Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke

Band: 7 (1916)

Heft: 4

Artikel: Kommission für Hochspannungsapparate und Brandschutz. Dritter Bericht, Vorschaltwiderstände und Reaktanzen als Schutz für Oelschalter

Autor: Bauer, Bruno

DOI: https://doi.org/10.5169/seals-1059560

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: 02.10.2025

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

SCHWEIZ. ELEKTROTECHNISCHER VEREIN

BULLETIN

ASSOCIATION SUISSE DES ÉLECTRICIENS

Erscheint monatlich mit den Jahres-Beilagen **„Statistik der Starkstromanlagen der Schweiz"** sowie **„Jahresheft"** und wird unter Mitwirkung einer vom Vorstand des S. E. V. ernannten Redaktionskommission herausgegeben.

Alle den Inhalt des „Bulletin" betreffenden Zuschriften sind zu richten an das

Generalsekretariat
des Schweiz. Elektrotechnischen Vereins,
Neumühlequai 12, Zürich 1 - Telephon 9571

Alle Zuschriften betreffend Abonnement, Expedition und Inserate sind zu richten an den Verlag:

Fachschriften-Verlag & Buchdruckerei A.-G.,
Hirschengraben 80/82 Zürich 1 Telephon 6741

Publié sous la direction d'une Commission de Rédaction nommée par le Comité de l'A. S. E.

Ce bulletin paraît mensuellement et comporte comme annexes annuelles la **„Statistique des installations électriques à fort courant de la Suisse"**, ainsi que l'**„Annuaire"**.

Prière d'adresser toutes les communications concernant la matière du „Bulletin" au

Secrétariat général
de l'Association Suisse des Electriciens
Neumühlequai 12, Zurich 1 - Téléphone 9571

Toutes les correspondances concernant les abonnements, l'expédition et les annonces, doivent être adressées à l'éditeur:

Fachschriften-Verlag & Buchdruckerei S. A.
Hirschengraben 80/82 Zurich 1 Téléphone 6741

Abonnementspreis
für Nichtmitglieder inklusive Jahresheft und Statistik:
Schweiz Fr. 15.—, Ausland Fr. 25.—.
Einzelne Nummern vom Verlage Fr. 1.50 plus Porto.

Prix de l'abonnement annuel (gratuit pour les membres de l'A. S. E.), y compris l'Annuaire et la Statistique, Fr. 15. - pour la Suisse, Fr. 25.— pour l'étranger.
L'éditeur fournit des numéros isolés à Fr. 1.50, port en plus.

VII. Jahrgang
VIIe Année

Bulletin No. 4

April
Avril 1916

Kommission für Hochspannungsapparate und Brandschutz

des Schweiz. Elektrotechnischen Vereins und des Verbandes Schweiz. Elektrizitätswerke.

Dritter Bericht.

Vorschaltwiderstände und Reaktanzen als Schutz für Oelschalter.

Nach Weisungen des Generalsekretariats und unter dessen redaktioneller Mitwirkung bearbeitet von dipl. Ing. Dr. *Bruno Bauer.*

Vorwort.

Die vorangegangenen Kommissionsberichte*) über die Versuche an Oelschaltern haben sich im Wesentlichen mit der Bestimmung der *Schalterarbeit* beschäftigt, d. h. dem elektrischen Aequivalent der Wärmemenge, die während des Schaltprozesses durch den Lichtbogen entwickelt wird. Dies ergab sich natürlicherweise als erste Aufgabe einer systematischen Untersuchung der elektrischen und thermodynamischen Erscheinungen des Abschaltvorgangs. Die dem Konstrukteur am nächsten liegende und ebenso für den Betriebsleiter wichtige Frage nach Gesichtspunkten über die betriebsicherste Formgebung und Dimensionierung des Oelschalters bildet für diese speziellen Arbeiten der Kommission das anzustrebende Ziel, für dessen Erreichung aber gerade die Kenntnis der Schalterarbeit in ihrer Grösse und gesetzmässigen Veränderlichkeit mit den Betriebsbedingungen eine notwendige Grundlage bedeutet. Deshalb sollen unsere heutigen Mitteilungen weiteren Erörterungen über die *Bedingungen kleinst möglicher Schalterarbeit* dienen. Denn es ist

*) Erster Bericht: Bulletin No. 8, 1915.
Zweiter Bericht, Referat über die Versuche an Oelschaltern: Bulletin No. 11, 1915.

naturgemäss ebenso wichtig für den Betrieb, Mittel und Wege zu kennen, um eine bestimmte Leistung oder einen Kurzschluss unter möglichst geringer Wärmeentwicklung zu unterbrechen, als für den Konstrukteur, zu wissen auf welche Weise eine bestimmte Wärmemenge in der kurzen Zeit des Schaltvorganges möglichst gefahrlos vom Schalter aufgenommen werden kann.

Die experimentellen Untersuchungen über die Schalterarbeit liessen als wichtigen Faktor neben der zu unterbrechenden *Leistung* die *Phasenverschiebung im unterbrochenen Stromkreis* erkennen. Sie zeigten, dass die Schalterarbeit bei gleicher unterbrochener Leistung mit wachsender Phasenverschiebung zunimmt, um im Grenzfall bei einem Phasenwinkel von 90^0 einen sehr hohen Wert zu erreichen. Diese Tatsache führte uns zu einer ersten Regel: Die gegebene Netzleistung oder den möglichen Kurzschluss unter möglichst kleiner Phasenverschiebung im fraglichen Stromkreis (gebildet aus Maschinenwicklung, Zuleitung und Nutzwiderstand) zu unterbrechen. Da diese Verschiebung durch das Verhältnis der im Kreis sich befindlichen Induktanzen zum gesamten Widerstand bestimmt ist, liegt es nahe, entweder nach möglichster Reduktion der totalen Induktanz zu trachten, soweit diese überhaupt verkleinert werden kann, oder durch Einfügung eines zusätzlichen Widerstandes, der im Abschaltvorgang als Vorschaltwiderstand in Wirkung tritt, die Phasenverschiebung zwischen Strom und Leerlaufspannung im Stromkreis zu verkleinern.

Der erste Weg setzt sich scheinbar in Widerspruch mit der in amerikanischen Grosskraftwerken wohl bewährten Praxis der Schutzreaktanzen zur Verringerung der Kurzschlussleistungen, darauf basierend, dass eine Verkleinerung der letzteren neben den Maschinen auch dem Schalter zu gute kommt. Es ist indessen schon im ersten Bericht*) auf die zweifache Rolle hingewiesen worden, die die Schutzreaktanz im Abschaltvorgang spielt; dennoch mag es angezeigt sein, die Frage des Schutzwertes der Drosselspule für den Schalter nochmals zu erörtern. Weiterhin bedarf die Verwendung des in den Schalter eingebauten Vorschaltwiderstandes einer eingehenden Untersuchung, indem der Abschaltvorgang im Vor- und Hauptkontakt zu betrachten ist, wobei sich im Fall des Kurzschlusses besonders charakteristische Verhältnisse ergeben. Die Klärung der hier auftretenden Erscheinungen wird uns zugleich erlauben, zum Schutzwert der Vorschaltreaktanz eindeutige Stellung zu nehmen. Aus diesen Gründen glauben wir unseren Untersuchungen über diese Fragen einen besonderen Bericht widmen zu sollen. Dieser bietet uns auch willkommene Gelegenheit, die Grundlagen, auf denen wir die vorliegenden Erörterungen aufbauen, nochmals einleitend zusammenzufassen, um diese und jene Frage klarzustellen, die im ersten Bericht des grossen Stoffes wegen vielleicht etwas zu kurz gekommen ist.

Einleitung.

