

Zeitschrift: Bulletin de l'Association suisse des électriciens
Herausgeber: Association suisse des électriciens
Band: 23 (1932)
Heft: 16

Artikel: Statische und dynamische Stabilität von elektrischen Kuppelleitungen zwischen Netzen und zwischen Kraftwerken [Fortsetzung und Schluss]
Autor: Schönholzer, Ernst
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-1057459>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 15.04.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

ASSOCIATION SUISSE DES ÉLECTRICIENS

BULLETIN

RÉDACTION:
 Secrétariat général de l'Association Suisse des Electriciens
 et de l'Union de Centrales Suisses d'électricité, Zurich 8

EDITEUR ET ADMINISTRATION:
 Fachschriften-Verlag & Buchdruckerei S. A., Zurich 4
 Stauffacherquai 36/38

Reproduction interdite sans l'assentiment de la rédaction et sans indication des sources

XXIII^e Année

N^o 16

Vendredi, 5 Août 1932

Statische und dynamische Stabilität von elektrischen Kuppelleitungen zwischen Netzen und zwischen Kraftwerken.

Von Ernst Schönholzer, Ingenieur, Zürich.

621.3.016.32:621.311.16

(Fortsetzung von Seite 384 und Schluss.)

G. Berechnung der Kippleistung oder statisch kritischen Höchstleistung, sowie der statisch stabilen Betriebsgrenzleistung oder dynamischen Grenzleistung, welche auf einer Einfach-Drehstrom-Kuppelleitung übertragen werden kann.

1. Zwischen den Sammelschienen von konstant gehaltener Spannung zweier benachbarter Netze.

a) Ohne Zwischentransformatoren.

Fall I: $U_1 > U_2$.

a) $r = 0$; $x > 0$; $b = 0$; $g = 0$

Aus der Fig. 5 erkennen wir sofort die Beziehung:

$$U_1 \cdot \sin \vartheta = \sqrt{3} \cdot I_{w_2} \cdot x \cdot l \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (1)$$

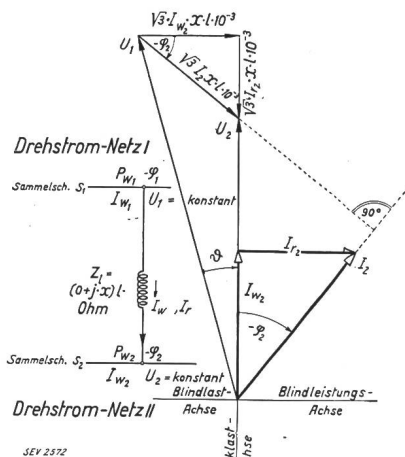


Fig. 5.

Schema und Vektordiagramm der verlustlosen Kuppelleitung zweier gleichfrequenter Drehstrom-Netze mit verschiedenen Spannungen.

daraus folgt der Wirkstrom:

$$I_{w_2} = \frac{U_1 \cdot \sin \vartheta}{\sqrt{3} \cdot x \cdot l \cdot 10^{-3}} \text{ in A} \quad (2)$$

Die Wirkleistung ist ausgedrückt durch:

$$P_2 = \sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_2 \cdot \cos -\varphi_2 \cdot 10^{-3} \\ = \sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_{w_2} \cdot 10^{-3} \text{ in MW} \quad (3)$$

(U_1 und U_2 sind stets in kV anzugeben)

Setzen wir den Wert von I_{w_2} aus Gl. (2) in Gl. (3) ein, so folgt die Gleichung für die nach Netz II übertragbare Wirkleistung

$$\left| P_2 = \frac{U_1 \cdot U_2}{x \cdot l} \cdot \sin \vartheta \right| \text{ in MW} \quad (4)$$

Die Kippleistung oder statisch kritische Höchstleistung ist demnach bei $\vartheta_{ki} = 90^\circ$, also ist:

$$\left| P_{ki_2} = \frac{U_1 \cdot U_2}{x \cdot l} \right| \text{ in MW} \quad (5)$$

Die statisch stabile Betriebs- oder dynamische Grenzleistung, bis zu welcher man normal höchstens die Leitung beanspruchen darf, um noch eine Reserve bei Laststößen zu haben, ist:

$$P_2^{(dy)} = P_{BGr_2} = \frac{P_{ki}^{(st)}}{\sigma} = \frac{P_{ki}^{(st)}}{1,5}$$

also folgt

$$\left| P_{BGr_2} = 0,667 \cdot \frac{U_1 \cdot U_2}{x \cdot l} \right| \text{ in MW} \quad (6)$$

Die in Station II erforderliche Blindleistung ist:

$$-P_{r_2} = -(\sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_2 \cdot \sin -\varphi_2 \cdot 10^{-3}) \\ = -\sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_{r_2} \cdot 10^{-3} \text{ in -MVar} \quad (7)$$

Aus Fig. 5 folgt direkt:

$$U_1 \cdot \cos \vartheta - U_2 = \sqrt{3} \cdot I_{r_2} \cdot x \cdot l \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (8)$$

Daraus ist:

$$I_{r_2} = \frac{(U_1 \cdot \cos \vartheta) - U_2}{\sqrt{3} \cdot x \cdot l \cdot 10^{-3}} = I_2 \cdot \sin -\varphi_2 \text{ in A} \quad (9)$$

Damit wird die gesuchte Blindleistung:

$$\left| -P_{r_2} = - \left(U_2 \cdot \frac{(U_1 \cdot \cos \vartheta) - U_2}{x \cdot l} \right) \right| \text{ in -MVA} \quad (10)$$

Für $\vartheta = 0$ wird

$$-P_{r_2} = - \left(\frac{U_1 \cdot U_2 - U_2^2}{x \cdot l} \right) \text{ in -MVA} \quad (11)$$

Bei $\vartheta = 90^\circ$ sendet Station II der Station I Blindstrom. Die Blindlast von Station II wird

$$+P_{r_2}'' = + \left(\frac{U_2^2}{x \cdot l} \right) \text{ in +MVA} \quad (12)$$

b) $|r > 0; x > 0; b = 0; g = 0|$

Aus Fig. 6 erkennt man die Relationen:

$$U_1 \cdot \sin \vartheta = \sqrt{3} \cdot l \cdot (I_{w_2} \cdot x - I_{r_2} \cdot r) \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (13)$$

$$U_1 \cdot \cos \vartheta - U_2 = \sqrt{3} \cdot l \cdot (I_{r_2} \cdot x + I_{w_2} \cdot r) \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (14)$$

Die Wirkleistung ist wiederum:

$$P_2 = \sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_{w_2} \cdot 10^{-3} \text{ in MW} \quad (15)$$

Die 3 Unbekannten in diesen 3 Gleichungen sind I_{w_2} , I_{r_2} als Skalar genommen und P_2 . Die algebraische Auflösung ergibt folgende Ausdrücke:

Für den Wirkstrom:

$$\left| I_{w_2} = \frac{U_1 \cdot (r \cdot \cos \vartheta + x \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot r}{l \cdot (r^2 + x^2) \cdot \sqrt{3}} \cdot 10^3 \right| \text{ in A} \quad (16)$$

Für den skalaren Blindleistungsstrom:

$$\left| I_{r_2} = \frac{U_1 \cdot (x \cdot \cos \vartheta - r \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot x}{\sqrt{3} \cdot (r^2 + x^2) \cdot l} \cdot 10^3 \right| \text{ in A} \quad (17)$$

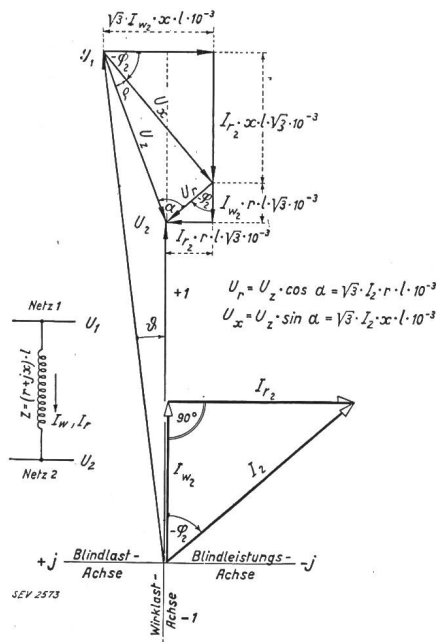


Fig. 6.

Schema und Vektordiagramm einer wirklichen Kuppelleitung zweier gleichfrequenter Drehstrom-Netze mit verschiedenen Spannungen am Anfang und Ende.

Für die übertragbare Wirkleistung:

$$\left| P_2 = U_2 \cdot \frac{U_1 \cdot (r \cdot \cos \vartheta + x \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot r}{(r^2 + x^2) \cdot l} \right| \text{ in MW} \quad (18)$$

Es ist jetzt interessant zu untersuchen, bei welchen Werten von ϑ in Gl. (18) die Wirkleistung $P_2 = 0$ wird. Zur Vereinfachung setzen wir:

$$U_1 \cdot r = A; U_1 \cdot x = B; U_2 \cdot r = C$$

Dann wird $P_2 = 0$ wenn:

$$A \cdot \cos \vartheta + B \cdot \sin \vartheta = C \quad \text{oder}$$

$$A^2 - A^2 \cdot \sin^2 \vartheta = C^2 - 2 \cdot B \cdot C \cdot \sin \vartheta + B^2 \cdot \sin^2 \vartheta$$

Daraus ergibt sich:

$$(A^2 + B^2) \cdot \sin^2 \vartheta - 2 \cdot B \cdot C \cdot \sin \vartheta + (C^2 - A^2) = 0$$

und aufgelöst nach

$$\sin \vartheta = \frac{B \cdot C \pm \sqrt{B^2 \cdot C^2 - (A^2 + B^2) \cdot (C^2 - A^2)}}{A^2 + B^2}$$

Ein Wurzelwert von ϑ wird negativ, der andere wird positiv; letzterer muss von 180° subtrahiert werden, um den physikalisch richtigen Winkel zu ergeben. In einem Zahlenbeispiel werden wir noch an Hand einer Lastkurve ersehen, wie gross diese ($P_2 = 0$) Winkel ϑ in einer wirklichen Leitung ausfallen. Man begegnet gelegentlich in der elektrotechnischen Literatur Stabilitätskurven wirklicher Leitungen, die im Nullpunkt des Koordinatensystemes beginnen, was falsch ist. Interessant ist ferner die Untersuchung, welche Leistung beim Stabilitätswinkel $\vartheta = 0$ übertragen werden kann. In Gl. (18) ist dann $\cos \vartheta = 1$ und $\sin \vartheta = 0$ und daraus folgt:

$$\left| P_{2\vartheta=0} = \frac{U_2 \cdot (U_1 - U_2)}{l} \cdot \frac{r}{r^2 + x^2} \right| \text{ in MW} \quad (19)$$

Das Maximum der übertragbaren Wirkleistung oder kritische stabile Grenzleistung oder statische Kippleistung (kritische Höchstleistung) erhalten wir aus dem Differentialquotienten

$$\frac{dP_2}{d\vartheta} = -r \cdot \sin \vartheta + x \cdot \cos \vartheta$$

wenn wir ihn gleich Null setzen, also schreiben:

$$-r \cdot \sin \vartheta + x \cdot \cos \vartheta = 0 \quad \text{oder} \quad r \cdot \sin \vartheta = x \cdot \cos \vartheta$$

Der sogenannte Kippwinkel ergibt sich aus:

$$\left| \vartheta_{ki} = \arctg \frac{x}{r} = \vartheta_{max} \right| \quad (20)$$

ist also auch gleich dem Längs-Impedanzwinkel α der Leitung. Die Verschiebung der Kippgrenzen zwischen wirklicher und verlustloser Leitung berechnet sich aus

$$\left| \varphi_{ki} = 90^\circ - \vartheta_{ki} \right| \quad (21)$$

Weil nun $\frac{d^2 P_2}{d P_2^2} = - (r \cdot \cos \vartheta + x \cdot \sin \vartheta)$,

also negativ ist, so muss bei Einsetzen von ϑ_{ki} in Gl. (18) letztere einen Höchstwert darstellen. Deshalb stellt

$$\left| P_{ki} = U_2 \frac{U_1 \cdot (r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \cdot \sin \vartheta_{ki}) - U_2 \cdot r}{(r^2 + x^2) \cdot l} \right| \text{ in MW (22)}$$

die gesuchte statische Kippleistung dar. Damit können wir auch sofort die dynamische Grenzleistung oder die statisch stabile Betriebsgrenzleistung mittels des Ueberlastfaktors σ ausdrücken.

$$\left| P_{BGr_2} = U_2 \cdot \frac{U_1 \cdot (r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \sin \vartheta_{ki}) - U_2 \cdot r}{(r^2 + x^2) \cdot l \cdot \sigma} \right| \text{ in MW (23)}$$

Wie man aus Gl. (18) sieht, setzt sich die übertragbare Leistung aus drei einander überlagerten Leistungen zusammen, und zwar $P_2 = P'_2 + P''_2 + P'''_2$ worin:

$$P'_2 = \frac{U_1 \cdot U_2}{l} \cdot \frac{r}{r^2 + x^2} \cdot \cos \vartheta, \text{ welche mit wachsendem } \vartheta \text{ abnimmt.}$$

$$P''_2 = \frac{U_1 \cdot U_2}{l} \cdot \frac{x}{r^2 + x^2} \cdot \sin \vartheta, \text{ welche mit wachsendem } \vartheta \text{ zunimmt,}$$

$$P'''_2 = - \frac{U_2^2}{l} \cdot \frac{r}{r^2 + x^2} \cdot 1, \text{ welche von } \vartheta \text{ unabhängig ist.}$$

Letztere Leistung könnte man gewissermassen eine «Gleichstromleistung» nennen, weil sich die Anfangs- und die Endspannung deckt.

Die Berechnung der statischen Kippleistung gestaltet sich ausserordentlich einfach, wenn die Kurven Fig. 7 für die Ausdrücke $r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \sin \vartheta_{ki}$ und $r^2 + x^2$, welche in Funktion vom

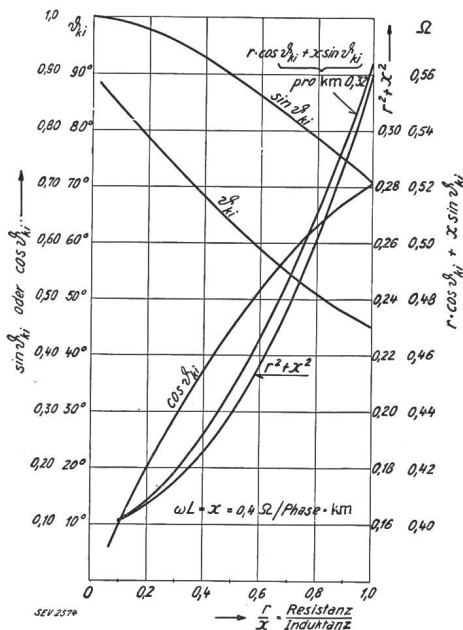


Fig. 7.

Hilfskurven für rasche Berechnung der Kippleistung P_{ki} als Funktion von $\frac{r}{x}$

Verhältnis $r : x$ aufgetragen sind, verwendet werden. Für Schnellrechnungen sind sie genügend genau, weil für Freileitungen, die wir hier vorläufig allein betrachten, die kilometrische Induktanz pro Phase stets annähernd 0,40 Ohm beträgt.

