand von eingegrabenen Masten, bzw. vom menschlichen Körper gegen Erde erstreckten. Es wurden jene Betriebsspannungen ermittelt, bei welchen unter Umständen ein Anfassen des Mastes gefährlich werden kann; dabei wurde angenommen, daß der Widerstand des menschlichen Körpers bis auf 2000 Ω sinken kann. Als Kriterium für die Gefährdung eines Menschen beim Stromdurchgang durch seinen Körper wurde eine Stromstärke von 15 mA der Rechnung zugrunde gelegt. Die errechneten Werte zeigen, daß eine solche Stromstärke unter besonders ungünstigen Umständen schon bei einer verketteten Drehstromspannung von rund 2800 V auftreten kann. Ein Versuch an einem eingegrabenen Leitungsmast, bei dem einer am oberen Ende desselben montierten Isolatorenstütze über einen Reguliertransformator Strom zugeführt wurde und wo an Stelle des menschlichen Körpers ein Voltmeter von 2000 Ω Widerstand parallelgeschaltet war, bestätigte das Ergebnis der Berechnung. Im Augenblick, wo der auszuwechselnde Mast bei Verschieben angehoben wird, erhöht sich die Gefährdung, da dann der Mast mit dem menschlichen Körper in Reihe geschaltet ist. Es wird empfohlen, diese Arbeit mit einem isolierten Werkzeug auszuführen, und zwar mit einer in Mineralöl ausgekochten Holzstange, die als einarmiger Hebel mit Drehpunkt seitlich des Mastes in Bodenhöhe angesetzt wird; in entsprechendem Abstand vom Drehpunkt wird der Mast mit Hilfe eines Seiles an der Stange befestigt. Bei Aufstellen des neuen Mastes besteht die Gefahr, daß dieser unmittelbar mit der Leitung in Berührung kommt, wobei berücksichtigt werden muß, daß neue Maste unter Umständen sehr kleinen elektrischen Widerstand aufweisen. (Das gilt jedoch nicht für teerölimprägnierte Stangen, bei denen sehr hohe und von der Feuchtigkeit unabhängige Widerstände festgestellt wurden.) Ausgeführte Messungen an Hebestangen (Sticher, Scherbäumen, Schwalben) zeigten, daß solche bei einer Länge von 3,3 m einen zum Schutze der Arbeiter ausreichenden Widerstand (auch bei Nässe) aufweisen, wenn die Betriebsspannung der Leitung nicht größer als 15 kV ist; für höhere Spannungen wird die Tränkung der Stangen mit Mineralöl empfohlen. Kn.

(Bull. SEV 24 (1933) S. 193.)

Magnetismus und Elektrizitätslehre, Physik.

Einen mathematischen Ausdruck für die Magnetisierungslinie gibt C. M. Summerson¹⁾. Zeichnet man die Magnetisierungskurve so um, daß die magnetisierende Kraft H zur Ordinate und die Kraftliniendichte B zur Abszisse wird, und läßt man, nachdem B den Höchstwert erreicht hat, die Kurve in der gleichen Weise gegen Null wieder abnehmen, wie sie von Null aus gewachsen ist, so erhält man eine Kurve, welche mit einer Welle verglichen werden kann. Die Achse der Kraftliniendichte B wird in eine Zeitachse verwandelt, indem

$$B = B_{\max} \sin \theta$$

oder

$$\theta = \sin^{-1} \left(\frac{B}{B_{\max}} \right)$$

gesetzt wird. B_{\max} kann beliebig, zum Beispiel = 100, gewählt werden. Um nun für die durch Umzeichnung der Magnetisierungskurve entstandene wellenförmige Kurve einen mathematischen Ausdruck zu finden, wird das Verfahren von Fischer-Hinnen zur Analyse beliebiger periodischer Kurven angewandt²⁾. Es ergibt sich dabei für eine gegebene Magnetisierungslinie folgende Gleichung:

$$H = 7.06 \frac{B}{100} - 2.255 \sin 3\theta + 1.261 \sin 5\theta - 0.246 \sin 7\theta + 0.175 \sin 9\theta,$$

¹⁾ E. Groß, E. u. M. 43 (1925) S. 883.

²⁾ E. u. M. 50 (1932) S. 419.

¹⁾ Vgl. E. u. M. 49 (1931) S. 2.

²⁾ ETZ 22 (1901) 396.

wobei θ nach obigem $\sin^{-1}(B/100)$ ist. Auch für die Hysteresisschleife kann eine Gleichung gewonnen werden, wenn die in vorliegendem Aufsätze geschilderte Rechnungsweise verwendet wird. S. q. z.

(Gen. El. Rev. 36 (1933) S. 182.)