Um eine Vorstellung zu gewinnen, welche Druckkräfte im Oelschalter beim Schaltprozess auftreten, um ferner zu ermitteln, welche Gasmenge produziert und wieviel Oel karbonisiert wird, müssen wir die *Wärmemenge* kennen, die durch den Abschaltlichtbogen frei wird. Die, diese Wärmemenge bestimmende totale elektrische Arbeit des Lichtbogens, die Schalterarbeit, ist offenbar gleich dem Produkt aus mittlerem Lichtbogeneffekt $J_0 \cdot E \cdot c$ mal Lichtbogendauer t_e in Sec., gemäss der Gleichung $A = J_0 \cdot E \cdot c \cdot t_e$. Der mittlere Lichtbogeneffekt ist in dieser Gleichung durch den Faktor c mit der *„unterbrochenen" kVA-Leistung* $J_0 \cdot E$, (Abschaltstrom J_0 mal Leerlaufspannung E) in Beziehung gebracht. Man könnte fragen, warum nicht die *„abgeschaltete" kVA-Leistung* $J_0 \cdot V$, (Abschaltstrom mal Klemmenspannung V) herangezogen wird, deren Begriff der Betriebspraxis näher liegt und die durch Strom- und Spannungsmessung an Ort und Stelle ermittelt werden kann. Indessen muss daran erinnert werden,**) *dass der Wechselstrom-Abschaltlichtbogen nach jeder Halbperiode abreisst und die Neuzündung somit mit der Leerlaufspannung erfolgt.* Daher ist die letztere, und nicht die Klemmenspannung, im wesentlichen massgebend für die Existenzbedingungen des Lichtbogens und damit die Berücksichtigung der *„unter-*

*) Siehe Zusammenfassung, Seite 187 des Ersten Berichtes, Bulletin No. 8, 1915.
**) Siehe Kapitel I des Ersten Berichtes, Bulletin No. 8, 1915.

brochenen" und nicht der „abgeschalteten" kVA-Leistung bedingt. Bei Betrachung der Abschaltvorgänge darf aus diesem Grunde nicht nur der vor dem Schalter liegende äussere Stromkreis ins Auge gefasst werden, sondern es ist der totale Stromkreis, gebildet aus der Generatorwicklung, der Zuleitung und dem äusseren Netzteil, massgebend für die Vorgänge im Oelschalter. Aus der gleichen Ueberlegung heraus ist die für die Lichtbogendauer wichtige Phasenverschiebung im Stromkreis als Verschiebung der Phase des Abschaltstroms gegenüber der Phase der *Leerlauf*spannung verstanden, sodass also z. B. auch bei ohmscher Belastung eines Generators die für den Abschaltvorgang in Frage kommende Phasenverschiebung i. a. nicht Null ist, es sei denn, dass die Belastung im Verhältnis zur generatorischen Anlage so klein ist, dass der innere Phasenwinkel in letzterer vernachlässigbar klein wird. Diesen Grenzfall haben wir als den *„rein ohmschen"* Kreis bezeichnet. Der Kurzschluss bildet in dieser Betrachtung nur einen Spezialfall, indem hier der äussere Netzteil in der Kurzschluss-Verbindung besteht, die wir uns z. B. an den Ausführungsklemmen des Schalters angebracht denken können. Die abgeschaltete Leistung wird jetzt verschwindend klein, weil die Klemmenspannung praktisch Null ist, nicht aber die unterbrochene Leistung, die infolge der maximalen Stromstärke gegenteils ihren grössten Wert erreicht hat: $J_{0\,max.} \cdot E$.

Zusammenfassend und charakterisierend sagen wir daher: *Massgebend für den Abschaltvorgang ist nicht allein der abgeschaltete Netzteil, sondern die Konstanten des gesamten durch den Schalter aufgeschnittenen Stromkreises.*

Wenn wir also beim Abschalten einer bestimmten Netzbelastung, sagen wir 1000 kW bei $\cos\varphi_n = 0{,}8$, nach der Schalterarbeit fragen, muss zuerst die zu dieser Belastung gehörige „zu unterbrechende" kVA-Leistung gesucht werden. Diese hängt offenbar von der Grösse der generatorischen Anlage und der Art der Zuleitung ab. Der Zusammenhang kann bei Kenntnis der diesbezüglichen Daten durch die bekannten vereinfachten Diagramme mit hinreichender Genauigkeit ermittelt werden. Bedeuten diese 1000 kW nur einen kleinen Bruchteil der normalen Belastung einer sehr grossen Zentrale, so wird die unterbrochene Leistung, wenn die Last an den Sammelschienen gemessen ist, praktisch mit dieser abgeschalteten gleich sein, nämlich 1000 kW : 0,8 = 1250 kVA. Für ein kleineres Verhältnis zwischen Maschinengrösse und Abschaltleistung wird aber die innere Phasenverschiebung im Generator und dessen Spannungsanstieg die unterbrochene Leistung stets grösser werden lassen als die abgeschaltete Leistung in kVA.

In Fig. 3a ist für unsere Versuchsmaschine im Kraftwerk Beznau, Generator No. XI, der *Zusammenhang zwischen der abgeschalteten nützlichen Leistung* $P = J_0 \cdot V \cdot \cos\varphi_n$ in kW und den *zugehörigen Werten der unterbrochenen Leistung* $J_0 \cdot E$ und der Phasenverschiebung (J_0 und E) aufgetragen. Die Verhältnisse sind für die zwei Netzleistungsfaktoren $\cos\varphi_n = 1$ und $\cos\varphi_n = 0{,}8$ bei konstanter Leerlaufspannung 6000 V aufgestellt. Wird nach Erreichung der maximal möglichen Nutzleistung, die bei $\cos\varphi_n = 1$ za. 314 kW beträgt und bei $\cos\varphi_n = 0{,}8$ za. 155 kW, die Stromstärke noch weiter gesteigert ohne Rücksicht auf die Klemmenspannung durch weitere Reduktion des Netzwiderstandes, entsprechend einer dem Kurzschluss zustrebenden Störung, so geht die Nutzleistung infolge des raschen Abfalls der Klemmenspannung allmählig auf Null zurück, in welchem Grenzfall die unterbrochene Leistung $J_0 \cdot E$ ihren maximalen Betrag erreicht, *die Kurzschlussleistung.*

Bezeichnen wir mit x_a den Mittelwert der totalen Induktanz des Generators, so schreibt sich die Kurzschlussleistung: $(J_0 \cdot E)_{max.} = \frac{E^2}{x_a}$. Unsere Versuchsmaschine weist bei einphasiger Belastung und 6000 V Leerlaufspannung eine hohe Induktanz auf; der versuchsmässig ermittelte Wert beträgt 57,4 $^{\Omega}$ im Mittel, was die Kurzschlussleistung auf den Betrag von 626 kVA beschränkt.

Um nun die *Grösse der Schalterarbeit* bestimmen zu können, müssen wir nun weiter die Abhängigkeit der Grössen c und t_e von den Bedingungen im Stromkreis für einen gegebenen Schalter kennen. Wie Theorie und Versuche zeigen, steht die *Grösse c* in ge-

wissem Zusammenhang mit der Lichtbogendauer, derart, dass mit dem Anstieg der letzteren auch c grössere Werte annimmt und umgekehrt. Es ist aber bemerkenswert, dass die Grösse c trotzdem zwischen engen Grenzen liegt, die im wesentlichen durch die Art und Grösse der Kontakte gegeben sind. Diese charakterisieren demnach die spezifische Wärmeentwicklung eines gegebenen Schalters. Die Veränderlichkeit der Grösse c innerhalb dieser Grenzen, von denen die untere i. a. etwa $1 \div 2$ und die obere etwa $7 \div 8$ Hundertstel beträgt, ist im wesentlichen durch die Phasenverschiebung gegeben, dagegen scheinen Strom und Spannung darauf nicht von grossem Einfluss zu sein; jedenfalls war im Bereich unserer Messungen kein diesbezüglicher Zusammenhang nachzuweisen. Wird c in Abhängigkeit der Phasenverschiebung aufgetragen, so beginnt die Kurve für $\operatorname{tg}\varphi = 0$ mit dem oben angegebenen Grenzwert von $1 \div 2\,\%$, um für grössere Phasenwinkel, wie sie im Kurzschluss auftreten, asymptotisch der oberen Grenze zuzustreben. Mit Hülfe der aus unseren Versuchen gewonnenen Beziehung zwischen c und $\operatorname{tg}\varphi$ ist der Verlauf dieser Grösse mit der Nutzleistung P für unsere Versuchsmaschine in Fig. 3b dargestellt.