Einige Autoren von Aufsätzen über die statische Stabilität von Kuppelleitungen schreiben Gl. (18) in etwas anderer Form, die sich aber leicht aus letzterer ableiten lässt. Wenn wir darin setzen:

$$r^2 + x^2 = z^2, \quad r = z \cdot \cos \alpha$$

$\frac{r}{z} = \cos \alpha$ und $\frac{x}{z} = \sin \alpha$, wo α der Längs-Impedanzwinkel ist, so wird aus Gl. (18) folgender Ausdruck hervorgehen:

$$P_2 = U_2 \cdot \frac{U_1 (z \cdot \cos \alpha \cdot \cos \vartheta + z \cdot \sin \alpha \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot z \cdot \cos \alpha}{z^2 \cdot l}$$

Dividieren wir Zähler und Nenner durch z , klammern ferner U_1 aus und erinnern uns, dass $\cos (\alpha - \vartheta) = \cos \alpha \cdot \cos \vartheta + \sin \alpha \cdot \sin \vartheta$ ist, so erhalten wir die mit Gl. (18) identische Gleichung:

$$\left| P_2 = \frac{U_1 \cdot U_2}{z \cdot l} \cdot \left[\cos (\alpha - \vartheta) - \frac{U_2}{U_1} \cdot \cos \alpha \right] \right| \text{ in MW (24)}$$

Beide Gleichungen (18) und (24) erfordern ungefähr gleich viel Rechen- bzw. Nachschlagearbeit. Vorteile und Nachteile sind bei beiden vorhanden. Gl. (18) lässt vielleicht deutlicher als Gl. (24) erkennen, dass die Gesamtleistung gleich der Summe dreier einander überlagerten Einzelleistungen ist.

Nachdem wir die Grösse der Wirkleistungen nach allen praktischen Gesichtspunkten hin eingehend untersucht haben, wollen wir die dieser Wirkleistung zugehörige Blindleistung berechnen, welche Station 1 loko Station 2 liefern muss.

Es ist:

$$-P_{r_2} = -\sqrt{3} \cdot I_{r_2} \cdot U_2 \cdot 10^{-3} \text{ in - MVar (25)}$$

Mit Verwendung von Gl. (17) und nach einigen Umformungen erhalten wir die gesuchte Blindleistung für Station 2:

$$\left| -P_{r_2} = -U_2 \cdot \frac{U_1 \cdot (x \cdot \cos \vartheta - r \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot x}{(r^2 + x^2) \cdot l} \right| \text{ in - MVar (26)}$$

Gl. (26) kann auch so geschrieben werden:

$$-P_{r_2} = -U_2 \cdot \frac{U_1 \cdot (z \cdot \sin \alpha \cdot \cos \vartheta - z \cdot \cos \alpha \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot z \cdot \sin \alpha}{z^2 \cdot l} \text{ in - MVar (27)}$$

oder Zähler und Nenner durch z dividiert

$$-P_{r_2} = -\frac{U_2}{z \cdot l} \cdot [U_1 (\sin \alpha \cdot \cos \vartheta - \cos \alpha \cdot \sin \vartheta) - U_2 \cdot \sin \alpha] \text{ in - MVar (28)}$$

Klammern wir schliesslich U_1 noch aus und beachten, dass $\sin \alpha \cdot \cos \vartheta - \cos \alpha \cdot \sin \vartheta = \sin(\alpha - \vartheta)$, so folgt:

$$\left| -P_{r_2} = -\frac{U_1 \cdot U_2}{z \cdot l} \cdot \left[\sin(\alpha - \vartheta) - \frac{U_2}{U_1} \cdot \sin \alpha \right] \right|$$

in -MVar (29)

Schliesslich berechnen wir noch die synchronisierende Leistung, mit welcher die beiden Netze im Takte pulsieren bzw. zusammen«hängen». Sie ergibt sich aus dem Differentialquotienten:

$$\frac{dP_2}{d\vartheta} = P_s = U_2 \cdot \frac{U_1 \cdot (x \cdot \cos \vartheta - r \cdot \sin \vartheta)}{(r^2 + x^2) \cdot l} \text{ oder}$$

$$\left| P_s = \frac{U_1 \cdot U_2}{z \cdot l} \sin(\alpha - \vartheta) \right| \text{ in MW} \quad (30)$$

Zahlenbeispiel. Um den grossen Einfluss der Resistanz auf die Leistungsübertragbarkeit von Drehstrom-Kuppelleitungen recht deutlich vor Augen zu führen, wollen wir zwei zu kuppelnde Netze mit konstanter Sammelschienenspannung betrachten, welche durch eine Einfachdrehstromleitung miteinander verbunden sein mögen, gemäss Schema Fig. 8.

Netz 2 belastet die Sammelschienen der Station 2 mit $-30 \text{ MW} + 30 \text{ jMVA} \sim M_1 T$.

Die Stromquelle 2 liefert: $+10 \text{ MW} - \text{jMVA} \sim M_1 M'_3$.

Die Kuppelleitung muss deshalb noch liefern:

$$+20 \text{ MW} - 15 \text{ jMVA} \sim M'_3 T_1,$$

d. h. also $20\,000 \text{ kW}$ bei $\cos \varphi = 0,80$ (Wirkleistend, blindleistend). Alle diese Leistungen sind in MW und $-\text{jMVA}$ im Vektordiagramm der Fig. 8 aufgetragen. Die Spannungen und Leitungskonstanten sind im Schema der Fig. 8 eingetragen. Darin ist links die Lastkurve der wirklichen und verlustlosen Fernleitung von 100 km gezeichnet, gemäss Gl. (18) in Funktion des Stabilitätswinkels ϑ . Alles Wissenswerte für den statisch stabilen Betrieb ist daraus klar ersichtlich, so dass sich viele Worte hier im Text erübrigen. Die Berechnung der Kipp-

leistung aus Gl. (18) od. (24) ergibt $P_{ki} = \frac{110 \cdot 100}{44,72}$

$$\left(1 - \frac{100}{110} \cos 63^\circ 30' \right) = 146 \text{ MW} \text{ bei } \vartheta_{ki} =$$

$63^\circ 30'$. Die Blindleistung, welche bei diesem Winkel erforderlich ist, beträgt: $-P_{r_2} = -\text{j} \cdot 200 \text{ MVA} \equiv -200 \text{ MVar}$. Es wird nun interessant sein, aus einem Betriebsdiagramm, wie es der Verfasser schon 1922 in der STZ Nr. 6 bis 9 veröffentlicht hat, die gesuchte Kipp- und Betriebsgrenzleistung bzw. Belastung auch graphisch zu bestimmen. Der Verfasser glaubt, es sei den Betriebsleuten verständlicher, wenn er nicht das dem Theoretiker bekanntere Kreisdiagramm, sondern das einfache, aus Leerlauf- und Kurzschlussbetrieb zusammengesetzte «Betriebsdiagramm» der Spannungen für die Erklärung auswählt.

Konstruktion des Betriebs- und Stabilitätsdiagrammes für die Bestimmung der Kipp- und Betriebsgrenzleistung bzw. -last.

In Fig. 8 ist durch Strecke OM_1 maßstäblich der Vektor der Empfangsspannung $U_2 = 100 \text{ kV}$ und im gleichen Vektor OM_1 zugleich auch hinreichend genau bei 100 km die Leerlaufspannung U_{01} dargestellt. Darüber lagern wir die Kurzschlussspannung $M_1 M_2 \sim U_{ki,0}$, berechnet für die Belastung von $-20\,000 \text{ kW}$ bei $\cos \varphi_2 = 1,0$

$$U_{ki,0} = \sqrt{3} \cdot I_{w_2} \cdot l \cdot \sqrt{r^2 + x^2} \cdot 10^{-3}$$

$$= \sqrt{3} \cdot \left(\frac{20\,000}{\sqrt{3} \cdot 100} \right) \cdot 100 \cdot 0,4472 \cdot 10^{-3} = 8,94 \text{ kV}$$

Diesen Kurzschluss-Wirkspannungsvektor haben wir absichtlich in die Wirklastachse gelegt, um das Wirk- und Blindleistungsnetzbild recht übersichtlich vor uns zu haben, also aus Zweckmässigkeitsgründen.

Es wird also zuerst ein V- und kW-Maßstab festgelegt, und zwar so, dass $-20 \text{ MW} \sim 8,94 \text{ kV} \sim$ Vektor $M_1 M_2$ ist. Daraus ergibt sich auch sofort der kVar- bzw. MVar-Maßstab und damit das obengenannte Netzbild, «Karosystem», wie es Oswald Burger nennt. Unter dem Impedanzwinkel

$\alpha = \arctg \frac{x}{r}$ wird der Endspannungsvektor $U_2 \sim$

$OM_1 \sim 100 \text{ kV}$ an M_1 angetragen, wie Fig. 8 deutlich zeigt. Weil Netz 2 die Station 2 ausserdem noch mit $+j \cdot 15 \text{ MVA}$ beansprucht, so kommt die Kurzschlussspannung in die Lage $M_1 M_3$ zu liegen und steigt von $8,94 \text{ kV}$ auf $11,2 \text{ kV}$. Also ist:

$$U_1 \angle \vartheta_v = U_2 \uparrow U_{k0,80} = 100 \uparrow 11,2 = 110 \text{ kV}$$

Die beiden Spannungen U_1 und U_2 schliessen jetzt den Vollastwinkel ϑ_v miteinander ein. Wir halten nun voraussetzungsgemäss U_1 und U_2 konstant und drehen Vektor $OM_3 \sim U_1$ soweit vorwärts, bis derselbe mit U_2 den Grenzwinkel $\vartheta_{\max} = \vartheta_{ki} = 63^\circ 30' = \alpha$ einschliesst. Die Vektorspitze von U_1 erreicht den Punkt S in Fig. 8. Die neue Lage von U_1 ist nun OS. Eine Senkrechte SM_5 auf OS durch Punkt S schneidet auf der verlängerten Wirklastachse im Diagramm den Vektor $M_1 M_5$ ab. Derselbe stellt nun die gesuchte Kipplast nach Grösse und Richtung dar. Dividieren wir nämlich $M_1 M_5$ durch $M_1 M_2$ und multiplizieren den Quotienten mit -20 MW , so erhalten wir die Kipplast P_{ki} zu: $-P_{ki} = 7,3 \cdot (-20) = -146 \text{ MW}$, also genau wie aus der analytischen Rechnung. Ein grösserer Lastvektor als $M_1 M_5 \sim -146 \text{ MW}$ würde mit der Vertikalen $M_5 S$ den Kreis mit dem Radius U_1 um 0 nicht mehr tangieren.

Die Betriebsgrenzlast oder dynamische Grenzlast erhalten wir durch Division von $M_1 M_5$ durch $\sigma \cdot (M_1 M_2)$ und Multiplikation des berechneten Quotienten mit (-20 MW) . Setzen wir $\sigma = 1,5$, so ist also $-P_{2}^{(dv)} = -P_{BGr} = \frac{-P_{ki}}{1,5} = \frac{M_1 M_5}{1,5 \cdot (M_1 M_2)} \cdot (-20) = -97,3 \text{ MW}$ (Betriebsgrenzlast). Die dabei aufzuwendenden Blindleistungen sind ebenfalls aus dem

Diagramm ersichtlich. Ueberhaupt kann der ganze Betrieb von Leerlauf bis zur Kipplast sehr leicht und bequem überblickt und sowohl Wirk- wie Blindlasten für jeden beliebigen Belastungsfall direkt maßstäblich abgegriffen werden.

c) $[r > 0; x > 0; b > 0; g > 0]$

Fig. 9 stellt ein Betriebs-Vektordiagramm dar, ähnlich wie Fig. 8, nur ist darin Kapazität und Ableitung berücksichtigt. Um die Vektoren, welche

Der Vergleich der Strecken vom Leerlaufpunkt M_1 bzw. M'_1 bis zum Kippunkt M_4 bzw. M'_4 zeigt deutlich, dass Kapazität und Ableitung zusammen die statische Stabilität der Leistungsübertragung erhöhen.

Dadurch, dass wir jeweils in Fig. 9 die Bedeutung der Vektoren angeschrieben haben, erklärt sich das Betriebsdiagramm ohne weitere Worte von selbst.

Fall II: $U_1 = U_2 = U$

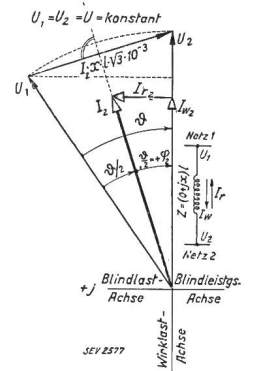
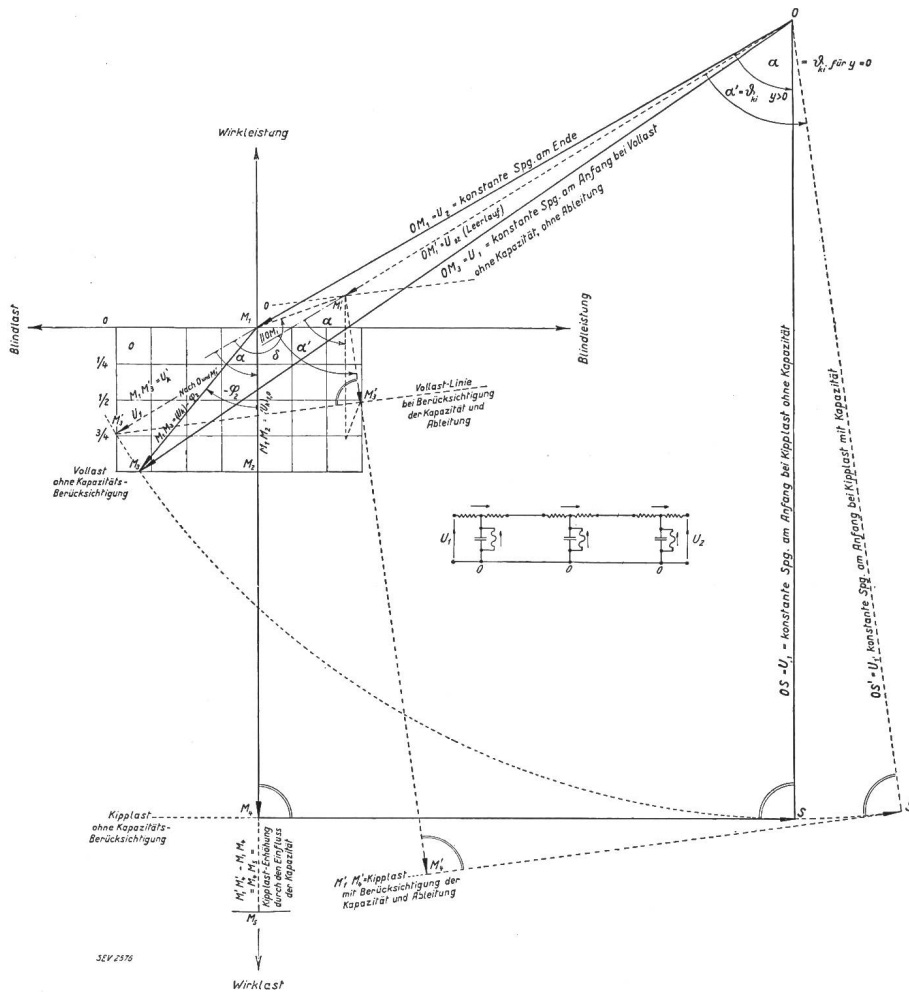


Fig. 10.

Schema und Vektordiagramm einer verlustlosen Kuppelleitung für gleiche Anfangs- und Endspannungen.

Fig. 9 (links).

Zwei einander überlagerte Betriebsdiagramme, die qualitativ den Einfluss der Kapazität auf die Stabilität, d. h. auf die stabil übertragbare Kippleistung zeigen.

den Einfluss dieser beiden Erscheinungen zum Ausdruck bringen, deutlich hervortreten zu lassen, haben wir das Betriebsdiagramm unmaßstäblich gezeichnet, aber immerhin so, dass eine qualitative Betrachtung möglich ist. Um zu beurteilen, ob Kapazität und Ableitung die Stabilität erhöhen oder erniedrigen, lagerten wir zwei Diagramme für gleiche Uebertragungsleistungen so übereinander, dass die Endspannungen OM_1 sich vollständig decken.