Über den Entladeverzug in homogenen elektrischen Feldern und in Luft von Atmosphärendruck. Von R. Strigel (Siemensstadt). Der Entladeverzug¹⁾ wird in Luft von Atmosphärendruck an einer Kugelfunkenstrecke zwischen Kugeln von 5 cm Durchmesser und 0.11 cm Funkenstrecke für eine statische Durchbruchspannung von 5 kV, bei der also das Feld in der Entladungsbahn als hinreichend homogen angesehen werden kann, mit dem Kathodenstrahloszillographen²⁾ (Bauart Rogowski-Flegler-Tamm) gemessen. Die Untersuchung über die Verteilungskurve des Entladeverzuges vermag den Unterschied in den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit und den früheren Untersuchungen auf die verschiedene Form des Spannungsanstieges zurückzuführen. Während bei unzeitigem, rechteckigem Spannungsanstieg an der Funkenstrecke bei Überschreitung der statischen Durchbruchspannung der Entladeverzug statisch bestimmt ist, schwanken bei stetigem, allmählichem Spannungsanstieg die Werte des Entladeverzuges um einen endlichen Mittelwert, der von der Steilheit des Spannungsanstieges abhängig ist. Mit Hilfe eines graphischen Verfahrens kann man den Mittelwert des Entladeverzuges für beliebige Steilheit der auftretenden Spannungswelle bestimmen. Wie die elektrometrische Messung des dunklen Vorstromes in der Entladungsstrecke (Ansprechen der Entladungsstrecke ist ja nicht identisch mit dem Auftreten einer Leuchterscheinung) beweist, führt bereits bei einer Überspannung von 180 vH der statischen Durchbruchspannung jedes aus der negativen Elektrode austretende Elektron zum Überschlag. Um auch den Einfluß verschiedener Kugelmaterialeigenschaften bzw. Oberflächeneinflüsse der Elektroden auf den Entladeverzug besser erfassen zu können, wurden die Versuche nicht bloß an Kugeln aus Kupfer, sondern auch aus Silber, Eisen, Nickel und Messing durchgeführt. Hierbei zeigt sich, daß nicht bloß Fettschichten, sondern auch Gashäute elektronegativer Gase, sowie Oxyd- und Sulfidbildung auf der Elektrodenoberfläche, den Entladeverzug um eine Größenordnung und mehr heraufzusetzen vermögen. Zur rohen Abschätzung des Einflusses der Luftfeuchtigkeit auf den Entladeverzug ergibt eine Versuchsreihe, daß bei einer Steigerung der relativen Luftfeuchtigkeit von 65 vH auf 85 vH der Entladeverzug von oxydierten Kupfer-Elektroden auf die Hälfte zurückgeht. M. A. Sch.

(Wiss. Veröff. d. Siemens-Konzerns 11/2 (1932) S. 52.)

Verschiedenes.

Untersuchungen über den Einfluß des elektrischen Stromes auf den Zugkraftbedarf beim Pflügen. Von F. Weber. Die Bestrebungen, den Widerstand des Ackerbodens gegen die Bewegung der Pflugschar herabzusetzen, sind alt, bewegten sich aber stets nur in der Richtung der Verbesserung des Werkzeuges. Erst in neuerer Zeit wurden Untersuchungen angestellt, die Zugkraft durch Beeinflussung des Werkstoffes, also des Bodens, zu vermindern. Pacinotti erzielte 1905 durch Anwendung des elektrischen Stromes eine Zugkraftverminderung von 8 bis 10 vH. Versuche, welche in späteren Jahren Nerli, Crowther und Haines fortsetzten. Es handelt sich dabei um die merkwürdige Erscheinung, daß eine äußere EMK das im Boden enthaltene Wasser gegen die negative Elektrode bewegt (Elektroendosmose). Macht man die Pflugschar zur negativen Elektrode, so setzt sich auf ihr das Wasser als Film ab und wirkt schmierend, vermindert also den Reibungskoeffizienten zwischen Boden und Stahl. Der Verfasser hat eingehende Versuche angestellt³⁾, um den Einfluß aller für die Größe der Reibung maßgebenden Ursachen zu erforschen. Vorversuche wurden mit einem eisernen Schlitten auf gepreßtem Ackerboden angestellt. Dieser Schlitten war mit einem Dynamo-