Für die gegebene Leerlaufspannung ist die *Lichtbogendauer* (bezw. Bogen*länge* bei gegebener Schaltgeschwindigkeit) ebenfalls in hohem Mass durch die Phasenverschiebung beeinflusst. Wir haben hiefür den analytischen Ausdruck aufgestellt

$$t_{r,L} = t_r \cdot (1 + K_1 \operatorname{tg}\varphi + K_2 \operatorname{tg}^2\varphi + \ldots)$$

wobei wir mit $t_e \equiv t_r$ die Lichtbogendauer bezeichnen, die im (oben definierten) „rein ohmschen" Kreis beim Unterbrechen einer bestimmten Leistung entsteht und mit $t_e \equiv t_{r,L}$ den entsprechenden Wert bei Anwesenheit von Induktivität im unterbrochenen Stromkreis. Die Gesetzmässigkeit des Zusammenhangs zwischen t_r und $J_0 \cdot E$ konnten wir näherungsweise analytisch formulieren*), wobei sich über das Bereich unserer Messungen Theorie und Experiment decken**). Wir glauben daher, dass mit grosser Wahrscheinlichkeit die aufgestellten Beziehungen die tatsächlichen Verhältnisse mit einiger Annäherung auch für grössere Leistungen wiederzugeben vermögen. Wir werden im Nachfolgenden hiervon Gebrauch machen. Charakteristisch ist, dass t_r mit wachsender Leistung $J_0 \cdot E$ allerdings immer ansteigt, jedoch der Zuwachs für grössere Leistungen nur mehr recht klein ist, indem t_r für sehr grosse Werte von $J_0 \cdot E$ einem endlichen Wert zustrebt, der durch die Spannung gegeben ist. Die Bestimmung des Klammer-Ausdruckes, der den Einfluss der Phasenverschiebung ausdrückt, bleibt bis heute dem Experiment vorbehalten. In Fig. 31 des Ersten Berichtes der Brandschutzkommission***) sind die Resultate unserer Lichtbogen-Messungen bei 6000 V und ohmscher Belastung an der Versuchsmaschine, Generator XI, graphisch aufgezeichnet. Um den Einfluss der Phasenverschiebung deutlich zu Tage treten zu lassen, ist dem Generator eine Drosselspule mit Eisenkern vorgeschaltet worden, deren totale Induktanz sich je nach der Belastung zwischen 45^{Ω} und 80^{Ω} veränderte. Wir wiederholen hier die Ergebnisse, indem wir diesmal (in Fig. 1) die Werte der gemessenen Lichtbogendauer in Abhängigkeit der unterbrochenen Leistung $J_0 \cdot E$ in kVA auftragen und gleichzeitig den aus der ansteigenden Belastung sich ergebenden Verlauf der Phasenverschiebung bezw. $\operatorname{tg}\varphi$ zwischen J_0 und E notieren. Das Bild zeigt deutlich, dass der Verlauf der Lichtbogendauer durch $\operatorname{tg}\varphi$ regiert ist. Es ist interessant, diesen Werten die Messungen der Lichtbogendauer t_r bei gleichen Leistungen aber praktisch unveränderter sehr

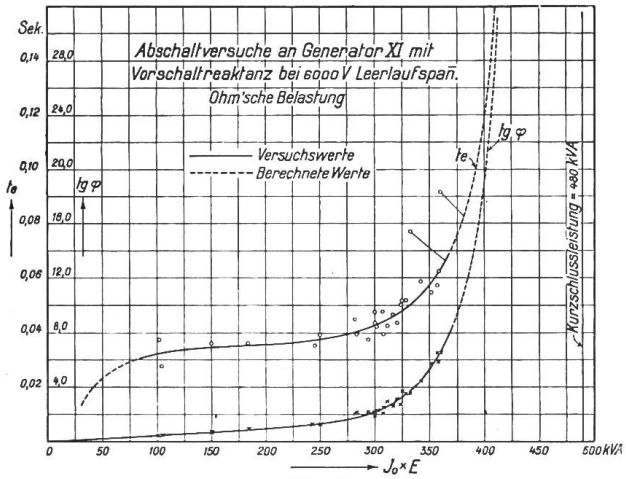


Fig. 1.
Verlauf der Lichtbogendauer und Phasenverschiebung beim Unterbrechen verschiedener kVA-Leistungen an Generator No. XI.

*) Siehe Kapitel III des Ersten Berichtes, Bulletin No. 8 1915, Seite 165.
**) Siehe Fig. 19 des Ersten Berichtes.
***) Bulletin No. 8 1915, Seite 183.

kleiner Phasenverschiebung gegenüberzustellen. Wir benutzen hiezu die Versuchsresultate an demselben Elektrodenpaar (Konstruktion Sprecher & Schuh, Aarau) bei gleichen Schaltbedingungen im Versuchsschalter jedoch bei Abschaltungen vom gemeinsamen Netz der Beznau - Löntschwerke. In Fig. 2 (identisch mit Fig. 1b Tafel II des Ersten Berichtes) sind diese Versuchsdaten zusammengestellt.*) Die Zusammenstellung in der *nachfolgenden Tabelle* lässt deutlich den Einfluss der Phasenverschiebung auf die Lichtbogendauer und die Schalterarbeit erkennen. Diese ist nach dem Ausdruck berechnet worden

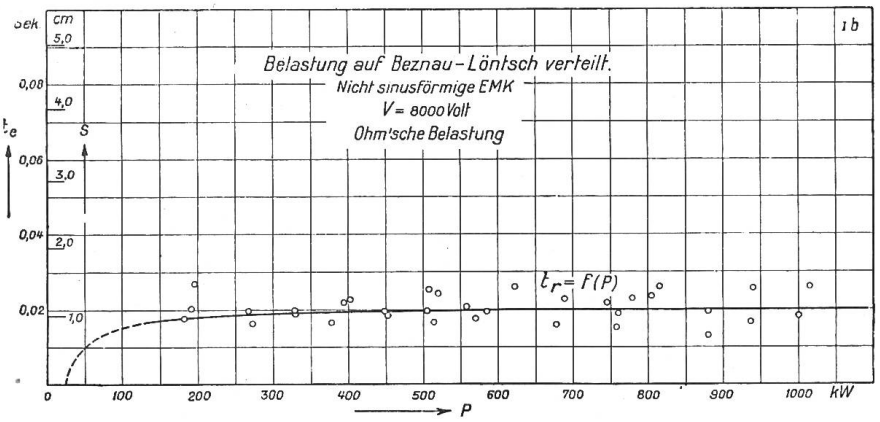


Fig. 2.
Verlauf der Lichtbogendauer bei Abschaltungen im nahezu rein ohmschen Stromkreis.

$$A = J_0 \cdot E \cdot c \cdot t_e,$$

wobei im einen Fall t_e identisch ist mit t_r (ohmscher Kreis), im andern Fall identisch mit $t_{r,L}$ (Kreis mit Widerstand und Induktivität). Für ein und dieselbe Leistung sind nach unserem Ansatz die beiden Werte der Lichtbogendauer durch den Ausdruck verbunden $t_{r,L} = t_r (1 + K_1 \operatorname{tg} \varphi + K_2 \operatorname{tg}^2 \varphi + \ldots)$. Das Anwachsen des Klammerausdrucks, der dem Einfluss der Phasenverschiebung Rechnung trägt, ist aus der Tabelle zu ersehen. Die sich daraus ergebende Gesetzmässigkeit mit $\operatorname{tg} \varphi$ ist im Nachfolgenden weiter benützt worden. (Es soll hierauf verwiesen werden.) Die Veränderlichkeit der Konstanten c mit der Phasenverschiebung ist, wie oben angedeutet, unseren Versuchsdaten entnommen.

Veränderung der Schalterarbeit und der sie bildenden Grössen

mit der Phasenverschiebung und der unterbrochenen Leistung.
(Ohmsche Belastungen mit 6000 V Leerlaufspannung.)

Unterbrochene Leistung in kVA	Maschine XI mit Vorschalt-Reaktanz				ab Sammelschienen Beznau-Löntsch ($\operatorname{tg} \varphi \sim 0$)				
	$\operatorname{tg} \varphi$	$t_{r,L}$ bei 6000 V in Sec.	c %	Schalterarbeit A in kWSec.	t_r bei 8000 V in Sec.	t_r bei 6000 V in Sec.	$(1+K_1 \operatorname{tg} \varphi + ..) = \frac{t_{r,L}}{t_r}$	c %	Schalterarbeit A in kWSec.
	gemessen	gemessen	gemessen	berechnet	gemessen	berechnet	berechnet	gemes.	berech.
100	0.46	0.032	1.9	0.061	ca. 0.015	0.013_5	2.37	1.1	0.015
150	0.70	0.034_5	2.6	0.135	0.017	0.014	2.47	con-	0.023
200	0.97	0.035_5	3.2	0.228	0.018	0.014_3	2.49	stant	0.031_5
250	1.30	0.037_5	3.7	0.347	0.018_5	0.014_9	2.51		0.041
300	2.15	0.043	4.5	0.580	0.019_2	0.015_5	2.77		0.051
325	3.20	0.048	5.2	0.810	0.019_5	0.015_6	3.07		0.055_6
350	5.30	0.057	6.0	1.20	0.019_6	0.015_9	3.59		0.061_5
375	ca. 9.30	0.075	6.4	1.80	0.019_8	0.016	4.81		0.066
400	ca. 19.0	ca. 0.119	ca. 6.5	ca. 3.10	0.020	0.016_1	7.4		0.071

*) Die Spannung hat in diesem Fall 8000 V betragen; um den zahlenmässigen Vergleich mit den Werten in Fig. 1 zu ermöglichen, sind erstere mit Hilfe früherer Betrachtungen über den Einfluss der Spannung (siehe Seite 169 des Ersten Berichtes in Bulletin No. 8, 1915) in folgender Zusammenstellung auf 6000 Volt Leerlaufspannung umgerechnet.