Das Diagramm $OM_1 M_2 M_4 S O$ mit gestrichelten Linien stellt eine Leitung ohne Kapazität und ohne Ableitung dar.

Das Diagramm $OM_1 M'_1 M'_3 M'_4 S' O$ mit gestrichelten Linien stellt eine Leitung mit Kapazität und Ableitung dar.

a) $[r = 0; x > 0; b = 0; g = 0]$

Fig. 10 zeigt das Vektordiagramm für diese Uebertragung. Wir erkennen daraus die Beziehung:

$$U \cdot \sin \vartheta = \sqrt{3} \cdot x \cdot l \cdot I_2 \cdot 10^{-3} \cdot \cos \frac{\vartheta}{2} \text{ in kV} \quad (31)$$

Ferner ist: $\sphericalangle \varphi = \sphericalangle \vartheta / 2$ und die Empfangsleistung:

$$P_2 = \sqrt{3} \cdot U_2 \cdot I_2 \cdot \cos \varphi_2 \cdot 10^{-3} \text{ in MW} \quad (32)$$

Setzen wir den aus Gl. (31) berechneten

$$\text{Strom } I_2 = \frac{U \cdot \sin \vartheta \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot x \cdot l \cdot \cos \vartheta / 2} \text{ in Gl. (32) ein,}$$

so folgt der Ausdruck für die übertragbare Wirkleistung nach Station 2 in geordneter Schreibweise:

$$\left| P_2 = \frac{U^2}{x \cdot l} \cdot \sin \vartheta \right| \text{ in MW} \quad (33)$$

Die maximale oder die sogenannte Kippleistung tritt bei $\vartheta = 90^\circ$ auf und ist

$$\left| P_{ki} = \frac{U^2}{x \cdot l} \right| \text{ in MW (verlustlose Leitung)} \quad (34)$$

b) $|r > 0; x > 0; b = 0; g = 0|$

Aus Fig. 11 erkennen wir sofort die elektrischen Zustandsgleichungen

$$U \cdot \sin \vartheta = \sqrt{3} \cdot l \cdot (I_{w_2} \cdot x + I_{r_2} \cdot r) \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (35)$$

$$U(1 - \cos \vartheta) = \sqrt{3} \cdot l \cdot (I_{r_2} \cdot x - I_{w_2} \cdot r) \cdot 10^{-3} \text{ in kV} \quad (36)$$

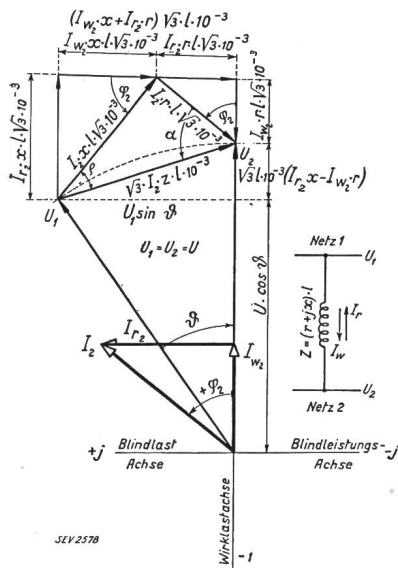


Fig. 11. Schema und Vektor diagramm einer wirklichen Kuppelleitung für gleiche Anfangs- und Endspannungen.

Es beträgt in Station 2: die Empfangswirkleistung:

$$P_2 = \sqrt{3} \cdot U \cdot I_{w_2} \cdot 10^{-3} \text{ in MW} \quad (37a)$$

die Sendeblindlast (= Blindlast, mit welcher Station 1 die Station 2 belastet):

$$P_{r_2} = \sqrt{3} \cdot U \cdot I_{r_2} \cdot 10^{-3} \text{ in MVar} \quad (37b)$$

Sollen Anfangs- und Endspannung einander gleich sein, so verlaufen Wirk- und Blindströme in entgegengesetzter Richtung.

Man vergleiche in Fig. 6 und 11 die Blindstromrichtungen I_{r_2} .

Die algebraische Auflösung nach den gesuchten Größen I_{w_2} , I_{r_2} und P_2 , P_{r_2} ergibt aus den Gl. (35, 36, 37a und 37b) die folgenden Ausdrücke:

Für den Wirkstrom:

$$\left| I_{w_2} = U \cdot \frac{(r \cdot \cos \vartheta + x \cdot \sin \vartheta) - r}{\sqrt{3} (r^2 + x^2) \cdot l} \cdot 10^3 \right| \text{ in A} \quad (38)$$

Für den Blindlaststrom von Station 2 nach Station 1:

$$\left| I_{r_2} = U \cdot \frac{(r \cdot \sin \vartheta - x \cdot \cos \vartheta) + x}{\sqrt{3} (r^2 + x^2) \cdot l} \cdot 10^3 \right| \text{ in A} \quad (39)$$

Für die Wirkleistung, die nach Station 2 zu liefern ist:

$$\left| P_2 = U^2 \cdot \frac{(r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \cdot \sin \vartheta) - r}{(r^2 + x^2) \cdot l} = \frac{U^2}{z \cdot l} [\cos (\alpha - \vartheta) - \cos \alpha] \right| \text{ in MW} \quad (40)$$

Für die Kippleistung oder kritische Grenzwirkleistung:

$$\left| P_{ki_2} = U^2 \cdot \frac{(r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \cdot \sin \vartheta_{ki}) - r}{(r^2 + x^2) \cdot l} = \frac{U^2}{z \cdot l} (1 - \cos \alpha) \right| \text{ in MW} \quad (41)$$

worin wieder wie früher $\vartheta_{ki} = \alpha = \text{arctg} \frac{x}{r}$.

Weil die Stationsüberspannungen U_1 und U_2 gleich gross (also $= U$) sein sollen, so muss Station 2 der Station 1 Blindleistung liefern, und zwar beträgt die Blindlast, welche dafür loko Station 2 zu decken ist:

$$\left| P_{r_2} = U^2 \cdot \frac{(r \cdot \sin \vartheta - x \cdot \cos \vartheta) + x}{(r^2 + x^2) \cdot l} = \frac{U^2}{z \cdot l} [\sin (\alpha - \vartheta) + \sin \alpha] \right| \text{ in MVar} \quad (42)$$

Für $\vartheta = \alpha$ ergibt sich die zu deckende Blindlast aus $(P_{r_2})_{ki} = \frac{U^2}{z \cdot l} \cdot \sin \alpha$.

Die synchronisierende Leistung, mit welcher die beiden Netze «zusammenhängen» bzw. sich im Takte halten, ist:

$$\left| \frac{d P_2}{d \vartheta} = P_s = U^2 \cdot \frac{x \cdot \cos \vartheta - r \cdot \sin \vartheta}{(r^2 + x^2) \cdot l} = \frac{U^2}{z \cdot l} \sin (\alpha - \vartheta) \right| \text{ in MW} \quad (43)$$

Für $\vartheta = \alpha = \text{arctg} \frac{x}{r}$ wird $P_s = 0$.

Der Ausdruck für die Berechnung des Kippwinkels ist also wieder derselbe wie beim vorigen Abschnitt a).

Zum Schlusse dieser Betrachtungen unter a) und b) für die Fälle I und II wollen wir an zwei extremen Verhältnissen $r : x$ dartun, wie einflussreich die Resistanz auf die Grösse der übertragbaren Wirkleistung ist. Dabei ist für x die annähernd gleichbleibende Induktanz = 0,40 Ohm/Phase und km für Freileitungen zugrunde gelegt. $l = 100$ km. Tabelle I zeigt die errechneten Verhältnisse.

In Fig. 12 und 13 sind je zwei Kurvenscharen in logarithmischem Maßstab aufgetragen, welche für 66-, 110-, 150-, 220-kV-Einfach-Freileitungen eine grosse Anzahl Kippleistungen bei gegebenen Längen abzulesen gestatten.

Tabelle I.

$\frac{r}{x}$	ϑ_{ki}	Werte aus Kurven Fig. 7		Kippleistungen für $U_1 = U_2 = 100$ kV		Fehler von A gegenüber B in %
		$r^2 + x^2$	$r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \cdot \sin \vartheta_{ki}$	A P_{ki} nach Gl. (33)	B P_{ki} nach Gl. (41) (genau)	
0,10	84° 20'	0,1616	0,402	250 000 kW	224 000 kW	12
1,0	45°	0,320	0,565	250 000 kW	51 500 kW	486

Die Geraden der Kurvenscharen unterscheiden sich in ihrer Lage nur durch verschiedene Werte von $r : x$ und der Uebertragungsspannung U .

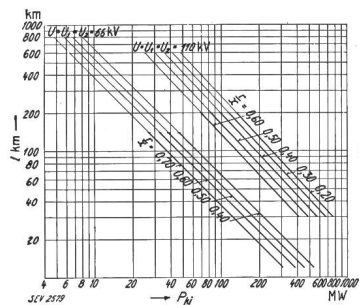


Fig. 12.

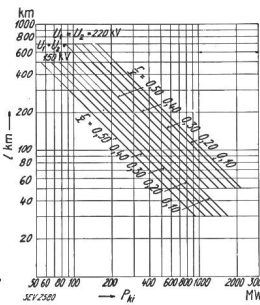


Fig. 13.

Zwei Kurvenscharen für 66 kV und 110 kV (Fig. 12); 150 kV und 220 kV (Fig. 13) Drehstrom-Einfach-Kuppel-Freileitungen zum bequemen Ablesen der übertragbaren Kippleistungen P_{ki} auf der Abszissenachse bei gegebenem Verhältnis $r : x$ und der Einfachlänge l auf der Ordinatenachse.

Wie wir am folgenden Zahlenbeispiel noch sehen werden, ist der Kapazitäts- und Ableitungseinfluss selbst bei sehr hohem Kippleistungsmoment P_{ki} mal Länge relativ sehr klein.

Bestimmung der Kippleistung, welche auf einer Kuppelleitung übertragen werden kann, deren Kapazität und Ableitung nicht zu vernachlässigen ist, wenn also:

$$c) \quad |r > 0; \quad x > 0; \quad b > 0; \quad g > 0|$$

Diese Aufgabe lösen wir am einfachsten an Hand des Betriebsdiagrammes für lange Leitungen unter Verwendung der rasch konvergenten Cosh- und Sinh-Reihe, damit wir den Rechenschieber gebrauchen können. Für äusserst lange ($l \geq 1000$ km), vorläufig hypothetische, Leitungen greift man besser zu den Tafeln hyperbolischer Funktionen.

Zwischen den Sammelschienen $S_1 S_2$ zweier praktisch unendlich starker Netze von 50 Per./s mit konstanter Spannung soll durch eine 220-kV—500-km-Kuppelleitung eine Aushilfswirkleistung von 100 MW hin oder her, in unserer Betrachtung von S_1 nach S_2 übertragen werden.

Die der Berechnung zugrunde gelegten Leistungsdaten pro Phase/km sind:

- Resistanz $r = 0,04$ Ohm
- Induktanz $x = 0,40$ Ohm
- Impedanz $z = 0,4015$ Ohm
- Konduktanz $g = 0,020 \cdot 10^{-6}$ S
- Kapazität $b = 3,0 \cdot 10^{-6}$ S
- Admittanz $y = \sim 3,0 \cdot 10^{-6}$ S

$$\alpha = \arctg \frac{x}{r} = 84^\circ 15' = \vartheta_{ki}$$

$$\beta = \arctg \frac{b}{g} = 89^\circ 30'$$

Quadrat der Propagationskonstanten k / δ
 $= z / \alpha \cdot y / \beta = 1,2045 \cdot 10^{-6} / \alpha + \beta = \delta$.
 Summenwinkel oder Vektorwinkel derselben
 $\delta = \alpha + \beta = 173^\circ 45'$.

Erstens: Wie gross ist die Kippleistung, wenn $y = 0$ wäre?

Lösung: $P_{ki y=0} =$

$$220^2 \cdot \frac{(0,04 \cdot \cos 84^\circ 15' + 0,40 \cdot \sin 84^\circ 15') - 0,04}{(0,04^2 + 0,40^2) \cdot 500}$$

Aus dem Kurvenblatt Fig. 7 entnehmen wir für $r \cdot \cos \vartheta_{ki} + x \cdot \sin \vartheta_{ki}$ den Wert 0,402 und für $r^2 + x^2$ den Wert 0,1616, und damit wird

$$P_{ki y=0} = 220^2 \cdot \frac{0,402 - 0,04}{0,1616 \cdot 500} = 217 \text{ MW}$$

Zweitens: Wie gross ist die Kippleistung, wenn $y = 3,0 \cdot 10^{-6}$ S ist?

Konstruktion des Betriebsdiagrammes (Fig. 14).

a) Leerlaufdiagramm der verketteten Spannungen.

$$M_1 M_2 \sim \frac{k}{2} l^2 \cdot U_2 / \delta = \frac{0,6}{10^6} \cdot 500^2 \cdot 220 / 173^\circ 45'$$

$$= 36 \text{ kV} / 173^\circ 45'$$

$$M_2 M_3 \sim \frac{k^2}{24} \cdot l^4 \cdot U_2 / 2 \delta = \frac{1,45}{24 \cdot 10^{12}} \cdot 500^4 \cdot 220 / 2 \delta$$

$$= 0,84 \text{ kV} / 2 \delta$$

Demnach ist die Leerlaufspannung U_{10} / ϑ_0

$$OM_1 \uparrow M_1 M_2 \uparrow M_2 M_3 = OM_3$$

$$220 \text{ kV} / 0 + 36 \text{ kV} / \delta + 0,84 \text{ kV} / 2 \delta = 185 \text{ kV}$$

b) Kurzschlussdiagramm der verketteten Spannungen.

$$M_3 M_4 \sim U_{k10} = \sqrt{3} \cdot I_{w2} \cdot l \cdot z \cdot 10^{-3} / \alpha$$

$$= \sqrt{3} \cdot \left(\frac{100 \text{ 000 kW}}{\sqrt{3} \cdot 220 \text{ kV}} \right) \cdot 0,4015 \cdot 500 \cdot 10^{-3} / \alpha$$

$$= 91,2 \text{ kV} / \alpha$$

$$M_4 M_5 \sim U_{k10} \cdot \left(\frac{k}{6} l^2 \right) / \delta =$$

$$91,2 \cdot \left(\frac{1,2045}{6 \cdot 10^6} \cdot 500^2 \right) / \alpha + \delta = 4,56 \text{ kV} / \alpha + \delta$$

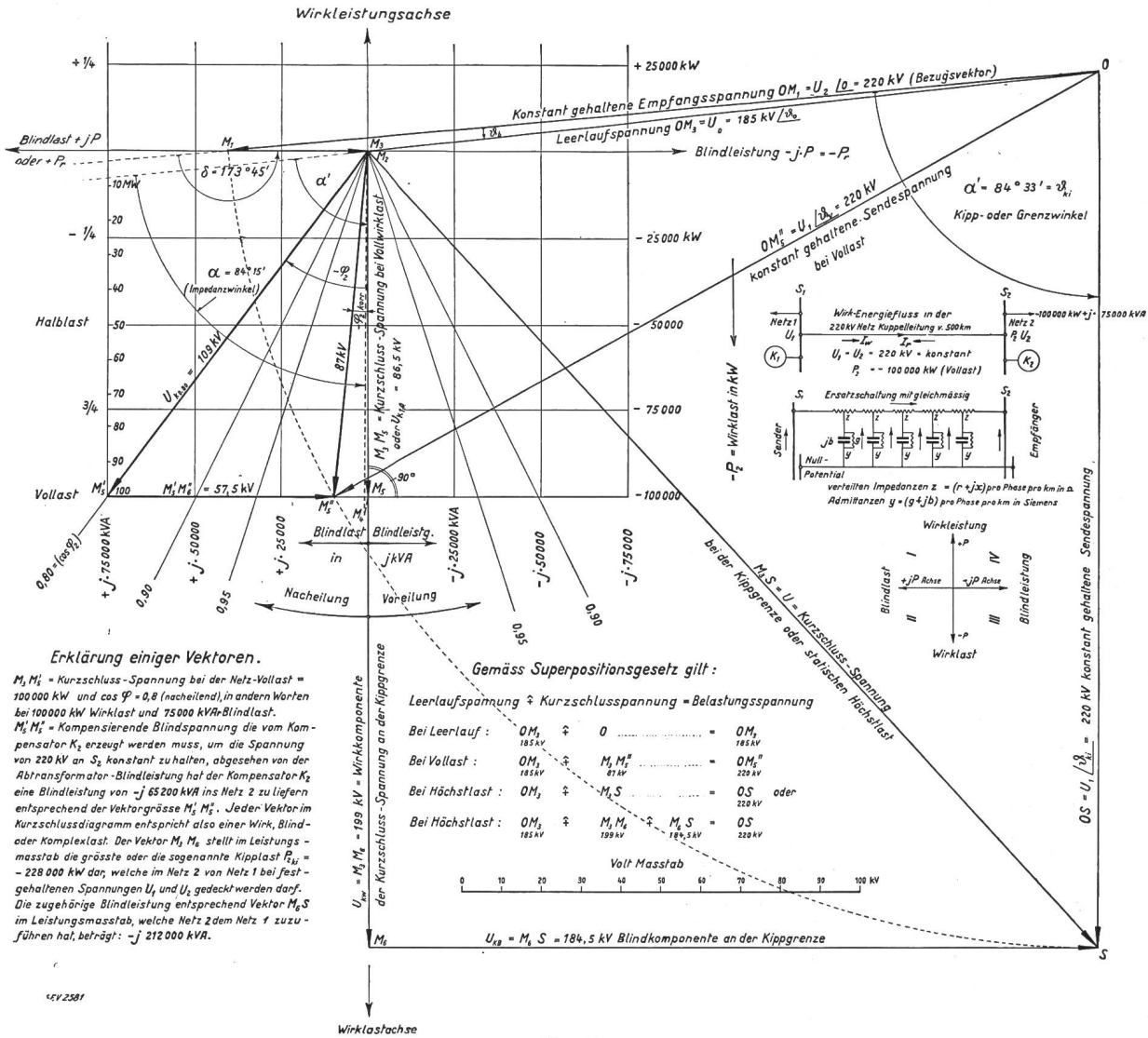


Fig. 14.