meter versehen und durch eine Winde gezogen. Die Messungen ergaben, daß die Reibungszahl vom Druck auf den Schlitten unabhängig ist, wohl aber vom Zustand des Bodens abhängt. Die Reibungszahl fällt ein wenig mit wachsender Geschwindigkeit und wächst mit dem Feuchtigkeitsgehalt des Bodens bedeutend, zum Beispiel bei einer Feuchtigkeit zwischen 14 und 22 vH etwa auf das Doppelte. Der Verbrauch an Energie rührt offensichtlich nicht nur von der äußeren Reibung, sondern auch von der Stauchung und Streckung der nächst dem Werkzeug liegenden Bodenschichten her. Den Vorversuchen folgten die eigentlichen praktischen Versuche mit einem Meßpflug in einer mit sorgfältig eingedrücktem Ackerboden gefüllten Rinne. Gleichstrom 110 V wurde mit dem Minuspol an den Pflugkörper, mit dem Pluspol an das Messersech angelegt. Die Vergleichsversuche wurden mit und ohne Strom, mit verschiedenen Stromstärken und veränderten Geschwindigkeiten durchgeführt. Die Abhängigkeit der Zugkraftverminderung von der Stromstärke läßt sich durch Kurven von parabolischem Charakter darstellen, wobei sich zeigt, daß das Maximum der Zugkraftverminderung mit 19 vH bei einer Stromstärke von 1 A und 220 V auftritt und in den in Betracht kommenden Grenzen von der Geschwindigkeit unabhängig ist. Die erforderliche Spannung ist von der Anordnung und der Größe der Werkzeuge abhängig und läßt sich auf 60 bis 80 V herabdrücken. Die erforderliche elektrische Energie ist demnach klein, so daß ihre Kosten kein Hindernis für die praktische Auswertung der Versuchsergebnisse bilden würden. H. o.

Wirtschaftliche Nachrichten.

(Geschäftsberichte und Betriebsergebnisse.)

Die Weltelektrizitätserzeugung 1932. Von A. Friedrich. Während in den Jahren 1920 bis 1929 die Stromerzeugung in den meisten Ländern um etwa 10 vH jährlich zunahm, hat sie sich seither und auch im vergangenen Jahre ungleichmäßig entwickelt. Auf Grund der bereits vorliegenden Angaben für 1932 ist für Deutschland, Frankreich, Kanada und die V. St. A. wieder mit einem Rückgang um etwa 8...12 vH gegen das Vorjahr zu rechnen, doch ist die Senkung im Allgemeinen seit dem Herbst zum Stillstand gekommen, und verschiedentlich sogar einem kleinen Anstieg gewichen. In Italien, dessen Erzeugung schon 1931 nur wenig zurückgegangen war, konnte der gleiche Stand wie 1931 erreicht werden, Großbritannien verzeichnet wie in den letzten Jahren wieder eine Zunahme (etwa 7 vH). In Rußland wurde der Stand von 1931 um mehr als 30 vH überschritten, der Planwert von 16 Milliarden kWh jedoch nicht erreicht. In einigen Osteuropäischen Ländern, in Asien und den Überseegebieten dürfte die Stromerzeugung meist leicht gestiegen sein. In Deutschland kann auf Grund der Angaben der 122 öffentlichen Werke, die Monatsausweise veröffentlichen, für das ganze Jahr 1932 mit 12.9 Milliarden kWh (gegen 14.3 i. J. 1931) gerechnet werden, wobei aber die Erzeugungsziffern der letzten Monate etwa die gleichen waren wie 1931. Die Erzeugung unter Hinzurechnung der privaten Anlagen hat etwa 23 Milliarden kWh (26 i. Vj.) betragen. In den V. St. A. haben die öffentlichen Werke etwa 82 Milliarden kWh (91.7 i. Vj.) erzeugt, doch ist auch hier zu Ende des Jahres ein Stillstand der Senkung festzustellen. Bemerkenswert ist, daß der Anteil der Wasserkraften an der amerikanischen Stromerzeugung, der von 1928 bis 1931 ständig von 39.5 auf 33.4 vH sank, im Jahre 1932 beträchtlich gestiegen ist. Dadurch ist die Unkosten- und Ertragsentwicklung der Stromerzeugungsgesellschaften günstig beeinflusst worden. Neuanlagen und Erweiterungsbauten sind in viel geringerem Ausmaße als in den Vorjahren zu verzeichnen. Das Gleiche gilt trotz des Anstieges der Stromerzeugung auf 17 Milliarden kWh (16.7 i. Vj.) für alle Werke bzw. auf 12.2 Milliarden kWh (11.4) für die öffentlichen Werke allein auch für Großbritannien, denn nach dem Bericht der Electricity Commissioners für 1931/32 (bis 31. März) war die genehmigte Neubaulistung nur 153 000 kW gegen 892 000 i. Vj. und 550 000 kW im Durchschnitt der letzten zehn Jahre. In

¹⁾ E. u. M. 47 (1929) S. 388.

²⁾ W. Rogowski, E. u. M. 51 (1933) S. 249.

³⁾ ⁴⁷⁵⁷ Doktordissertation (Techn. Hochschule München) von Dipl.-Ing. Friedrich Weber, München 1932, 47 S. mit 12 Abb., 8°.