Wir entnehmen der Tabelle, dass sich z. B. beim Unterbrechen von 400 kVA die Lichtbogendauer beim Betrieb der Versuchsmaschine mit Vorschaltreaktanz auf rund 0,12 Sec. beläuft, d. i. 7,4 mal mehr als im Fall, wo die 400 kVA von den parallel arbeitenden Beznau-Löntsch-Werken aufgebracht werden. Es darf auf Grund des Verlaufs der Lichtbogendauer in Fig. 1 mit Sicherheit angenommen werden, dass deren Betrag für den vollständigen Kurzschluss, der, rechnerisch ermittelt, etwa 480 kVA ist, noch bedeutend höher steigt. Unter Zugrundelegung einer Schaltgeschwindigkeit von 55 cm/Sec., mit der operiert wurde, und einpoliger Unterbrechung, entspricht obige Lichtbogendauer einer Bogenlänge von rund 6,5 cm*).

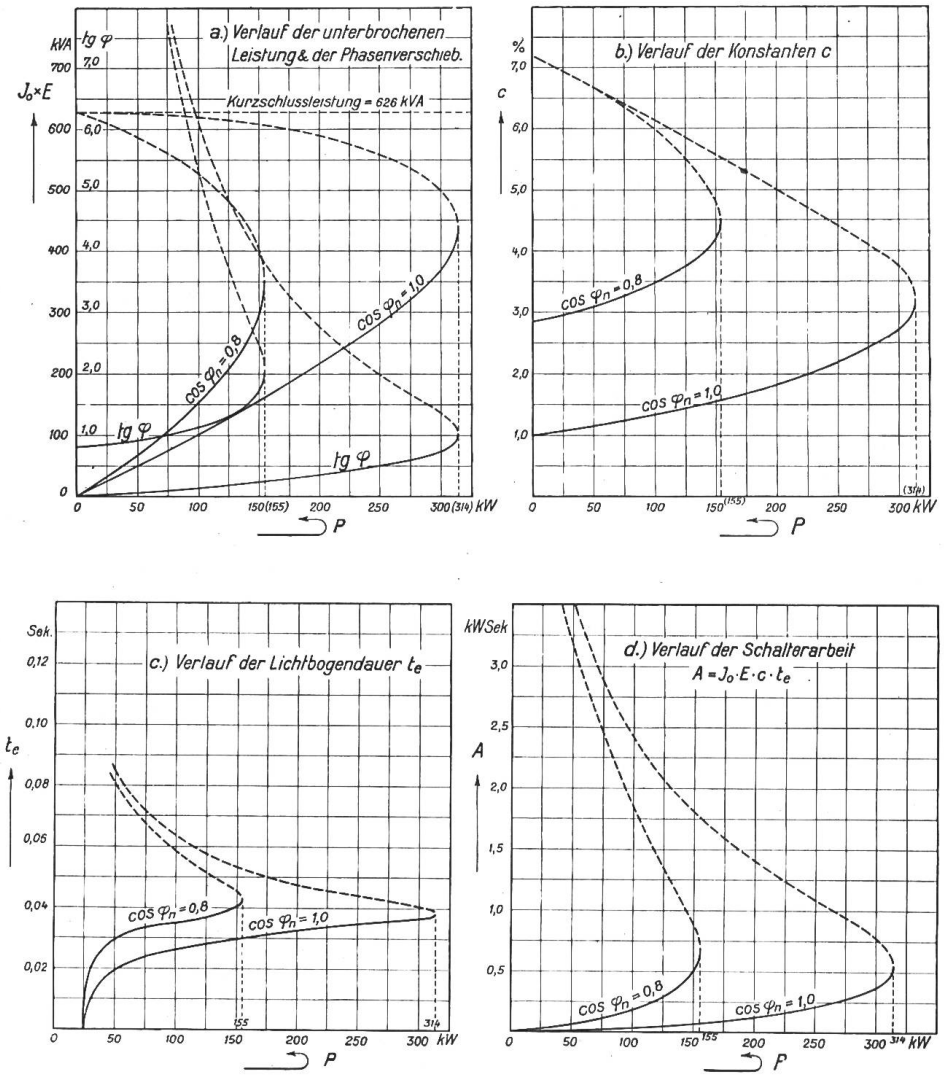


Fig. 3.

Verlauf der für die Bildung der Schalterarbeit massgebenden Grössen beim Abschalten verschiedener Nutzleistungen an Generator XI ohne Vorschaltdrosselspule bei 6000 V Leerlaufspannung.

*) Wir möchten aber an dieser Stelle nicht unbetont lassen, dass solch grosse Werte, die, wie wir sehen, auch für kleine Leistungen im Kurzschlussgebiet möglich sind, doch nicht in jedem Fall mit Sicherheit zu erwarten sind. Wir gehen bei der Extrapolation der Versuchskurve von der Bedingung aus, dass die den Lichtbogen umgebende Gassäule dessen freie Entwicklung nach Massgabe der elektrischen Bedingungen nicht stört. Nach unseren Versuchen trifft das im allgemeinen zu, indem die Form- und Ortsveränderung der Gasmasse, die thermodynamischen Gesetzen folgt, relativ langsam vor sich geht; darüber wird im nächsten Bericht über den zweiten Teil der Versuche eingehend referiert werden. Bei kleinen Kurzschlussleistungen ist nun aber die Schalterarbeit trotz grosser Bogenlänge relativ klein und daher auch die entwickelte Gasmenge nicht bedeutend. Es ist wahrscheinlich, dass diese, auf grosse Länge ausgezogen, derart unstabil wird, dass eine zufällige Oelbewegung genügt, um die Lichtbogenbahn zu stören. Wir haben diese Erscheinung an-

Um nun für unser oben erwähntes Beispiel der Abschaltung verschiedener Nutzlasten ab Maschine XI (ohne Vorschaltreaktanz) den *Verlauf der Lichtbogendauer* t_e zu ermitteln, können wir den in der obigen Tabelle berechneten Zusammenhang zwischen $J_0 \cdot E$, $tg\varphi$, t_r und $t_{r,L}$ für 6000 V Leerlaufspannung benützen. Das Ergebnis ist in Fig. 3c eingezeichnet.*) So gibt uns Fig. 3 nochmals einen Ueberblick über den *Verlauf der mit der Schalterarbeit zusammenhängenden Grössen* als Funktion der abgeschalteten Leistung. Es sind damit alle Faktoren bekannt, um die Schalterarbeit selbst in ihrer Veränderlichkeit mit der Nutzleistung zu illustrieren, wie dies in Fig. 3d geschieht, deren Werte gemäss der Formel $A = J_0 \cdot E \cdot c \cdot t_e$ aus den übrigen Kurvenwerten gebildet sind. Zur Erläuterung sei noch erwähnt, dass sich in Fig. 3 der ausgezogene Teil der Kurven jeweilen auf das Bereich der normalen, betriebsmässigen Abschaltleistungen bezieht, während der gestrichelte Teil die Störungsbelastungen bis zum Kurzschluss umfasst.

Es sei nun der *Einfluss dieses Verhaltens der Schalterarbeit auf die im Betriebe vorkommenden Schaltungen* im folgenden besprochen:

Wir können *drei charakteristische Schaltbedingungen* oder im Betrieb vorkommende Schaltungen unterscheiden, unter denen der Oelschalter ausschaltet und für welche wir den Einfluss der Konstanten im Stromkreis betrachten wollen.

In einem *ersten Fall* handelt es sich darum, mit dem Oelschalter *eine bestimmte Nutzleistung in kW abzuschalten.* Geschieht dies immer von derselben generatorischen Anlage mit gegebener totaler Induktanz aus, z. B. ab unserm Generator No. XI mit $x_a = 57{,}3^{\Omega}$ im Mittel, so ist nach dem bekannten Ausdruck für die Schalterarbeit diese offenbar noch vom Leistungsfaktor $\cos\varphi_n$ *im Netz* abhängig. Schalten wir z. B. 155 kW bei $\cos\varphi_n = 0.8$ ab, so ist, wie Fig. 3d zeigt, die Schalterarbeit rund 9 mal grösser, als im Fall ohmscher Belastung mit 155 kW und $\cos\varphi_n = 1$. Dieser grosse Unterschied ist darin zu suchen, dass in der ersteren Abschaltung trotz der gleichen Nutzleistung alle massgebenden Faktoren: $J_0 \cdot E$, t_r, $tg\varphi$ und c höhere Werte annehmen, wie die charakteristischen Kurven in Fig. 3 deutlich zeigen. Die abzuschaltende Netzleistung ist also für sich allein selbst bei einer bestimmten, gleichbleibenden generatorischen Anlage kein Mass für die Beanspruchung des Schalters, indem diese umso höher wird, je grösser die Phasenverschiebung $\cos\varphi_n$ im Netz ausfällt.