Betriebsdiagramm einer 100-MW-220-kV-500-km-Netz-Kuppelleitung, worin sämtliche Konstanten berücksichtigt sind. Es zeigt auch die Kipplast, mit welcher die Leitung beansprucht werden kann.

Die weiteren Glieder der Sinh-Reihe sind so klein, dass man sie vernachlässigen darf.

Demnach ist die Kurzschlußspannung:

$$U_{k10} = M_3 M_4 + M_4 M_5 = M_3 M_5$$

$$91,2 \text{ kV} / \alpha + 4,56 / \delta = 86,5 \text{ kV} / \alpha + \delta$$

Bei Kenntnis von Leerlauf- und Kurzschlußspannung kann das Belastungs- bzw. Betriebsdiagramm gemäss Fig. 14 sofort konstruiert werden durch einfache Anwendung des Superpositionsgesetzes.

Wir sehen, dass der Winkel α etwas grösser geworden ist durch Kapazität und Ableitung, also von $\alpha = 84^\circ 15'$ auf $\alpha' = 84^\circ 33'$ gestiegen ist. Es wird nun interessant sein zu erfahren, wie sich diese Vergrösserung des System-Impedanzwinkels in der Kippleistung auswirkt.

Drehen wir nun den konstanten Spannungsvektor $U_1 / \sqrt{3}$ aus seiner Vollaststellung OM_2' im positiven Sinne, bis der Stabilitätswinkel ϑ die Grösse $\alpha' = 84^\circ 33'$ erreicht hat und seine Spitze über

Punkt S steht, errichten darüber eine Senkrechte auf OS, so sehen wir, dass letztere auf der Wirklastachse links den Vektor $M_3 M_6$ abschneidet, der nun die gesuchte Kipplast $\sim -P_{ki}$ im Leistungs-massstab darstellt, und zwar erhalten wir:

$$-P_{ki} = \frac{M_3 M_6}{M_3 M_5} \cdot (-100 000)$$

$$= 2,28 \cdot (-100 000) = -228 000 \text{ kW}$$

Die Admittanz der Leitung erhöht also bei den gewählten Verhältnissen die übertragbare Kippleistung, d. h. die statisch stabile Grenzleistung um

$$\frac{228 000 - 217 000}{228 000} \cdot 100 \sim 5 \%,$$

also sehr weing relativ zum ziemlich grossen Leistungsmoment von $100 000 \text{ kW} \cdot 500 \text{ km} = 50 \cdot 10^6 \text{ kW} \cdot \text{km}$. Der Fehler, den man durch Vernachlässigung der Admittanz oder Querimpedanz begeht,

ist also sehr gering und nimmt bei kleinerer Länge als 500 km ziemlich rasch ab.

Wenn also eine Querkapazität in der Leitung stabilitäts erhöhend wirkt, so liegt der Schluss nahe, dass z. B. der Transformatorleerlaufblindstrom stabilitäts erniedrigend wirkt. Es wäre leicht, dies nachzuweisen. Von praktischer Bedeutung ist aber auch dieser Einfluss nicht. Komplizierte Berechnungen darüber anzustellen hat keinen Sinn, weil in der Praxis ohnehin schon die Spannung selbst einer sehr langen Fernleitung etwa alle 200 bis 300 km zu stützen ist, mittels eigens dazu konstruierten Synchronkondensatoren (Blindstrommaschinen).

β) Mit Zwischentransformatoren.

$| r > 0; x > 0; b = 0; g = 0 |$

Die Systemkonstanten berechnen sich aus der Summe der Leitungs- und Transformator konstanten. Fig. 15 zeigt das Schema einer Uebertragung mit Auf- und Abtransformatoren, deren relative Kurzschlußspannungen ϵ_{k1} und $\epsilon_{k2} = \epsilon_k$ sein mögen.

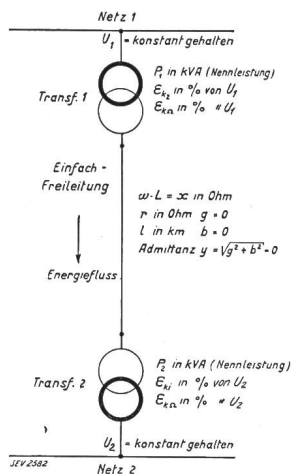


Fig. 15.

Schema einer Uebertragung für die Kuppelung zweier Netze mit Auf- und Abtransformatoren.

Die Ohmsche Komponente derselben sei $\epsilon_{k\Omega}$

Die induktive Komponente derselben sei ϵ_{ki}

Leitungsresistenz $r_1 = r_{spez} \cdot \frac{1000}{S_{mm}^2}$ in Ohm/Phase u. km

Transformatorresistenz $r_{tr} = \epsilon_{k\Omega} \cdot \left(\frac{U_1^2}{P_1} + \frac{U_2^2}{P_2} \right) \cdot \frac{1}{l}$ in Ohm/Phase und km

Systemresistenz $r' = r_1 + r_{tr}$ in Ohm/Phase und km

Leitungsinduktanz $x_1 = \frac{314}{10^4} \left(0,5 + 4,6 \log \frac{a}{r} \right)$ in Ohm/Phase und km

Transformatorinduktanz $x_{tr} = \epsilon_{ki} \left(\frac{U_1^2}{P_1} + \frac{U_2^2}{P_2} \right) \cdot \frac{1}{l}$ in Ohm/Phase und km

Systeminduktanz $x' = x_1 + x_{tr}$ in Ohm/Phase u. km

Die Kippleistungen berechnen sich dann für Fall I und II wieder aus den schon früher abge-

leiteten Gl. (22) und (41). Es wird interessant sein, aus einem Zahlenbeispiel zu erkennen, wie gross der Transformatoreinfluss auf die übertragbare Leistung ist. Transformator konstanten:

$\epsilon_{k\Omega} = 0,5\%; \epsilon_{ki} = 10\%$,

welche wir dem Beispiel der 100-km-110/100-kV-Uebertragung, das im Abschnitt G 1 und b Fall I durchgerechnet wurde, zugrunde legen wollen. Die Transformatoren-Nennleistungen seien $P_{tr1} = 25$ MVA und $P_{tr2} = 25$ MVA. Also wird

$r_{tr} = 0,005 \cdot \frac{110^2 + 100^2}{25 \text{ MVA}} \cdot \frac{1}{100} = 0,0442 \text{ Ohm}$

also $r' = r_1 + r_{tr} = 0,2 + 0,0442 = 0,2442 \text{ Ohm}$

ferner ist

$x_{tr} = 0,1 \cdot \frac{110^2 + 100^2}{25 \cdot 100} = 0,883 \text{ Ohm}; x' = x_1 + x_{tr} = 0,4 + 0,883 = 1,283 \text{ Ohm}$

Der Kippwinkel wird $\vartheta_{ki} = \arctg \frac{x'}{r'} = \arctg 5,25 = 79^\circ 10'$

Damit berechnet sich die Kippleistung nach Gl. (22)

Fall I: $U_1 > U_2$

$P'_{ki} = 100 \cdot \frac{110(0,2442 \cdot \cos 79^\circ 10' + 1,283 \cdot \sin 79^\circ 10') - 100 \cdot 0,2442}{(0,2442^2 + 1,283^2) \cdot 100}$

$P'_{ki} = \frac{146 - 24,42}{1,7} = 71,5 \text{ MW}$

ist also gegenüber der früher berechneten Kippleistung = 146 MW um mehr als 50 % gesunken. Wir sehen, dass eine zusätzliche Längsimpedanz also die Kippleistung beträchtlich beeinflusst, und zwar im ungünstigen Sinne.

Fall II: $U_1 = U_2 = 100 \text{ kV}$

$P'_{ki} = 100^2 \cdot \frac{(0,2442 \cdot \cos 79^\circ 10' + 1,283 \cdot \sin 79^\circ 10') - 0,2442}{(0,2442^2 + 1,283^2) \cdot 100} = 63,6 \text{ MW}$

c) $| r > 0; x > 0; b > 0, g > 0 |$

Wie wir im vorigen Abschnitt G, 1, a, c) gesehen haben, hat die kapazitive Querimpedanz fast keinen praktischen Einfluss auf die Grösse der stabil übertragbaren Wirkleistung. Berücksichtigt man noch, dass selbst dieser kleine Einfluss von Leitungskapazität teilweise wieder vom Magnetisierungsblindstrom der Zwischentransformatoren kompensiert wird, so kann man sich für Systeme von der Grössenordnung bis etwa $50 \cdot 10^6 \text{ kW} \cdot \text{km}$ die komplizierten Rechnungen, wie sie unter G 1 a c) ausgeführt wurden, ohne weiteres ersparen. Es genügen für Schnellrechnungen die Gl. (18) bzw. (22) und (40) bzw. (41) vollauf.

2. Zwischen zwei Kraftwerken mit Auf- und Abtransformatoren. Vollständiges System

für die Uebertragung von 80 000 kW über 500 km bei 220 kV vom «Generator» zum «Motor».

Fig. 16 zeigt nun ein generelles Schema einer Grossleistungsübertragung, wobei alle Längs- und Quersimpedanzen berücksichtigt sind, was aus dem darunter gezeichneten Ersatzschema zu ersehen ist. In der gleichen Figur haben wir das vollständige Strom-Spannungsvektordiagramm für das 220-kV-80-MW-500-km-System maßstäblich gezeichnet, so dass alle Vektoren deutlich zu sehen sind. Der

Stabilitätswinkel ϑ des Systems zwischen result. EMK U_{res} von Generator und Motor soll im Normalbetrieb $\vartheta_{zulässig} = 42^\circ$ nicht überschreiten, um noch eine grosse Sicherheit gegen Kippen bei Belastungsstössen und etwa 50 % statisch steigerbare Last in Reserve zu haben. Es soll normal nur Wirkleistung übertragen werden, und die Oberspannungen am Anfang und Ende des Systemes sollen einander gleich sein.

Bis jetzt haben wir nur Fälle behandelt, bei denen die Leistungen der die Sammelschienen S_1 und S_2 speisenden Kraftwerke gegenüber der zu übertragenden Kuppelleistung auf der Kuppelleitung bedeutend grösser waren, so dass auf absolute Spannungs Konstanz, auf S_1 und S_2 gerechnet werden durfte.

Nun werden wir auch den Fall untersuchen müssen, wo diese Annahme nicht mehr zutrifft, wo also Kraftwerkleistung und zu übertragende Leistung von gleicher Grössenordnung sind. Dabei ist mit den aus Stator und Rotor resultierenden EMK $= U_{res}$ zu rechnen, und die betreffende Erregung ist als durch moderne Schnellregler gesteuert vorzusetzen. Diese Voraussetzung ist deshalb wichtig, weil man sonst die gesamte aus Ankerrückwirkung und Streuung resultierende Blindspannung in Rechnung setzen müsste. Für einen Generator allein würde letztere schon 25 % der Nennspannung ausmachen, so dass für die Fernleitung keine Impedanzspannung mehr übrig bliebe.

Glücklicherweise lässt sich aber mit den heutigen Reglern zwar nicht die Klemmenspannung, aber doch das Luftspaltfeld bei starken Lastschwankungen oder Pendelungen konstant halten, so dass als variabler Teil nur die ca. 12 % der Nennspannung betragende Streuspannung der Statorwicklung in die Rechnung einzuführen ist. Zusammen mit der relativen Transformatorstreuspannung von ca. 10 % ergibt sich für je Anfang und Ende des Systemes eine Gesamtstreuspannung von 22 %.

In Fig. 16 sind die Verhältnisse so gezeichnet, dass die Oberspannungen U_5 und U_3 der Grösse nach gleich sind, und die Rechnung ergibt, dass sie miteinander den Winkel $\vartheta_L = 20^\circ$ einschliessen.

Berechnung der Längs- und Querspannungen, Längs- und Querströme.

a) Empfangsseite. (Ausgangspunkt G im Schema Fig. 16).