Weitaus häufiger ist der Fall: *Abschaltung bei einer gegebenen Grenzstromstärke* J_0 durch die selbsttätige Schalterauslösung. Denken wir uns die Erregung der generatorischen Anlage auf konstantem Wert, so ist dies gleichbedeutend mit der Bedingung, den Stromkreis bei einer gegebenen Grenzleistung $J_0 \cdot E$ zu unterbrechen. Für die Versuchsmaschine möge diese für 6000 V z. B. bei 510 kVA liegen, entsprechend einem höchstzulässigen Strom von 85 A. Hiebei erhalten wir bei $\cos\varphi_n = 1$ gemäss Fig. 3a eine kW-Leistung von ca. 295 kW, (etwas mehr als die normal angenommene, maximale Nutzleistung) für $\cos\varphi_n = 0{,}8$ geht der Wert auf 110 kW zurück. Dem entspricht eine Schalterarbeit von rund 0,84 kWSec für den Fall ohmscher Belastung, dagegen von 1,65 kWSec,

---

lässlich der Versuche über künstliche Oelbewegung, die im nächsten Bericht bekannt gegeben werden, deutlich beobachten können, indem bei grösseren Abschaltleistungen trotz der künstlichen Oelströmung die kräftige Gassäule ihre Stabilität auf relativ grosse Bogenlängen wahren konnte.

Wir wollen mit diesem kleinen Ausblick auf spätere Mitteilungen heute schon zum Ausdruck bringen, dass im Kurzschluss die grossen Bogenlängen besonders bei kleinen Leistungen infolge der Unstabilität der Gassäule nicht immer mit Sicherheit zu erwarten sind. Die Wahrscheinlichkeit ist aber ebenso gross, dass sie sich in voller Grösse auszubilden vermögen, wie solche durch die elektrischen Verhältnisse im Stromkreis bedingt ist, es sei nur auf das „Stehenbleiben" des Lichtbogens in schweren Kurzschlussabschaltungen hingewiesen. Die Möglichkeit solcher Erscheinungen, wenn sie auch nicht die Regel bilden, bietet hinreichende Veranlassung, nach Mitteln und Wegen zu suchen, um die Ausbildung grosser Bogenlängen in ihrer nun bekannten Ursache zu verhindern.

*) Die so berechneten Werte der Lichtbogendauer sind übrigens auch direkt versuchsmässig ermittelt worden; wir verweisen hierüber auf Fig. 31 des Ersten Berichtes, Bulletin No. 8, Seite 183. Die Uebereinstimmung der dort aufgestellten Kurve mit Fig. 3c ist keine vollständige, weil die theoretisch berechnete Kurve (Fig. 3c) eine konstante totale Induktanz der Maschine zur Voraussetzung hat, was in Wirklichkeit nur annähernd der Fall ist.

wenn der Leistungsfaktor im Netz 0,8 beträgt. Auch die unterbrochene kVA-Leistung stellt, eben wiederum selbst bei einer bestimmten, gleichbleibenden Generatorenanlage, kein eindeutiges Mass der Schalterbeanspruchung dar; schon die Einführung einer Induktion im Netz mit $\cos\varphi_n = 0{,}8$ lässt im Beispiel die Schalterarbeit noch auf den zweifachen Betrag ansteigen.

Wie sehr nun auch *bei konstantem Netzleistungsfaktor* die *innere Phasenverschiebung* in der generatorischen Anlage *von Einfluss ist*, lehrt die Gegenüberstellung der Werte für die Schalterarbeit in der Tabelle Seite 89. Wir haben in Fig. 4 die Verhältnisse nochmals graphisch dargestellt und auch den Fall des Generators ohne Vorschaltdrosselspule, wie er durch Fig. 3 gegeben ist, herangezogen. Trotzdem hier für alle drei Fälle im Netz keine Induktanzen angenommen sind (ohmsche Belastung), treten infolge der verschiedenwertigen Induktanz im „innern" Stromkreis für ein und dieselbe unterbrochene Leistung ganz bedeutende Differenzen in der Schalterarbeit auf. Unterbricht der Schalter bei 60 A selbsttätig den Stromkreis mit 6000 V Leerlaufspannung entsprechend 360 kVA, so wird beim Betrieb der Maschine XI mit Vorschaltreaktanz eine Schalterarbeit von rund 1,4 kWSec frei gegenüber 0,35 kWSec im Fall des ungeschützten Generators und nur 0,07 kWSec wenn die Belastung an die Sammelschienen der parallel arbeitenden Kraftwerke Beznau-Löntsch angeschlossen wird. Wir erkennen, dass beim Abschalten bei gegebener Grenzstromstärke d. i. bei einer gegebenen unterbrochenen Grenzleistung $J_0 \cdot E$ die Beanspruchung des Schalters umso grösser wird, je höher der Wert der Induktanz in der generatorischen Anlage ist. Von diesem Gesichtspunkt aus betrachtet, d. h. *für diese Abschaltungen bei gegebenem Grenzwert des Nutzstroms gibt die Verwendung von Vorschaltreaktanzen keine Vorteile für den Schalter*, weil die Reaktanz die gegebene Grenzleistung mit einer höheren Phasenverschiebung zu unterbrechen zwingt. Die in amerikanischen Grosskraftwerken wohl bewährte Praxis der Schutzreaktanzen scheint daher nach dieser Ueberlegung im Widerspruch mit diesen auf unsern Versuchen basierenden Ueberlegungen zu stehen.

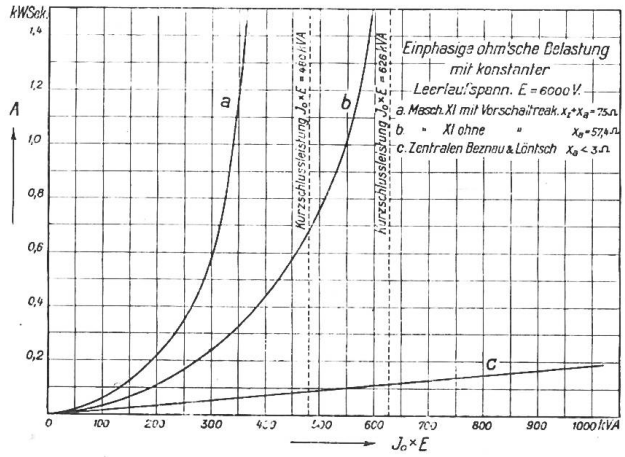


Fig. 4.

Die Schalterarbeit als Funktion der unterbrochenen Leistung für ohmsche Netzbelastungen. E = 6000 V.

Dass dieser Widerspruch nur ein scheinbarer ist, lehrt uns die Betrachtung über den *dritten Fall der Abschaltung:* das *Unterbrechen eines Kurzschlusses.* Die Wirkungen *plötzlicher* Kurzschlüsse in sehr grossen Kraftwerken sind bekannt. Wo die Streureaktanz der Generatoren nicht ausreicht, den vorübergehenden Maximalwert des Kurzschlusstromes in gewünschten Grenzen zu halten, ist die vor den Generator geschaltete Drosselspule das einzige Schutzmittel hiefür. Für den Schalter kommt aber die Drosselspule in diesem Sinne gar nicht in Frage, denn dieser wird in der i. a. nur wenige Halbperioden umfassenden Zeitdauer des ersten Anstiegs des Kurzschlusstromes nicht zum Ausschalten kommen, Spezialausführungen ausgenommen. Es ist auch weder notwendig, noch liegt es im Interesse des Schalterschutzes, den Kurzschluss bei dieser höchsten, sehr rasch vorübergehenden Belastung zu unterbrechen. Es kann vielmehr angenommen werden, dass für den Abschaltvorgang stets der *normale Dauer-Kurzschlusstrom* in Frage komme, der bei Vernachlässigung des ohmschen Widerstandes durch den Ausdruck gegeben ist: $J_k = \frac{E}{x}$, wobei x die totale Induktanz der generatorischen Anlage und der event. im Kurzschlusskreis liegenden zusätzlichen Reaktanzen bedeutet: $x = x_a + x_z$. Die Verwendung einer Vorschaltdrosselspule ist daher für den Schalter insofern von Bedeutung, als dadurch

natürlich auch die *normale* Kurzschluss-Leistung $\frac{E^2}{x_a + x_z} = (J_o \cdot E)_{max}$ die zu unterbrechen ist, eine Reduktion erfährt. Die in unserem Versuch verwendete Drosselspule verringerte z. B. die einphasige Kurzschlussleistung des Generators No. XI von 626 kVA auf 480 kVA (siehe Fig. 4). Setzen wir voraus, dass der Kurzschluss nahezu vollständig sei, d. h. dass der ohmsche Widerstand im Kurzschlusskreis im Vergleich zur Induktanz verschwindend klein werde, so ist dieser für die Ermittlung der Kurzschlussleistung ohne Einfluss. Im Ausdruck für die Phasenverschiebung $tg\varphi = \frac{x}{r}$, dürfen wir indessen den tatsächlichen Widerstand r in Generatorwicklung und Zuleitung nicht vernachlässigen, nehmen wir für unsere Versuchsanordnung $r = 0{,}5^{\Omega}$ an im Kurzschlusskreise, so wird die Phasenverschiebung für den Generator mit Drosselspule $tg\varphi = 150$ und im Fall der ungeschützten Maschine $tg\varphi = \sim 115$. Nun entsteht die Frage: *Welcher Einfluss der zusätzlichen Reaktanz auf die Schalterarbeit* $A = J_o \cdot E \cdot c \cdot t_e$ *ist stärker, die Verringerung der Kurzschlussleistung* $J_o \cdot E$ *oder die Vergrösserung der Lichtbogendauer* t_e *und der Konstanten* c *durch die gesteigerte Phasenverschiebung?* Mit Sicherheit ist jedenfalls zu sagen, dass bei Vorschaltung sehr grosser Drosselspulen die Kurzschlussleistung schliesslich so weit herabgemindert werden kann, dass trotz grösster Bogenlängen die Schalterarbeit einen kleinen Betrag erreicht, ganz abgesehen davon, dass sich infolge der Unstabilität der Gassäule solche Lichtbogen kleinerer Stromstärke nicht auf ihre volle theoretische Länge werden ausbilden können. Damit ist indessen die Frage nicht gelöst, ob Vorschaltreaktanzen in *solcher Grösse*, wie sie *aus betriebstechnischen Rücksichten noch zulässig sind,* tatsächlich für den Schalter einen Schutzwert besitzen. Dies soll nun im vorliegenden Bericht erörtert werden.

Auf der andern Seite ist durch den *Oelschalter mit Vorschaltwiderstand* ein Mittel gegeben, die Drosselspule als Schutz, wirkend durch die Verminderung der Kurzschlussleistung, zu benützen, ohne dass der erwähnte Nachteil der Vergösserung der Phasenverschiebung zur Wirkung kommt. Es ist einleuchtend, dass durch die Einschaltung eines passend dimensionierten Widerstandes in den Kurzschlusskreis die Phasenverschiebung in letzterem in allen Fällen unter einem bestimmten Grenzwert gehalten werden kann; es bedingt dies nur, dass der Vorschaltwiderstand dem jeweiligen Betrag der totalen Induktanz x angepasst sei. Man könnte alsdann daran denken, den Widerstand so gross zu wählen, dass er zugleich einen beträchtlichen Anteil an der Reduktion der Kurzschlussleistung übernimmt. Anderseits muss der Widerstand zur Vermeidung ständiger Verluste in den Oelschalter eingebaut werden, derart, dass er erst im Abschaltvorgang durch die Vorstufe des Schalters in den Stromkreis eingeschaltet wird. Es ergibt sich dadurch die neue Frage: *Wie verteilt sich die im Schalter frei werdende Energie auf den Vor- und Hauptkontakt?* Offenbar darf mit Rücksicht hierauf der Widerstand nicht beliebig hoch gewählt werden, weil im Grenzfall das Einschalten eines sehr grossen Widerstandes dem Unterbrechen des Stromkreises gleichkommt, sodass die ganze Leistung in der Vorstufe unterbrochen wird und diese Schaltung daher derjenigen eines einfachen Schalters ohne Vorschaltwiderstand entspricht.

Mit allen diesen Fragen kommen wir nun auf den eigentlichen Gegenstand unseres heutigen Berichts. Es soll im Nachfolgenden eingehend untersucht werden, welche Widerstandswerte für den gegebenen Kurzschlusskreis zweckmässig sind, wie sich die Grösse der Schalterarbeit und ihre Verteilung ergibt und wie sich die Schalterarbeit verändert, wenn der Schalter mit gegebenem Vorschaltwiderstand in Kurzschlusskreisen verschiedener Induktanz verwendet wird. Ferner wird untersucht, wie sich die Verhältnisse gestalten, wenn an Stelle des Vorschaltwiderstandes eine Vorschaltreaktanz tritt.

Vielleicht mag es angezeigt sein, als Abschluss dieser Einleitung zum dritten Bericht der Kommission dessen Resultate kurz zusammenzustellen, um damit den vorstehenden Abriss über den heutigen Stand der Untersuchungen an Oelschaltern zu vervollständigen.

Zusammenfassung der Resultate des nachstehenden dritten Berichtes der Brandschutzkommission.

Der Oelschalter erfährt seine maximale Beanspruchung, wenn er in ***einer*** *Stufe die an seinem Aufstellungsort mögliche Kurzschlussleistung der generatorischen Anlage zu unterbrechen hat.*

Durch den Einbau zusätzlicher Reaktanzen in Oelschalter kann nicht mit Sicherheit auf eine Verringerung der Schalterarbeit gerechnet werden, wie solche durch die Verwendung von eingebauten Widerständen als Vorstufe gewährleistet ist.

Die sichere Verkleinerung der Schalterarbeit ist erst für sehr grosse Reaktanzen zu erwarten, die die Kurzschlussleistung auf einen kleinen Bruchteil zu reduzieren vermögen. Drosselspulen dieser Grösse dürften indessen nicht bei Oelschaltern als Vorstufe verwendet werden, weil ihre Wirkung nur der zweiten Hauptstufe zu Gute käme, während die Vorstufe beinahe die volle, unverringerte Kurzschlussleistung zu unterbrechen hätte.

Dagegen kommt die im Stromkreis liegende Vorschaltreaktanz für Oelschalter in allen Fällen zur brauchbaren und unzweifelhaften Schutzwirkung, wenn der Schalter mit einem Vorschaltwiderstand ausgerüstet wird. Ist hiebei der Widerstand gleich der gegebenen totalen Induktanz des Kurzschlusskreises, so wird die Schalterarbeit ein Minimum, sie verteilt sich auf beide Schaltstufen zu ungefähr gleichen Teilen, wobei die Phasenverschiebung sowohl in der ersten wie in der zweiten Stufe auf einen kleinen, der Lichtbogenbildung ungefährlichen Betrag reduziert wird.

Unterbricht ein Oelschalter mit gegebenem Vorschaltwiderstand einen Kurzschlusskreis, dessen totale Induktanz wesentlich kleiner ist als der Widerstand im Oelschalter, so entfällt der Hauptteil der totalen Schalterarbeit auf die erste Schaltstufe; im umgekehrten Fall hat die zweite Stufe die grössere Schalterarbeit zu übernehmen.

* * *

A. Der zweistufige Oelschalter mit induktionsfreiem Vorschaltwiderstand.

Die Gesichtspunkte, nach denen der Vorschaltwiderstand im Oelschalter in Frage kommen kann, sind bekannt. Je nach dem Zweck, den man im Auge hat, ergeben sich hiebei ganz verschiedene Widerstandswerte; es sind hierüber in einer Arbeit in Heft 1 des „Bulletin" 1914 einige Daten zusammengestellt.*) Wir müssen nun heute die Aufgabe lösen: *Wie gross muss der Widerstand bemessen sein, um in einem gegebenen Schalter eine bestimmte Leistung mit möglichst kleiner Schalterarbeit zu unterbrechen?*

Wir wollen im Nachfolgenden im Interesse einer eindeutigen Bezeichnung die erste Schaltstufe, in Fig. 5 mit I bezeichnet, als „das Oeffnen des *Ueberbrückers*" bezeichnen und die zweite Stufe II als „das Oeffnen des *Unterbrechers*". Der vielfach gebräuchlichen Benennung „Vorkontakt" entspricht in Fig. 5 der Unterbrecher, dem „Hauptkontakt" der

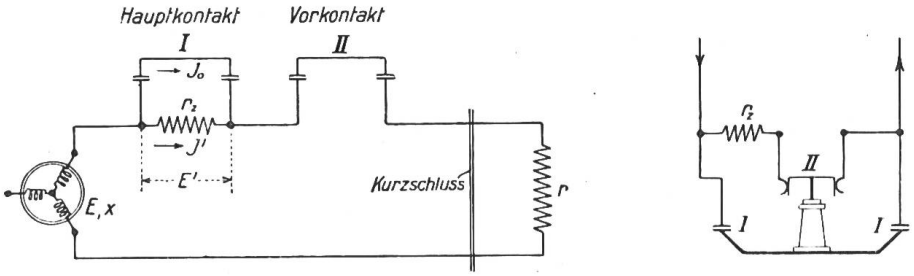


Fig. 5.