Die dorthin zu übertragende Leistung ist 80 000 kW = 80 MW bei $\cos \varphi_{13} = 0,8$. Die Querspannung U_{13} kennen wir noch nicht und müssen sie zuvor aus den Transformator Daten berechnen. Die Oberspannung $OE \sim U_9 = 220$ kV ist uns als konstant gegeben. Daraus berechnen wir die reduzierte Unterspannung $U_{13} \equiv OG$ aus der Vektorgleichung

$$U_{13} = U_9 - U_9 \cdot (\epsilon_{k\Omega} \cdot \cos \varphi'_{13} + \epsilon_{ki} \cdot \sin \varphi'_{13})$$

$$U_{13} = 220 \cdot [1 - (0,01 \cdot 0,80 + 0,1 \cdot 0,6)] = 206 \text{ kV}$$

Die den Transformator-Leerlaufstrom erzeugende Spannung

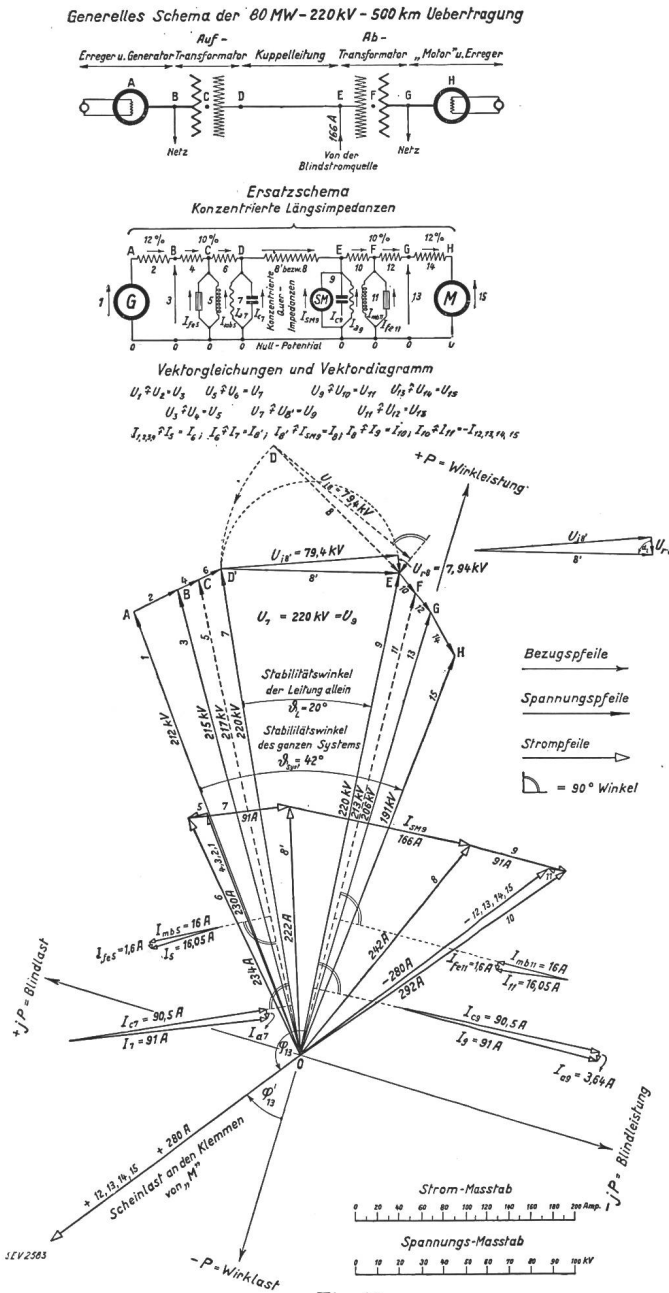


Fig. 16.

Generelles Schema, Ersatzschema und Stabilitäts-Vektordiagramm einer Grossleistungsübertragung 80 MW, 220 kV, 500 km, mit Berücksichtigung aller Längs- und Quersimpedanzen und Streuimpedanzen der Generatoren und Transformatoren am Anfang und Ende.

$$OF \sim U_{11} = \frac{1}{2} \cdot (220 + 206) = 213 \text{ kV}$$

Der Belastungsstrom des Systems ist:

$$I_{13} = \frac{80 \cdot 10^3 \text{ kW}}{\sqrt{3} \cdot 206 \cdot 0,80} = 280 \text{ A}$$

Daraus folgt wieder die vom Luftspaltfeld des «Motors» erzeugte Spannung

$$\begin{aligned} U_{15} &= U_{13} - \sqrt{3} \cdot I_{13} (\varepsilon_{k2} \cdot \cos \varphi_M + \varepsilon_{ki} \cdot \sin \varphi_M) \equiv OH \\ &= 206 - \sqrt{3} \cdot 280 \cdot (0,08 \cdot 0,80 + 0,12 \cdot 0,60) \\ &= 191 \text{ kV} \end{aligned}$$

Diese Spannung ist der Ausgangsvektor U'_{res} für unser Stabilitätsdiagramm. Die wirklichen und auf Oberspannung reduzierten Ströme in den Leiter-elementen 15, 14, 13, 12 sind einander gleich. Wir berechnen und konstruieren nun das Vektordiagramm anhand der Vektorgleichungen und des Ersatzschemas, wie es sich sukzessive auf den gegebenen Daten aufbaut:

Es ergab sich oben $OH \sim U_{15} = 191 \text{ kV}$. Davon subtrahieren wir vektoriell $GH \sim U_{14} = 22 \text{ kV}$ und erhalten die reduzierte Generatorklemmenspannung $U_{13} = 206 \text{ kV}$. Darüber lagern wir die sekundäre Kurzschlußspannung $FG \sim U_{12} = 11 \text{ kV}$ und erhalten $OF \sim U_{11} = 213 \text{ kV}$. Diese Querspannung erzeugt den Leerlaufstrom des Abtransformators bestehend aus den zwei Komponenten: Eisenverluststrom:

$$-I_{te11} = 13 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{213000}{\sqrt{3}} = 1,6 \text{ A}$$

Magnetisierender Blindstrom:

$$I_{mb11} = j \cdot 130 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{213000}{\sqrt{3}} = j16 \text{ A}$$

Gesamter Leerlaufstrom

$$I_{11} = -I_{t11} + j \cdot I_{mb11} = 16,05 \text{ A}$$

Zieht man letzteren von -280 A vektoriell nach Diagramm Fig. 16 ab, so bleiben noch 292 A . Von U_{11} ziehen wir andererseits die primäre Kurzschlußspannung $EF \sim U_{10} = 11 \text{ kV}$ ab und erhalten die Oberspannung $OE \sim U_9 = 220 \text{ kV}$ am Verbrauchsort. An dieses Ende der Uebertragung denken wir uns nach Kennelly die Hälfte des Ladestromes der Fernleitung konzentriert.

Die kilometrische Querimpedanz oder Admittanz pro Phase ist hier zu $y = (0,012 + j \cdot 3,0) \cdot 10^{-6} \text{ S}$ berechnet. Bei 500 km Gesamtlänge und 220 kV konstant gehaltener Oberspannung wird die gesamte über die 500 km verteilte Admittanz

$$Y = (0,012 + j \cdot 3,00) \cdot 10^{-6} \cdot 500 = (6 + j \cdot 1500) \cdot 10^{-6} \text{ S}$$

Die konzentrierte Impedanz und Admittanz (Längs- und Querimpedanz) erhalten wir aus der Gleichung:

$$\begin{aligned} Z_{konz} &= m \cdot Z_{verteilt}, \text{ worin } Z_{verteilt} = \\ &= \sqrt{\frac{Z}{Y}} \cdot \sqrt{Z \cdot Y} \left[1 + \left(\frac{Z \cdot Y}{6} \right)_{\delta} + \dots \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Y_{konz} &= m \cdot Y_{verteilt}, \text{ worin } Y_{verteilt} = \\ &= \sqrt{\frac{Y}{Z}} \cdot \sqrt{Z \cdot Y} \left[1 + \left(\frac{Z \cdot Y}{6} \right)_{\delta} + \dots \right] \end{aligned}$$

Der Faktor m ist komplex. Für 500 km verwenden wir nur den weit überwiegend grossen Imaginärteil, was zulässig ist, wenn δ nahezu 180° .

Es wird also $m = 0,95$ und daher die korrigierte Admittanz:

$$\begin{aligned} Y &= 0,95 \cdot (6 + j \cdot 1500) \cdot 10^{-6} \\ &= (5,7 + j \cdot 1425) \cdot 10^{-6} \text{ S} \end{aligned}$$

Die aufs Ende konzentrierte Hälfte derselben ist:

$$Y/2 = (2,85 + j \cdot 712,5) \cdot 10^{-6} \text{ S}$$

Es fliesst der entsprechende Ladestrom

$$\begin{aligned} -I_{c9} - jI_{c9} = I_9 &= \frac{220000}{\sqrt{3}} \cdot (-2,85 - j \cdot 712,5) \cdot 10^{-6} \\ &= (-3,64 - j \cdot 90,5) \text{ A} = 91 \text{ A}, \end{aligned}$$

dessen Imaginärteil der Querspannung U_9 um 90° nacheilt. Die 91 A ziehen wir von 292 A ab und erhalten den Längsstrom 8 zu 242 A , der auf der 500-km -Einfachleitung mit der Längsimpedanz $Z = (0,04 + j \cdot 0,4) \text{ Ohm/Phase}$ und km den Spannungsabfall

$$\begin{aligned} U_8 &= \sqrt{3} \cdot 242 \cdot [0,95 \cdot (0,04 + j \cdot 0,40)] \cdot 500 \\ &= \sqrt{3} \cdot 242 \cdot (19 + j \cdot 190) = 7490 + j \cdot 74900 \text{ V} \end{aligned}$$

erzeugt. Die Oberspannung am Anfang müsste also gleich OD sein. Voraussetzungsgemäss muss aber $U_9 = U_7$ sein, woraus die Bedingung erwächst, dass dem System bei Punkt E ein künstlicher Blindstrom $I_{SM9} = 166 \text{ A}$ mittels übererregtem Synchronmotor SM zugeführt werden muss. Punkt D des Impedanzspannungsdreieckes kommt dadurch in Lage D'. Spannungsvektor 8 wird zu Vektor $8'$. Der Stromvektor 8 mit dem Betrag 242 A geht über in Stromvektor $8'$ mit dem Betrag 222 A . Die Vektoren der Sendeseite konstruieren sich analog wie die der Empfangsseite; wir brauchen nicht weiter darauf einzugehen, da sich die Verhältnisse leicht aus dem Ersatzschema, den Vektorgleichungen und dem Stabilitätsdiagramm erkennen lassen. Erwähnenswert ist nur noch die Tatsache, dass der Stromvektor $4, 3, 2, 1$ mit dem Spannungsvektor 1 phasengleich ist. Die generatorische Anlage hat demnach fast nur Wirkleistung zu liefern im Betrage von

$$\sqrt{3} \cdot U_3 \cdot I_3 \cdot \cos \varphi_{103} = \sqrt{3} \cdot 215 \text{ kV} \cdot 230 \text{ A} \cdot 0,995 = 85,3 \text{ MW}$$

Damit sind die für unsere Stabilitätsuntersuchung massgebenden Vektoren U_1 und U_{15} festgelegt. Ihr Phasenwinkel ϑ_{sys} beträgt, wie eingangs als Höchstwert zugelassen wurde, 42° . Die Anlage ist sowohl statisch wie dynamisch stabil zu betrachten. Als plötzlicher Belastungsstoss dürften wir ihr $-\Delta P = -80 (1 \cdot \sin 42^\circ) \cdot 0,70 = -18 \text{ MW}$ zumuten. Auf letzteren Ausdruck kommen wir später bei der Be-

handlung von nicht stationären Betriebszuständen noch zu sprechen. Aus diesem Beispiel lernen wir den ziemlich erheblichen Einfluss der Anfangs- und Endimpedanzen des Systems, also der Generatoren und Transformatoren kennen. Vom ganzen Stabilitätswinkel $\vartheta_{\text{sys}} = 42^\circ$ machen sie 22° , also mehr als 50 % aus. Man tut gut, dies zu beachten. Lügen alle Längsimpedanzen des Systems in einer geraden statt wie in einer gebrochenen Linie, so würde der besagte Einfluss noch grösser sein. Selbstverständlich wird man aber die «motorische» Anlage übererregt betreiben, die besondere Zuführung von Blindstrom beim Punkt E durch den Synchronmotor SM ist nicht mehr nötig. Die Darstellung in Fig. 16 wurde rein der besseren Anschaulichkeit wegen so gewählt.

H. Mittel zur Erhöhung der statisch stabil übertragbaren Wirkleistung.

1. Das «Baum»-Prinzip.

Im vorigen Abschnitt G 2 erkannten wir am Vektordiagramm Fig. 16, sowie an einem Zahlenbeispiel, dass die Längsimpedanzen auf der Sende- und Empfangsseite bewirken, dass von dem gesamten bei Betriebsgrenzlast zur Verfügung stehenden Stabilitätswinkel $\vartheta_{\text{GM}} = 42^\circ$ für die Leitung nur noch ein relativ kleiner Stabilitätswinkel ϑ_1 zur Verfügung steht.

Es liesse sich denken, die Streuspannungen der Generatoren und Transformatoren auf Werte zu erniedrigen, wie man sie früher kannte, als man die Induktanzen mit Absicht klein hielt, um den Spannungsabfall möglichst einzuschränken. Die grosse Gefahr eines Kurzschlusses, mit der man trotz vorzüglicher Schalt- und Leitungsanlagen immer noch rechnen muss, verbietet aber eine wesentliche Herabsetzung der in Fig. 16 angegebenen Induktanzen kategorisch.

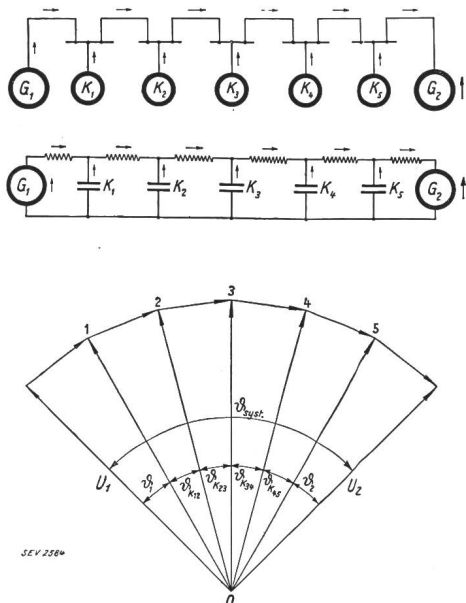


Fig. 17.

Generelles und Ersatz-Schema und einfaches Spannungs-Vektordiagramm zum «Baum»-Prinzip für stabile Energieübertragung auf grosse Distanzen, mit konstanter Spannung über das ganze System.

Einen geistreichen Vorschlag, um beliebig grosse Leistungen auf beliebig grosse Entfernungen stabil zu übertragen, hat der Amerikaner F. G. Baum in den Trans. AIEE, Bd. 40, S. 107, gemacht, der dahin geht, zwischen Anfang und Ende des Systems im Zuge der Leitung eine Anzahl Zwischenstationen mit derart gut geregelten Maschinen nach Fig. 16 einzurichten, dass sie ihre Spannungen auch unter ungünstigen Umständen aufrechterhalten. Fig. 17 zeigt das einfache Vektordiagramm zum «Baum»-Prinzip. Man erkennt darin leicht, dass der für stabiles Arbeiten zu grosse Winkel ϑ in eine der Anzahl n der Zwischenstationen entsprechende Zahl $n + 1$ Teilwinkel zerfällt, die ihrerseits wieder einen stabilen Betrieb gewährleisten. Grossleistungsübertragungen durchziehen nun meistens Landesgegenden, die mit grösseren oder kleineren Städten übersät sind, so dass die Einrichtung von Zwischenstationen zum Anschluss dieser Orte an die Leitung ohnehin nötig ist.

2. Zahlenbeispiel einer Grossleistungsübertragung in Südamerika 300 MW, 380 kV, 1200 km, nach dem Baum-Prinzip arbeitend.

Im Jahre 1928 hat der Verfasser in der STZ Nr. 46, 47, 48 eine mehr wirtschaftliche und technische Studie einer sehr langen Fernleitung veröffentlicht, jedoch ohne die Stabilitätsverhältnisse näher zu untersuchen.

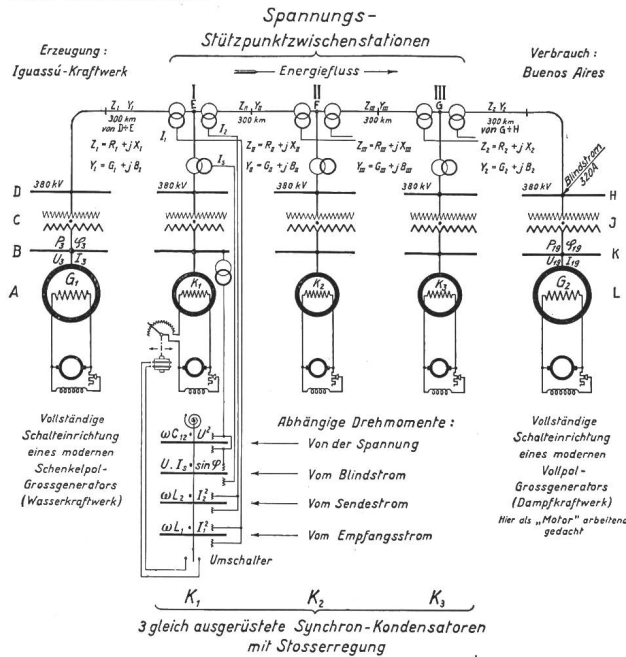
Der Verfasser möchte diese letzteren in diesem Aufsatz wenigstens kurz andeuten, durch Schema und Diagramm illustrieren, dass selbst bei einer nur ruhige Grundlast führenden Leitung, wie es die geplante wäre, die Stabilität bei Belastungsschüssen doch gesichert werden müsste.