*) *Bruno Bauer,* Ueber die Notwendigkeit von Schutzwiderständen in Hochspannungsölschaltern.

Ueberbrücker. Bei Ausführungen mit mehrfacher Unterbrechung braucht aber der sogen. „Hauptkontakt" nicht notwendigerweise Ueberbrücker zu sein.

Der Einfluss des Widerstandes auf den Abschaltvorgang wird nun gewöhnlich darin gesucht, dass er, durch die erste Schaltstufe in den Stromkreis eingeschaltet, in der zweiten Schaltstufe die Last mit verminderter Stromstärke abzuschalten erlaubt. Hiebei ist es nach unseren früheren Darlegungen von Bedeutung, dass damit zugleich auch die Phasenverschiebung zwischen Abschaltstrom und Leerlaufspannung eine Verkleinerung erfährt. Es darf aber nicht ausser Acht gelassen werden, dass auch beim Oeffnen des Ueberbrückers eine gewisse Leistung zu unterbrechen ist. Vernachlässigen wir den Widerstand des Strombügels im Ueberbrücker gegenüber dem parallelgeschalteten Vorschaltwiderstand r_z, so hat der Lichtbogen am Ueberbrücker den Strom J_0 zu unterbrechen. Nach dem jeweiligen Abreissen des Bogens zur Zeit des Polwechsels herrscht an den Kontakten die Spannung E' als Spannungsabfall des in das Netz fliessenden Stromes J' im Vorschaltwiderstand r_z. Mit dieser Spannung E' wird die Neuzündung des Bogens eingeleitet. Der Lichtbogen am Ueberbrücker hat somit die Leistung $J_0 \cdot E'$ zu unterbrechen. Der Unterbrecher, in Fig. 5 mit II bezeichnet, möge erst in Funktion treten, wenn die Existenzbedingungen für den Lichtbogen in I dauernd nicht mehr erfüllt sind, d. h. wenn seine theoretisch grösst mögliche Bogenlänge erreicht ist. Dann verbleibt in der zweiten Stufe die Unterbrechung der Leistung $J' \cdot E$, indem an den Klemmen zur Nullzeit des Stromes die Leerlaufspannung E der Maschine herrscht. J' und E' sind für die gegebene zu unterbrechende Total-Leistung $J_0 \cdot E$ offenbar von der Grösse des Vorschaltwiderstandes r_z abhängig; wir stellen vorerst diesen Zusammenhang auf.

a. Die Leistungen im Ueberbrücker und Unterbrecher für verschiedene Grössen des Vorschaltwiderstandes.

Der Generator oder die Gruppe paralleler Einheiten soll durch einen ohmschen Widerstand belastet sein. Es bezeichne alsdann:

- r den gesamten ohmschen Widerstand im Betriebstromkreis
- x die totale Induktanz der generatorischen Anlage mit Einschluss eventueller Vorschaltreaktanzen
- E die Leerlaufspannung der generatorischen Anlage
- J_0 den Betriebstrom vor dem Ausschalten.

Dann gelten folgende Beziehungen unter Zugrundelegung des vereinfachten Diagramms der Synchronmaschine:

der Betriebstrom: $J_0 = \dfrac{E}{\sqrt{x^2 + r^2}}$

die zu unterbrechende Leistung: $J_0 \cdot E = \dfrac{E^2}{\sqrt{x^2 + r^2}}$

der Strom bei eingeschaltetem Vorschaltwiderstand: $J' = \dfrac{E}{\sqrt{x^2 + (r + r_z)^2}}$

der Spannungsabfall im Vorschaltwiderstand: $E' = J' \cdot r_z = \dfrac{E \cdot r_z}{\sqrt{x^2 + (r + r_z)^2}}$

Mit diesen Beziehungen bilden wir den Ausdruck für die zu unterbrechenden Einzelleistungen I und II.

Leistung I im Ueberbrücker: $$J_0 \cdot E' = \frac{E^2 \cdot r_z}{\sqrt{x^2 + r^2} \cdot \sqrt{x^2 + (r + r_z)^2}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (1)$$

Leistung II im Unterbrecher: $$J' \cdot E = \frac{E^2}{\sqrt{x^2 + (r + r_z)^2}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (2)$$

Wir erhalten für die gegebene generatorische Anlage (E,x) den grössten Wert dieser Leistungen für den Kurzschluss, d. h. für $r = 0$, wenn wir dabei den inneren ohmschen Widerstand der Generatoren und der Zuleitung vernachlässigen.

Für den *vollkommenen Kurzschluss gilt:*

Leistung I im Ueberbrücker: $$J_0 \cdot E' = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{r_z}{\sqrt{x^2 + r_z^2}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (1a)$$

Leistung II im Unterbrecher: $$J' \cdot E = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{x}{\sqrt{x^2 + r_z^2}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (2a)$$

Wobei gemäss obigem der Ausdruck $\frac{E^2}{x}$ die von der generatorischen Anlage zur Verfügung gestellte Kurzschlussleistung bedeutet. Gleichungen (1a) und (2a) lassen erkennen, welcher Anteil auf die einzelnen Kontakte entfällt, es ergibt sich die selbstverständliche Tatsache, dass bei unendlich grossem Vorschaltwiderstand die ganze Kurzschlussleistung im Ueberbrücker zu unterbrechen ist und der Unterbrecher leer ausgeht, wogegen für $r_z = 0$ letzterer die ganze Leistung übernimmt. Bilden wir nunmehr die Summe der beiden Einzelleistungen als die totale den Schalter beanspruchende Unterbrechungsleistung (die wir, wenn auch sachlich vielleicht nicht ganz richtig, „*Summen-Leistung*" nennen wollen):

$$J_0 E' + J' \cdot E = \frac{E^2}{x_a} \cdot \frac{x + r_z}{\sqrt{x^2 + r_z^2}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (3)$$

so erkennen wir das interessante Gesetz, *dass beim Unterbrechen des Kurzschlusses die Summe der für die Lichtbogenbildung massgebenden Leistungen in der I. und II. Schaltstufe für endliche Werte des Vorschaltwiderstandes immer grösser ist, als die totale Kurzschluss-Leistung der generatorischen Anlage.**)

Nebenrechnungen, die hier nicht angeführt sind, ergeben, dass das Maximum der Summenleistung eintritt für den Fall, wo der Vorschaltwiderstand gleich der totalen Induktanz, $r_z = x$, gewählt wird. Die Einzelleistungen werden dann gleich gross:

$$J_0 \cdot E' = J' \cdot E = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{E^2}{x} \text{ und somit die Summenleistung: } I + II = \sqrt{2} \cdot \frac{E^2}{x}.$$

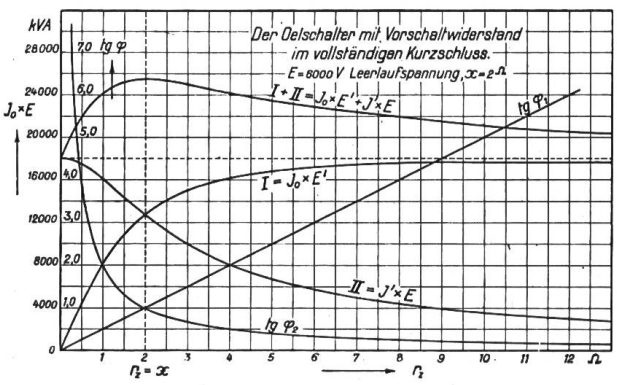


Fig. 6.

Veränderlichkeit der Unterbrechungsleistung und Phasenverschiebung mit dem Vorschaltwiderstand r_z.

In Fig. 6 ist der Verlauf dieser Grössen in Abhängigkeit des Vorschaltwiderstandes aufgezeichnet. Die Figur bezieht sich auf folgendes praktische Beispiel. Gegeben ein Kraftwerk mit 5 Generatoren zu 6000 kVA, 50 ∼, die totale Induktanz der einzelnen Maschine betrage 10 Ω im Mittel. Die Erregung sei auf 6000 Volt Leerlaufspannung eingestellt.

Als Beispiel untersuchen wir die Beanspruchung eines Linienschalters F (Fig. 7), der die totale Kurzschlussleistung der Zentrale zu unterbrechen habe. Diese wird für die angenommenen Zahlen-Verhältnisse unter den angegebenen Vernachlässigungen sein:

$$\frac{E^2}{x} = \frac{6000^2}{\frac{10}{5} \cdot 1000} = 18\,000 \text{ kVA}.$$

*) Um Missverständnissen vorzubeugen, sei nochmals daran erinnert, dass es sich hier um kVA-Leistungen handelt, die zu *unterbrechen* sind, nicht *abzuschalten;* es sind eben jene massgebend für die Lichtbogenbildung.