Da mit den Uebertragungsspannungen nicht beliebig hoch gegangen werden kann, weil ihre Höhe durch wirtschaftliche Gesichtspunkte diktiert ist, muss die notwendige Stabilität durch Verkleinerung des Stabilitätswinkels nach dem bereits genannten Prinzip von Baum erreicht werden. In Fig. 18 ist das Schema einer solchen Grossanlage generell und ersatz-schematisch dargestellt. Zwischen Anfang und Ende sind je im Abstand von 300 km drei Spannungsstützpunktstationen vorgesehen, in welchen Stabilitätskondensatoren mittels strom- und spannungsempfindlichem Indikator, sowie Stosserregungseinrichtung den stabilen, also synchronen Betrieb gewährleisten. Jede Stützpunktstation übernimmt dabei die Regelung zweier halber Teilstrecken vor und nach der Station, in unserem Falle also zweimal 150 km = 300 km und arbeitet nach dem Grundsatz der günstigsten Energieübertragung: Die magnetische oder Längs-Blindleistung soll der elektrischen oder Quer-Blindleistung gerade das Gleichgewicht halten. Der erwähnte Indikator bleibt also in Ruhe, wenn die Summe der Drehmomente aller strom- und spannungsabhängigen Indikatorelemente zu Null wird, d. h. wenn die Gleichung:

$$|\omega \cdot C_{12} \cdot U^2 - U \cdot I_S \cdot \sin \varphi - \omega L_1 \cdot I_1^2 - \omega L_2 \cdot I_2^2 = 0|$$

erfüllt ist. Siehe darüber den Aufsatz von Rüdennberg in der ETZ vom 4. Juli 1929.

Generelles Schema.



Ersatzschema.

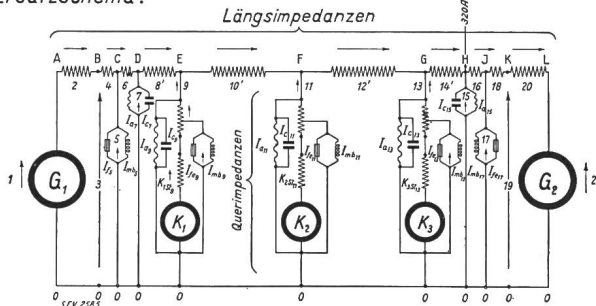


Fig. 18.

Generelles- und Ersatzschema einer geplanten Grossleistungsübertragung von 300 MW über 1200 km bei 380 kV vom projektierten Igassú-Kraftwerk nach Buenos-Aires (Argentinien), welche mit drei Stabilitäts-Zwischen-Kondensatoren ausgerüstet wurde.

Mit einem solchen Indikator kann man erreichen, dass die Blindbelastung bzw. Blindleistung automatisch auf den günstigsten Wert einreguliert wird. Der Indikator ist gewissermassen ein «Schnellrechner», der für jede Momentanbelastung sofort den richtigen Blindstrom «berechnet» und einstellt.

Vektorgleichungen zum Ersatzschema in Fig. 18.

a) Längs- und Querspannungen.

$$\begin{aligned}
 U_1 \uparrow U_2 &= U_3; & U_3 \uparrow U_4 &= U_5; \\
 U_5 \uparrow U_6 &= U_7; & U_7 \uparrow U_8 &= U_9. \\
 U_9 \uparrow U_{10}' &= U_{11}; & U_{11} \uparrow U_{12}' &= U_{13}; \\
 U_{13} \uparrow U_{14}' &= U_{15}; & U_{15} \uparrow U_{16} &= U_{17}. \\
 U_{17} \uparrow U_{18} &= U_{19}; & U_{19} \uparrow U_{20} &= U_{21}.
 \end{aligned}$$

wobei das Zeichen \uparrow vektorielle Addition bedeutet.

b) Längs- und Querströme.

$$\begin{aligned}
 I_{1,2,3,4} \uparrow I_5 &= I_6; & I_6 \uparrow I_7 &= I_8; & I_8 \uparrow I_9 &= I_{10}; \\
 I_{10}' \uparrow I_{11} &= I_{12}'; & I_{12}' \uparrow I_{13} &= I_{14}'; & I_{14}' \uparrow 320 \text{ A} &= I_{14};
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 I_{14} \uparrow I_{15} &= I_{16}; & I_{16} \uparrow I_{17} &= -I_{18,19,20,21} \\
 &= -\frac{300\,000 \text{ kW}}{\sqrt{3} \cdot 360 \cdot 0,9} &= -535 \text{ A}
 \end{aligned}$$

Aus dem generellen und Ersatzschema Fig. 18 lässt sich nun ohne grosse Schwierigkeiten unter steter Beachtung der Bezugspfeile das vollständige Vektordiagramm Fig. 19 für die Ströme und Spannungen konstruieren. Wir beginnen mit dem Leitungsende, also am Verbrauchsort, zeichnen den Vektor $OH \sim U_{15} = 380 \text{ kV}$ im Maßstab, bestimmen mit Hilfe der Abtransformator-Kurzschlußspannung und dem Netzleistungsfaktor $\cos \varphi_{19} = 0,90$ die reduzierte Generatorspannung $OK \sim U_{19}$, die sich zu 360 kV ergibt. Diese Querspannung mal $\sqrt{3}$ mal dem Wirkstrom $= 535 \text{ A}$ mal $\cos \varphi_{19}$ ergibt die in Buenos-Aires gewünschte Leistung von 300 000 kW an der Unterspannungsseite und soll als Ausgangsgrösse unserer Rechnung betrachtet werden. Das eingezeichnete Achsenkreuz (Wirkleistung \leftrightarrow Wirklast) und (Blindlast \leftrightarrow Blindleistung) ist darauf bezogen. Die Leitungskonstanten pro km und Phase sind:

$$\begin{aligned}
 r &= 0,04 \text{ Ohm}; & x &= \omega L = 0,40 \text{ Ohm}; \\
 b &= 3 \cdot 10^{-6} \text{ S}; & g &= 0,2 \cdot 10^{-6} \text{ S}.
 \end{aligned}$$

Der Unterschied zwischen konzentrierten und verteilten Längs- und Querspannungen wurde durch einen Faktor berücksichtigt. Die Transformatenkonstanten sind ebenfalls mit üblichen Werten in die Rechnung eingesetzt.

Relative Kurzschlußspannung: $\epsilon_{kQ} = 0,5\%$; $\epsilon_{ki} = 10\%$
 Relativer Leerlaufstrom: $I_w = 0,5\%$; $j_m = 5\%$

Die von den Stützpunktwissenstationen zu liefernden Blindströme erhalten wir dadurch, dass wir jeweils die Längsimpedanz-Spannungsdreiecke soweit vorwärts drehen, bis ihre Spitze vom Nullpunkt 0 einen Abstand hat, der im Spannungsvektordiagramm maßstäblich 380 kV entspricht. Die neue Lage der Wirkkomponente der Kurzschlußspannung gibt gleichzeitig die Richtung des Längsstromes der nächsten Zwischenstation. Wir gelangen also von Vektor 14' auf Vektor 12'. Der Vektor 13, welcher die Spitzen von Vektor 14' und Vektor 12' verbindet, gibt uns nach Grösse und Richtung den gesuchten Stations-Blindstrom für die Blindstrom-Station III zu 130 A.

Man erkennt nun aus dem Vektordiagramm Fig. 19 die grosse Bedeutung der Stabilitätsblindleistungsmaschinen, denn ohne solche würde der Systemwinkel den ganz unzulässigen Wert von $\vartheta_{\text{sys}} = 38^\circ$ erreichen, mit drei derartigen Spannungsstützpunkten jedoch zerfällt er in die Einzelwinkel

$$\begin{aligned}
 \vartheta_{1-7} &= 14^\circ; & \vartheta_{7-9} &= 16^\circ; & \vartheta_{9-11} &= 15^\circ; & \vartheta_{11-13} &= 15^\circ; \\
 & & \vartheta_{13-15} &= 16^\circ & \text{und} & \vartheta_{15-21} &= 12^\circ
 \end{aligned}$$

wodurch auf einen statisch wie dynamisch stabilen Betrieb bestimmt gerechnet werden kann, immer vorausgesetzt, dass die Luftspalt-EMK mittels Regler konstant aufrechterhalten bleibt. Im Vektordiagramm Fig. 19 ist angenommen, dass der Netzblindstrom $= (535 \text{ A}) \cdot \sin \varphi_{19}$ durch einen Kom-

pendationsstrom von 320 A im Punkt H (Ersatzschema Fig. 18) gedeckt wird. Die «motorisch» arbeitend gedachte Synchronmaschine G_2 würde

Bestimmung der Kompensationsleistungen von K_1, K_2, K_3 in den Stationen I, II, III (siehe Fig. 18). Die Summenströme in den Stationen sind:

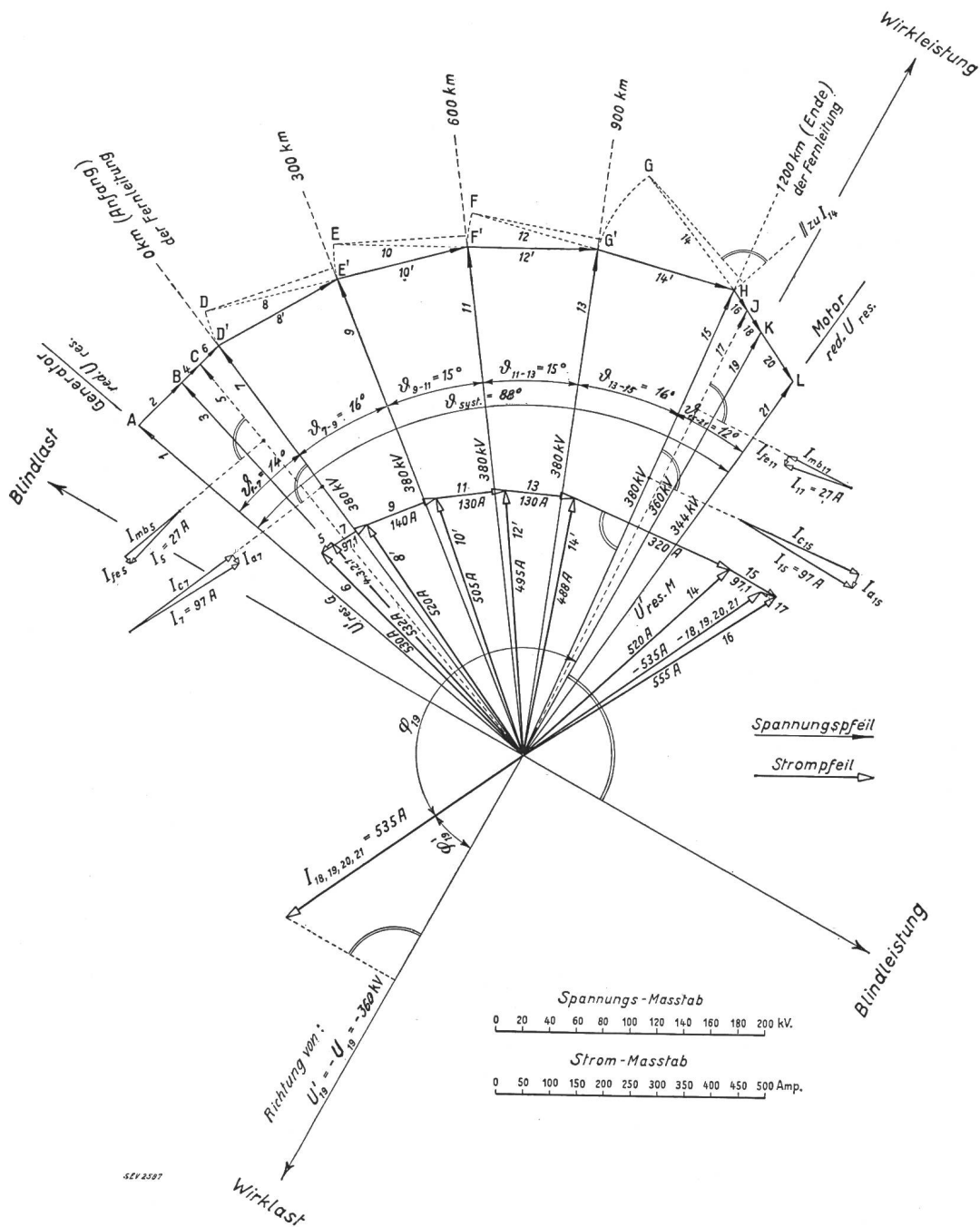


Fig. 19.

Stabilitätsdiagramm für die Grossleistungsübertragung von 300 MW über 1200 km bei 380 kV (nach Fig. 18). Der Belastungsstrom von 535 A ist absichtlich unkompensiert als Wirk-Blindleistungsstrom dargestellt. G_2 würde selbstverständlich den Kompensations-Strom liefern. Die künstliche Blindstromzufuhr bei H im Schema von 320 A kann so unterbleiben.

das System wirk- und blindbelasten, müsste demnach untererregt laufen. Zweckmässigerweise wird man aber durch Uebererregung von G_2 den Kompensationsstrom dort drin erzeugen. Der Vektor HL dreht dann um H vorwärts, bis er ungefähr mit Vektor G'H richtungsgleich ist.

$I_0 = 140 \text{ A}$ $I_{11} = 130 \text{ A}$ $I_{13} = 130 \text{ A}$
 a) Die Grösse von K_1 . Wir betrachten im Ersatzschema Fig. 18 das Schema der ersten Blindstromstation K_1 vom Kraftwerk an gerechnet, und zwar von Punkt 0 bis zum Punkt E und erkennen daraus eine Parallelschaltung von 6 Strömen:

1. Den Ableitungsstrom I_{a9} auf der 300 km langen Strecke (sehr klein)
2. Den Kapazitätsstrom I_{c9} auf der 300 km langen Strecke
3. Den Kompensator-Wirkstrom I_{K1w} (sehr klein gegenüber I_{K1r})
4. Den Kompensator-Blindstrom I_{K1r}
5. Den Transformator-Magnetisierungs-Blindstrom I_{Trmb9} (klein)
6. Den Transformator-Eisenverluststrom I_{Tre9} (sehr klein)

Sämtliche Ströme zusammen müssen 140 A ergeben. Für die Berechnung der Grösse des Kompensators fallen die relativ sehr kleinen Ableitungs-, Kupfer- und Eisenverluste praktisch ausser Betracht. Es genügt vollständig, wenn wir mit den Blindströmen des Systems rechnen. Wir ersehen bei einiger Betrachtung sofort, dass die Blindstrommaschine die Fernleitung blind belasten muss, denn der Kapazitätsstrom ist bei 300 km Länge und einer konzentrierten Kapazität von $3 \cdot 10^{-6}$ Siemens pro Phase und km bei 380 kV bereits

$$I_{c9} = 220\,000 \cdot 3 \cdot 10^{-6} \cdot 300 = 198 \text{ A,}$$

während der Gesamtstrom, der ins Netz zu drücken ist, nur 140 A beträgt. Der Stabilitätskondensator muss also $198 - 140 = 58$ A Blindlaststrom im normalen Betriebe aufnehmen, demnach untererregt laufen. Die Blindlast von Maschine plus Transformator beträgt noch

$$j \cdot (\sqrt{3} \cdot 58 \cdot 380 \cdot 10^{-3}) = j \cdot 38,2 \text{ MVA} \sim 38 \text{ MVAR}$$

Bestimmung der erforderlichen Nennlast und Nennleistung des Stabilitätskondensators.

a) *Im stationären oder störungsfreien Betrieb.* Die Blindstrommaschine muss als Drosselspule wirkend untererregt laufen, grossen Luftspalt, also stark geneigte Luftcharakteristik und damit relativ viel Kupfer auf die Pole erhalten, um die Fernleitung mit 38 MVAR blind zu belasten. Weil aber zwischen letzterer und der Blindstrommaschine ein Auftransformator mit ca. 15 % (Längs- und Quer-) Eigenblindlast für Streuung und Magnetisierung geschaltet werden muss, so braucht man die Blindlast der Maschine nur noch für 85 % von 38 MVAR = 33 MVAR vorzusehen.

b) *Im Störungsbetriebe.* Wir müssen jetzt den Fall betrachten, wo durch irgend eine Störung (Kurzschluss, Erdkurzschluss und gewöhnlicher Erdschluss) die Querspannung der Fernleitung zusammenbricht und der Ladestrom damit verschwindet. Dann muss durch Stösserregung die Blindstrommaschine den Blindleistungsstrom von 140 A zur Spannungsstützung des Systems selbst liefern. Sie muss dann in wenigstens einer halben Sekunde eine Blindleistung von

$$-j \cdot P_1 = 1,15 \cdot \sqrt{3} \cdot 140 \text{ A} \cdot 380 \cdot 10^{-3} = -j \cdot 107 \text{ MVA}$$

entwickeln können. Die Nennblindleistung des Stabilitätskondensators braucht aber nur für den

vierten oder fünften Teil von $-107 \text{ MVAR} =$ ungefähr -25 MVAR vorgesehen zu werden, vorausgesetzt, dass eine Stösserregungseinrichtung für diesen extremen Störungsfall installiert wird.

Zusammenfassung der Resultate.

Stabilitätsblindleistungsmaschine K_1 gebaut für:
 $+ P_{r1} = 33 \text{ MVAR}$ Blindlast (Stationärer Betrieb)

Die Maschine läuft untererregt und verhält sich wie eine Drosselspule.

$- P_{r1} = -25 \text{ MVAR}$ Blindleistung (Störungsbetrieb)

Die Maschine läuft übererregt und verhält sich wie ein statischer Kondensator.

Stabilitätskondensator K_2 und K_3 nach analoger Rechnung wie früher je gebaut für:

$+ P_{r2} = + P_{r3} = + 40 \text{ MVAR}$ Blindlast (Stationärer Betrieb)

Die Maschine läuft untererregt und verhält sich wie eine Drosselspule.

$- P_{r2} = - P_{r3} = -20 \text{ MVAR}$ Blindleistung (Störungsbetrieb).

Die Maschine läuft übererregt und verhält sich wie ein statischer Kondensator. Insgesamt müssen also in die drei Stationen:

$K_1 + K_2 + K_3 = + j \cdot (33 + 40 + 40) = 113$ Blindlast MVA und für $-j \cdot (25 + 20 + 20) = 65$ Blindleistungs-MVA installiert werden. Das Verhältnis der zur Spannungsstützung in den Stationen I, II, III aufzuwendenden (\pm MVAR) durch Synchronmaschinen zur übertragenen Wirkleistung von 300 MW beträgt:

$$\frac{\text{Nenn-Blindlast} + \text{Blindleistung}}{\text{System-Wirkleistung}} = \frac{113+65}{300} = \sim 0,600,$$

also ein Wert zwischen $\frac{2}{3}$ bis $\frac{1}{2}$ der Uebertragungsleistung.

Es liesse sich denken, die Blindlast im störungsfreien oder stationären Betrieb durch eine gesättigte Eisendrosselspule darzustellen, damit eine Schenkelpol-Synchronmaschine mit normaler Luftcharakteristik verwendet werden kann und an Kosten gespart wird. Kommt aber plötzlich eine Störung, so kann die Maschine, die doch eine gewisse Zeit zum Anlaufen braucht, nicht plötzlich die Spannung halten. Der synchrone Betrieb bricht vorher zusammen. Die Maschine lässt sich weder durch Drosselspulen noch durch statische Kondensatoren ersetzen. Am besten geeignet scheint dem Verfasser eine schnellaufende, wasserstoffgekühlte Vollpolsynchronmaschine zu sein, die ohnehin einen grossen Luftspalt erhalten muss. Die Eigenverluste sind infolge Wasserstoffkühlung sehr gering, betragen sie doch nur 1,5 bis 2,5 % der Nennleistung der übererregten Maschine.

Im Schema Fig. 20 sind drei interessante Stösserregungseinrichtungen gezeichnet, die Mandl in

seinem Vortrag über das Verhalten der Maschinen und Transformatoren im Buch von Rüdenberg³¹⁾, S. 173, 1. Auflage, angegeben hat. Eine davon käme für die Stabilitätskondensatoren K_1, K_2, K_3 in Anwendung.

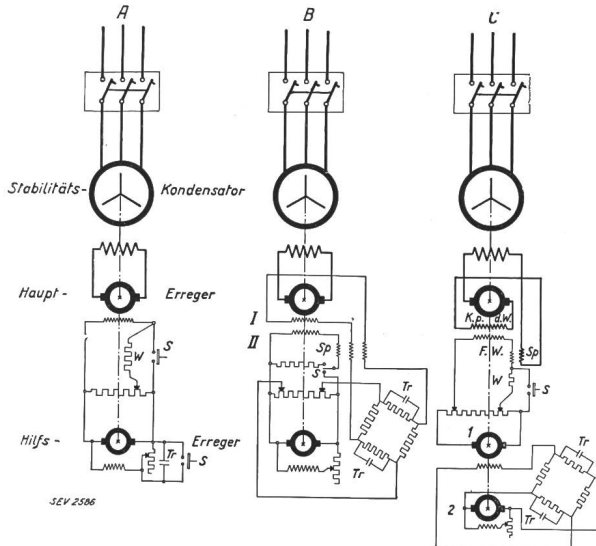


Fig. 20.

Drei generelle Schemata A, B, C für Stosserregungs-Einrichtungen.

- Schema A: Stosserregung mit Schütz.
 Tr = Tirillregler; S = Stosserregungsschütz; W = Stosserregungswiderstand.
- Schema B: Stosserregung mit zweiter Hauptfeldwicklung.
 Tr = Tirillregler; I = Hauptfeldwicklung für Normalbetrieb; II = Hauptfeldwicklung für Stosserregung; S = Stosserregungsschütz; Sp = Transformator zum Aufheben der Kopplung I und II.
- Schema C: Stosserregung mit Schütz, Tirillregler an fremderregter Hilfsenergiemaschine.
 F = Fremderregtes Feld der Hauptenergiemaschine; Kpd = Compoundwicklung der Hauptenergiemaschine; Sp = Transformator zur Aufhebung der Kopplung zwischen F und Kpd; 1 und 2 Hilfsenergiemaschinen; Tr = Tirillregler; W = Stosserregungswiderstand; S = Stosserregungsschütz.

Kurze Beschreibung der Schaltung B gemäss Vortrag von A. Mandl: Der Tirillregler liegt im fremderregten Kreis I der Haupterregemaschine in einer aus vier Ohmschen Widerständen gebildeten Brücke. An einer Diagonalen liegt die Hilfserrerspannung, an der andern das Feld I der Haupterregemaschine. Zwei einander gegenüber liegende Widerstände werden durch den Tirillregler Tr gesteuert. Die Brückenschaltung hat den Vorteil, dass der Haupterregestrom vollständig bis auf den Wert 0 zurückgeht. Man kann die Widerstände auch so bemessen, dass der Strom seine Richtung umkehrt. Zur Entlastung des Tirillreglers ist eine zweite, auf denselben Polen der Haupterregemaschine liegende Feldwicklung II vorhanden, die durch ein Stosserregungsschütz S nur bei Störungen an die Hilfserrergemaschine angeschlossen wird. Der eingezeichnete Transformator Sp im Stromkreis beider Feldwicklungen soll die induktive Kopplung zwischen ihnen aufheben.

Eine ganz wichtige Rolle spielen im Betrieb die Erregemaschinen und die Schnellregler. In Amerika erreicht man heute bereits mit speziellen Erregemaschinen und Schnellreglern eine Spannungs-

steigerung der Erregung von 6000 V/s und Ausführungen von Stabilitätskondensatoren, welche bei $-j \cdot 10$ MVA normaler Blindleistung innert einer halben Sekunde $= -j \cdot 55$ MVA mittels Stosserregung entwickeln können, sind im Betriebe.

J. Dynamische und Stoss-Stabilität.

Wir erwähnen hier ganz kurz zwei neuartige Funktionen:

1. Die Regelung in dynamischer Stabilität.

Durch die dynamische Stabilität wird ein Arbeiten der Maschine über die statische Grenze hinaus ermöglicht; sie hält demnach die Maschinen über den Kippwinkel hinaus im Gleichgewicht, wobei folgende Arbeitsbedingungen zu erfüllen sind:

- a) Erzeugung von Erregerspannungen, deren Schwankungen um 180° zu den Schwankungen der pendelnden Hauptspannung verschoben sind;
- b) Entsprechende absolute Höhe der Erregerspannung;
- c) Hohe Anfangsempfindlichkeit.

2. Die Stosserregung.

Durch die Stosserregung wird die synchronisierende Kraft gehalten.

Statische und dynamische Grenzleistung.

Während die statische Grenzleistung hauptsächlich durch die Leitungskonstanten, die Anfangs- und Endspannung und die Uebertragungslänge bestimmt ist, müssen für die Bestimmung der dynamischen Grenzleistung vor allem die kinetischen Energien der parallel arbeitenden Kraftwerke bekannt sein. Für erste Ueberschlagsrechnungen genügt es jedoch, die dynamische Grenzleistung zu rund $\frac{2}{3}$ der statischen Grenzleistung anzusetzen, also

$$P_{Gr} = P_{ki}^{(dy)} = \frac{2}{3} \cdot P_{ki}^{(st)}$$

Mandl weist im Erwähnten die physikalisch erstaunliche Tatsache nach, dass auch die statische Stabilitätsgrenze von den Schwungmomenten der Generatorpolräder abhängt und stellt dafür folgende Stabilitätsbedingung auf:

$$(K_1 + K_2) \sin \alpha \cos \vartheta - (K_1 - K_2) \cdot \cos \alpha \sin \vartheta > 0$$

K_1 und K_2 sind die Energieinhalte der rotierenden Massen in den speisenden Kraftwerken 1 und 2. α = Impedanzwinkel, der Systemdurchgangsimpedanz und ϑ der Stabilitätswinkel wie früher. Die kinetische Energie ist bekanntlich ausgedrückt durch:

$$K = 0,5 \cdot \omega_m^2 \Theta$$

wobei ω_m = mechanische Winkelgeschwindigkeit und Θ = polares Trägheitsmoment bedeutet.

Es ist also mit Rücksicht auf diese Abhängigkeit von K zu empfehlen, bei wichtigen Stabilitätsrechnungen die Resultate zu prüfen, ob das System der Mandlschen Stabilitätsbedingung genüge.

Der höchst zulässige Belastungs- oder Umladungsstoss.

Arbeiten zwei Kraftwerke mit den vom Spannungsregler konstant gehaltenen Spannungen U_1 und U_2 parallel, und sehen wir vorläufig von der erst später einsetzenden Wirkung des Leistungsreglers ab, so tritt die Belastungsänderung des Systems, also beim Uebergang vom Vorbelastungswinkel ϑ_v zum Jetztbelastungswinkel ϑ_z , ein Ueberschwingen der Maschinenläufer über die stationäre Belastungslage auf bis zu dem Umkehrpunkt, wo die durch

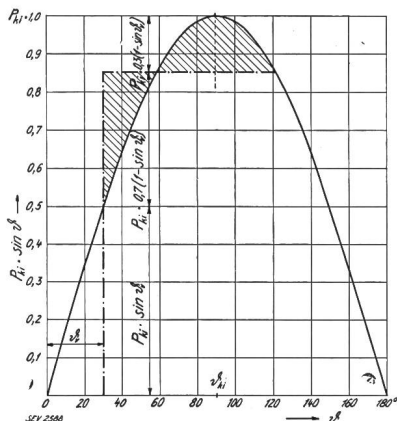


Fig. 21. Bestimmung des höchst zulässigen Belastungs- oder Umladungsstosses.

die gleich schraffierten Flächen in Fig. 21 dargestellte Wirkarbeit der den Läufer treibenden und rückführenden Kräfte einander gerade aufheben. Im stabilen Grenzfall darf der Rotor bis auf $\vartheta_{\max} = 2 \vartheta_{ki} - \vartheta_z$ überschwingen, wo sein Rückführdrehmoment gerade verschwindet. (Im verlustlosen Betrieb wäre $\vartheta_{\max} = 180^\circ - \vartheta_z$).

Der höchst zulässige Belastungs- oder Umladungsstoss ergibt sich näherungsweise zu 70 % der statisch steigerbaren Last; also:

$$|\Delta P = -P_{ki} \cdot (1 - \sin \vartheta_v) \cdot 0,70| \quad (44)$$

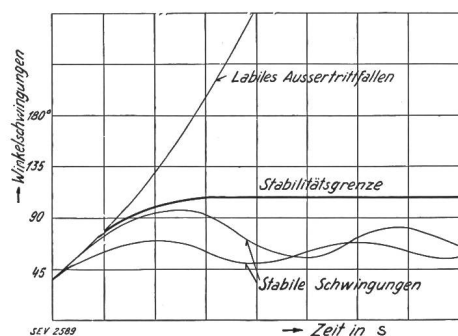


Fig. 22. Winkelschwingungen für den stabilen und labilen Betrieb (mit Schenkelpolmaschinen).

Die ein allmähliches Abklingen der Schwingungen zwischen der kinetischen Energie der Maschinen und der magnetischen Energie der Kupplungsstrombahn bewirkende Dämpfung ist der Sicherheit halber hier unberücksichtigt geblieben. In Fig. 22 sind einige Winkelschwingungskurven in Funktion der Zeit innerhalb und ausserhalb der Stabilitätsgrenze dargestellt.

Aus Gl. (44) erkennt man sehr gut, welchen starken Einfluss der Vorbelastungswinkel ϑ_v auf die zulässige Höhe des Stosses hat.

Im Abschnitt G haben wir unter $\alpha I d$ ein Zahlenbeispiel durchgerechnet und für die 100-km-110/100-kV-Fernleitung eine Kippleistung von 146 MW erhalten. Es wird uns jetzt interessieren, welcher Belastungsstoss dieser Leitung zugemutet werden darf, wenn die Vorbelastungsvollast = $-20 \text{ MW} + j \cdot 15 \text{ MVA}$ und der zugehörige Vorbelastungswinkel $\vartheta_v = 2^\circ 40'$ betrug.

Aus Gl. (44) erhalten wir den zulässigen Belastungsstoss:

$$-\Delta P_2 = -146 (1 - \sin 2^\circ 40') \cdot 0,70 = -97,3 \text{ MW},$$

der angenähert auch die dynamische Grenzleistung des Systems darstellt. Derselben entspricht ein Spannungswinkel $\vartheta_{BGr} = 27^\circ 09'$ nach Fig. 8. Angenommen, das System arbeite gerade mit diesem Betriebsgrenzwinkel, und es käme ein Belastungsstoss. Wie gross dürfte dieser höchstens noch sein? Antwort:

$$-\Delta P_2 = -146 (1 - \sin 27^\circ 09') \cdot 0,70 = -55,5 \text{ MW}.$$

K. Einfluss von Schaltvorgängen auf die Stabilität ²⁾.

a) Ausfallen von Leitungen eines Parallelstranges (Fig. 23 und 24).

Plötzliche Aenderungen der synchronisierenden Kraft, wie sie durch rasches Zu- und Abschalten von Parallelleitungen erfolgt, erzeugen gefährliche Stoßschwingungen. Ist Z die Impedanz der gesamten Kuppelleitung einschliesslich Transformatoren- und Maschinenstreuung und $\psi \cdot Z$ die Impedanz der n parallel geschalteten Leitungsstränge, so wird beispielsweise beim Abschalten eines Parallelstranges die Impedanz der Kuppelleitung bei guter Verdrillung von Z auf $Z(1 + \frac{1}{n-1}\psi) = Z(1 + \psi')$ erhöht.

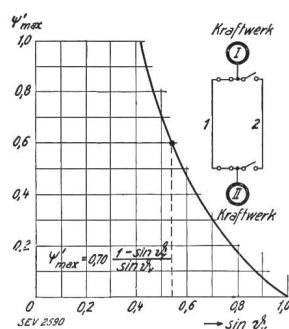


Fig. 23.

Induktanz-Vergrösserung durch Ausfallen einer Leitung eines Parallelstranges und der sie begleitende Schwingungsvorgang.

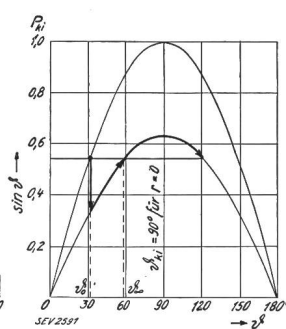


Fig. 24.

Desgleichen vergrössert sich der Vorbelastungswinkel ϑ_v auf den stationären Lastwinkel

$$\vartheta_{z\infty} = \arcsin [(1 + \psi') \sin \vartheta_v]$$

weil zunächst die durch die Kuppelleitung fließende Wirkleistung bei unveränderter Reglerstellung

²⁾ Siehe Peters: «Einfluss von Schaltvorgängen auf die Stabilität gekuppelter Kraftwerke». VDE-Fachberichte 1929.

lung noch konstant bleibt. Wegen des Ueberschwingens darf daher die relative Impedanzvergrößerung der Leitung nach Gl. (44) höchstens betragen:

$$\psi'_{\max} = 0,70 \cdot \frac{1 - \sin \vartheta_v}{\sin \vartheta_v} \quad (45)$$

Der Faktor ψ'_{\max} kann der Kurve Fig. 23 für verschiedene Werte von $\sin \vartheta_v$ entnommen werden.

Die beiden für verlustlose Uebertragungen gedachten Leistungskurven in Fig. 24 veranschaulichen den Schwingungsvorgang von ϑ_v bis ϑ_{\max} für einen in Fig. 23 markierten Grenzfall, bei dem bei einer Vorbelastung entsprechend $\vartheta_v = 32^\circ 40'$ die statische Kippleistung auf

$$\frac{1}{1+0,6} = 63\%$$

durch Abschalten des Parallelstranges herabgesetzt wird. Das ist aber nur symbolisch richtig. In Wirklichkeit darf man nicht mit der einfachen Formel der verlustlosen Leitung $P_2 = \frac{1}{x \cdot l} \cdot U_1 \cdot U_2 \cdot \sin \vartheta$ rechnen, sondern es muss die genaue Gl. (18) angewendet werden.

b) Dreipoliger Kurzschluss in einer Stickleitung.

Erdschlüsse und Kurzschlüsse zwischen Phasen sind für die Stabilität des Systems die weitaus gefährlichsten Schaltvorgänge, weil sie nicht nur eine Schwächung des elektrischen Feldes und daher der synchronisierenden Kraft bis zu ihrem völligen Zusammenbruch bewirken können, sondern überdies noch infolge der Stromwärmeverluste hauptsächlich in der Statorstrombahn heftige Laststöße für die parallel arbeitenden Kraftwerke zur Folge haben, welche letztere noch schneller auseinanderreiben und dazu noch unter Umständen ein ungünstiges Ansprechen der Drehzahlregler nach sich ziehen.

So bewirkt beispielsweise ein dreiphasiger Kurzschluss in der unbelasteten Stickleitung Fig. 25 eine Vergrößerung der Kuppel-Leitungsimpedanz:

$$\text{von } Z_{ab} = Z_a + Z_b \text{ auf } Z_{abc} = Z_a + Z_b + \frac{Z_a \cdot Z_b}{Z_c} \quad (46)$$

bzw. von $R_{ab} + j \cdot X_{ab}$ auf $R_{abc} + j \cdot X_{abc}$

Die Kippleistung der Kuppelleitung wird dann beim Impedanzwinkel

$$\alpha_{abc} = \arctg \frac{X_{abc}}{R_{abc}} = \vartheta_{ki abc} \text{ nur noch:}$$

$$P_{ki abc} = U_2 \cdot \frac{U_1 (R_{abc} \cdot \cos \vartheta_{ki abc} + X_{abc} \cdot \sin \vartheta_{ki abc}) - U_2 \cdot R_{abc}}{R_{abc}^2 + X_{abc}^2} \text{ in MW} \quad (47)$$

Der dreiphasige Kurzschluss erzeugt die folgenden Laststöße auf das Kraftwerk 1 von der Grösse

$$-\Delta P_1 = - \frac{U_1^2 \cdot \sin \varrho}{(R_a + R_c) \cdot \sin \varrho + (X_a + X_c) \cos \varrho} = \frac{-U_1^2}{Z_a + Z_c} \cdot \sin \varrho = \frac{-U_1^2}{Z_{a+c}} \cdot \sin \varrho \text{ in MW} \quad (48)$$

das Kraftwerk 2 von der Grösse

$$-\Delta P_2 = - \frac{U_2^2 \cdot \sin \varrho}{(R_b + R_c) \cdot \sin \varrho + (X_b + X_c) \cos \varrho} = \frac{-U_2^2}{Z_b + Z_c} \cdot \sin \varrho = \frac{-U_2^2}{Z_{b+c}} \cdot \sin \varrho \text{ in MW} \quad (49)$$

(Im Impedanzdreieck liegt der Winkel ϱ (= Resistanzwinkel) der Resistanz R gegenüber.)

Solche Stöße sind imstande, die Stoßschwingungen, die sich nach der Winkelschwingungsgleichung:

$$\vartheta \sim = \frac{\Delta P_1 - \lambda \cdot (\Delta P_2)}{P_{ki} \cdot \cos \vartheta_v (1 + \lambda)} [1 - e^{-\delta_D} \cdot \cos \varepsilon_t t] \quad (50)$$

nach Peters ergeben, wesentlich zu verstärken, besonders dann, wenn der Resistanzwinkel $\varrho = 90^\circ$ gross ist und die gestörte Stickleitung näher dem Nahkraftwerk liegt. Unter letzterem ist dasjenige verstanden, das näher beim Hauptkonsum liegt.

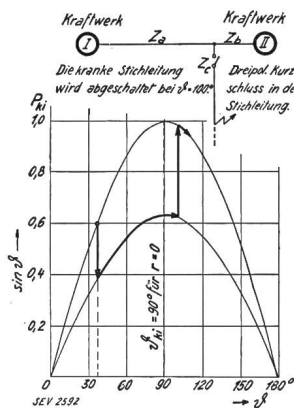


Fig. 25. Dreiphasiger Kurzschluss in einer unbelasteten Stickleitung zweier über die Kuppelleitung parallel arbeitender Kraftwerke.

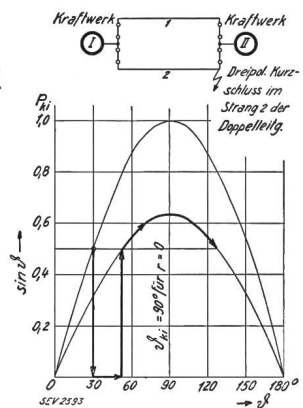


Fig. 26. Kurzschluss zwischen den Phasen auf einer Leitung des Parallelstranges (Doppelleitung).

In Gl. (50) bedeutet $\lambda = \frac{W_1}{W_2}$ das Verhältnis der kinetischen Energie der Kraftwerke 1 und 2, ferner

- $\tau = \frac{2 \pi}{\varepsilon_t}$ die Pendeldauer
- ε_t = Pendelkreisfrequenz,
- δ_D / ε_t = Dämpfungsverhältnis,
- t = Die Zeitvariable (in s) der Schwingungsgleichung.

Fig. 21 zeigt den Schwingungsvorgang von ϑ_v bis ϑ_{\max} für den Fall, bei dem die gestörte Stickleitung nach einer bestimmten Zeit abgeschaltet wird.

c) Kurzschluss auf einer Leitung des Parallelstranges (Doppelleitung).

Sehr ungünstig auf die Stabilität wirken sich auch Kurzschlüsse auf Parallelleitungen aus, weil

deren notwendige Abschaltung ausserdem eine beträchtliche Schwächung der synchronisierenden Kraft im Endzustand nach Gl. (45) bedeutet. Es ist daher zur Sicherung der Stabilität ein sehr schnelles Ausschalten der kranken Leitung erforderlich. Fig. 26 zeigt den sich dabei abspielenden Pendelvorgang von ϑ_v bis ϑ_{\max} .

Glücklicherweise treten aber im Betrieb die dreiphasigen Kurzschlüsse nur äusserst selten auf; weit häufiger sind die zweiphasigen Kurzschlüsse, die hingegen bei weitem nicht so gefährlich sind wie die dreiphasigen, weil das rechts laufende Drehfeld, das die Synchronkraft erzeugt, viel weniger geschwächt wird. Noch schwächer ist die Verminderung der Synchronkraft bei Erdschlüssen im erdeten System, obwohl dabei auftretende Laststösse immerhin gefährliche Werte annehmen können, namentlich wenn die Erdinduktanz ungefähr gleich der Leitungsinduktanz ist.

Kurzschlußschaltvorgänge und die von ihnen ausgelösten Laststösse gefährden den stabilen Betrieb besonders dann, wenn die Kraftwerkregler ungleichmässig eingreifen. Dadurch vergrössern sich die Schwingungswerten, was oft ein Aussertrittfallen nach sich zieht.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das wirksamste und wichtigste Mittel zur Aufrechterhaltung der dynamischen Stabilität des Uebertragungssystemes bei Schaltvorgängen, die *augenblickliche Versteifung des elektromagnetischen Feldes* durch die Schnellerregung der Generatoren und besonders der im Zuge der Leitung angeschlossenen Synchronkondensatoren ist. Nebenher hat natürlich auch die Induktanzverminderung bzw. die Erhöhung des Kurzschlussverhältnisses ihre grosse Bedeutung für die Systemstabilität.

L. Literaturverzeichnis.

1. F. G. Baum, Voltage Regulation and Insulation for large Power, Long Distance Transmission Systems. Trans.AIEE 1921, S. 1019.
2. C. P. Steinmetz, Power Control and Stability of Electrical Generating Stations. Trans.AIEE 1920, S. 1215.
3. M. Dolivo-Dobrowolsky, Ueber die Grenzen der Kraftübertragung durch Wechselströme. ETZ 1919, Nr. 1, Diskussion S. 84.
4. H. B. Dwight, The Calculation of Constant Voltage Transmission Lines. Electr. Journal 1914, S. 487.
5. R. A. Philip, Economic Limitations of Aggregation of Power Systems. Trans.AIEE 1911.
6. L. Thielemans, Calculs, diagrammes et régulation des lignes de transport d'énergie à longue distance. RGE 1920, S. 403, 435, 475, 515; 1921, S. 451, 599, 675, 878, 929.
7. R. D. Evans & H. K. Sels, Circuits Constants and Circle Diagrams for Transmission Systems. Electr. Journal July, Aug., Dez. 1921 and Feb. 1922.
8. J. Fischer-Hinnen, Ueber das Pendeln parallel arbeitender Wechselstromgeneratoren. SBZ 1922, S. 13 und 29.
9. J. Ossanna, Fernübertragungsmöglichkeiten grosser Energiemengen. ETZ 1922, Nr. 32 und 33.
10. P. H. Thomas, Superpower Transmission. Trans.AIEE 1924, S. 1.
11. C. L. Fortescue & C. F. Wagner, Some Theoretical Considerations of Power Transmission. Trans.AIEE 1924, S. 16.
12. R. D. Evans & H. K. Sels, Power Limitations of Transmission Systems. Trans.AIEE 1924, S. 16.
13. R. D. Evans & R. C. Bergvall, Experimental Analysis of Stability and Power Limitations. Trans.AIEE 1924, S. 39.
14. F. C. Fortescue, Transmission Stability. Trans.AIEE 1925, S. 984.
15. S. B. Griscom, A Mechanical Analogy to the Problem of Transmission Stability. El. Journal May 1926.
16. L. Dreyfuss, Ueber die Stabilität des Parallelbetriebes bei Zusammenschluss grosser Kraftwerke. A.f.E. 1926, Bd. XVI, S. 307.
17. Wilhelm Peters: Parallelbetrieb von Kraftwerken über lange Koppelleitungen. ETZ 1926, S. 917.
18. Edith Clarke, Calculation of Steady-State Stability in Transmission Lines. Trans.AIEE 1926, S. 22.
19. R. Wilkins, Practical Aspects of System Stability. Trans. AIEE 1926, S. 41.
20. R. D. Evans & F. C. Wagner, Studies of Transmission Stability. Trans.AIEE 1926, S. 51.
21. R. D. Evans & F. C. Wagner, Stability Characteristics of Machines. El.World 1927, S. 141.
22. R. E. Doherty & C. A. Nickle, Synchronous Machines Torque-Angle Characteristics under Transient Conditions. JAIEE 1927, S. 1369.
23. C. F. Wagner & R. D. Evans, Static Stability Limits and the Intermediate Condenser Station. JAIEE 1927, S. 1423.
24. D. M. Jones, Super Excitation. GER Dec. 1927.
25. D. M. Jones, Super Excitation for the Synchronous Condensers for the Conowingo System. JAIEE 1928, S. 357.
26. Rüdénberg, Das Verhalten elektrischer Kraftwerke und Netze beim Zusammenschluss. ETZ 1929, 4. Juli.
27. W. Peters, Berlin, Einfluss von Schaltvorgängen auf die Stabilität gekuppelter Kraftwerke. Fachberichte des VDE 1929, S. 29—33.
28. M. L. Keller, Ingenieur, Aarau, Die Uebertragung grosser Leistungen. Bull. SEV 1929, Nr. 15 und 16.
29. Belfils, Fallou et Dormont, Le transport d'énergie électrique à grande distance. Stabilité et conditions de fonctionnement. Revue d'Electricité et de Mécanique, mai, juin, juillet et août 1930.
30. F. Grieb, Betrachtung einiger durch den Zusammenschluss elektrischer Netze bedingter Probleme. Bull. SEV 1930, Nr. 15.
31. Rüdénberg, Elektrische Hochleistungsübertragung auf weite Entfernung. Verlag Springer, Berlin 1932.
32. E. Schönholzer, Ueber eine moderne und praktische Berechnungsmethode sehr langer Hochspannungsfernleitungen mit Potentialregelung durch Synchronmotoren. STZ 1922, Nr. 6, 7, 8, 9. Sonderdruck im Selbstverlag (Fr. 5.—).
33. E. Schönholzer, Der leerlaufende Synchronmotor als wirtschaftlicher Spannungsregler von Drehstrom-Fernleitungen. Bull. SEV 1926, Nr. 4.
34. E. Schönholzer, Die Bemessung von Wechselstromfreileitungen und Kabel nach dem Grundsatz grösster Wirtschaftlichkeit. STZ 1927, Nr. 35.
35. E. Schönholzer, Die Verbesserung kleiner Netzleistungsfaktoren und Regulierung der Fernleitungsspannung durch Synchron- und Asynchronmaschinen. Bull. SEV 1928, Nr. 3.
36. E. Schönholzer, Grossleistungsübertragung in Südamerika. STZ 1928, Nr. 46, 47, 48. Sonderdruck im Selbstverlag (Preis Fr. 5.—).
37. E. Schönholzer, Ein elektrowirtschaftliches Programm für Europa. STZ 1930, Nr. 23.