Fig. 6 zeigt, dass für $r_z = x = 2\,\Omega$ die zu unterbrechenden Einzelleistungen gleich gross, nämlich je 12 750 kVA werden, während z. B. für einen Vorschaltwiderstand von $10\,\Omega$ der Ueberbrücker mit rund 17 600 kVA, der Unterbrecher jedoch nurmehr mit za. 3500 kVA beansprucht ist. Das Verhältnis wird sich für grössere Widerstandswerte gemäss dem Charakter der Kurven nicht mehr wesentlich verschieben. Jedenfalls ist es überraschend, zu ersehen, wie für die heute allgemein gebräuchlichen Widerstandsgrössen von $100\,\Omega$ und mehr praktisch die gesamte Kurzschlussleistung auf den Ueberbrücker, bezw. nach der gebräuchlichen Anordnung in Fig. 5 den „Hauptkontakt" fällt, dessen Konstruktion ja doch in den meisten Ausführungen nicht für Lichtbogenbildung vorgesehen ist. Die nachfolgenden Erörterungen werden zeigen, dass dieses Missverhältnis in der Schalterarbeit in noch höherem Masse zum Ausdruck kommt.

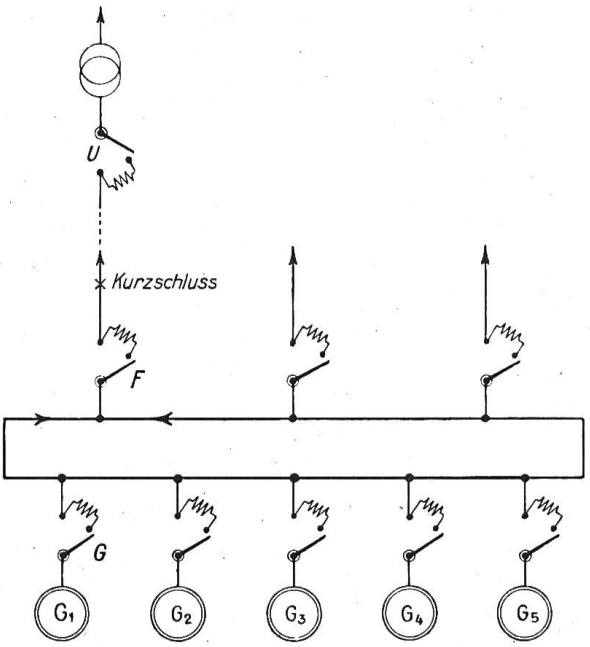


Fig. 7.

b. Die Phasenverschiebungen im Ueberbrücker und Unterbrecher für verschiedene Grössen des Vorschaltwiderstandes.

Zur Bildung der Schalterarbeit an den zwei Unterbrechungsstellen müssen wir neben der Leistung den Wert der Lichtbogendauer und den hiefür wichtigen Faktor, die Phasenverschiebung zwischen dem Abschaltstrom und der Leerlaufspannung kennen. Für den Ueberbrücker ist diese durch die Spannung E' gegeben, sodass der Phasenwinkel zwischen J_0 und E' für die Lichtbogendauer in I massgebend ist. Im Unterbrecher sind J' und E und der durch diese Grössen gebildete Winkel die drei bestimmenden Faktoren.

Wir untersuchen wieder zuerst den allgemeinen Fall der ohmschen Belastung der generatorischen Anlage mit dem Widerstand r. Es bezeichne:

φ_0 den gegebenen Phasenwinkel zwischen J_0 und E im Betriebsstromkreis
φ_1 den Phasenwinkel zwischen J_0 und E' im Ueberbrücker nach eingetretenem Beharrungszustand
φ_2 den Phasenwinkel zwischen J' und E im Unterbrecher,

dann kann nach dem Diagramm in Fig. 8 geschrieben werden:

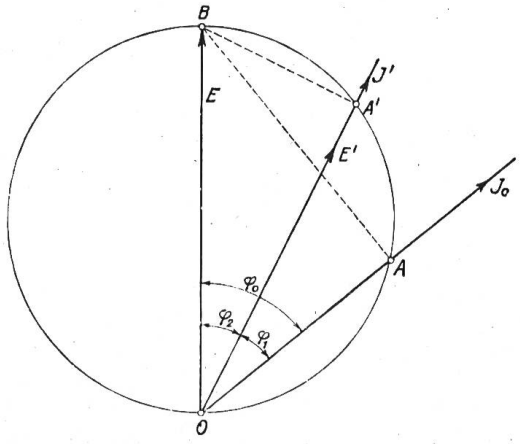


Fig. 8.

$$\operatorname{tg}\varphi_0 = \frac{x}{r}\ ; \qquad \operatorname{tg}\varphi_2 = \frac{x}{r + r_z}$$

aus Fig. 8 folgt: $\overline{OA} = J_0 \cdot r$; $\overline{OA'} = J' \cdot (r + r_z)$ $\overline{AB} = J_0 \cdot x$; $\overline{A'B} = J' \cdot x$. $E' = J' \cdot r_z$ ist in Phase mit J'. Hieraus folgt: $\varphi_0 = \varphi_1 + \varphi_2$. Wir suchen $\operatorname{tg}\varphi_1$ nach der Formel

$$\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{\operatorname{tg}\varphi_0 - \operatorname{tg}\varphi_2}{1 + \operatorname{tg}\varphi_0 \cdot \operatorname{tg}\varphi_2}$$

Obige Ausdrücke für $\operatorname{tg}\varphi_0$ bezw. $\operatorname{tg}\varphi_2$ eingesetzt, lässt nach einigen Umformungen schreiben:

$$\operatorname{ctg}\varphi_1 = \operatorname{ctg}\varphi_0 + \frac{r^2 + x^2}{x \cdot r_z} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (4)$$

$$\operatorname{ctg}\varphi_2 = \operatorname{ctg}\varphi_0 + \frac{r_z}{x} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (5)$$

Betrachten wir φ_0 bezw. r und x als gegeben und beachten, dass die additiven Quotienten in (4) und (5) für alle Fälle von r_z immer positiv bleiben, so ergibt sich, *dass die Phasenverschiebungen in der I. und II. Schaltstufe für jeden Wert des Vorschaltwiderstandes eine Verkleinerung erfahren.*

Mit wachsendem Vorschaltwiderstand strebt die Phasenverschiebung im Ueberbrücker dem gegebenen Wert φ_0 zu, während hiebei der Phasenwinkel im Unterbrecher stets kleinere Werte als φ_0 einnimmt.

Für den *Fall des Kurzschlusses* wo wir $\varphi_0 = 90^0$ setzen wollen, werden die Verhältnisse besonders einfach, indem sich die Gleichungen (4) und (5) umgesetzt schreiben:

$$\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (4a)$$

$$\operatorname{tg}\varphi_2 = \frac{x}{r_z} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (5a)$$

Für $r_z = x$ sind die Winkel gleich, nämlich $\operatorname{tg}\varphi_1 = \operatorname{tg}\varphi_2 = 1$; ihre Veränderlichkeit mit dem Vorschaltwiderstand ist in Fig. 6 eingetragen.

Bei diesen Betrachtungen haben wir stillschweigend die Voraussetzung gemacht, dass sich die Phasenwinkel φ_1 und φ_2 bezw. die Zündspannungen E′ und E sogleich nach dem Abreissen des Lichtbogens in der angegebenen Grösse und Verschiebung einstellen werden, wie sie durch den Beharrungszustand, für den obige Ableitungen Gültigkeit haben, gekennzeichnet sind. Diese Voraussetzung ist für den Unterbrecher ohne weiteres erfüllt, nicht aber beim Ueberbrücker. Die Existenz der Zündspannung E′ bedingt zuerst die Ausbildung des Stromes J′ im Vorschaltwiderstand auf seinen Beharrungswert. Denken wir uns z. B. den Generator im vollständigen Kurzschluss; der Strom J_0 vor dem Abschaltvorgang eilt dann um nahezu 90^0 der Leerlaufspannung nach. Beim Oeffnen des Ueberbrückers wird nun bei Anwesenheit des Widerstandes r_z vorerst eine Lichtbogenbrücke entstehen, die den Strom J_0 führt, diese reisst nach früheren Erörterungen in der Nähe des Stromdurchgangs durch Null ab, in welchem Zeitpunkt die Leerlaufspannung E ihren Amplitudinalwert erreicht hat. Das Abreissen des Lichtbogens heisst also gemäss Fig. 5: schliessen des Kurzschlusskreises mit dem eingeschalteten Widerstand r_z im Moment, wo die Leerlaufspannung der Maschine im Maximum steht. Die Frage nach der Ausbildung des Stromes J′ ist somit ein Einschaltproblem, was uns schon sagt, dass das Anwachsen des Stromes i′ auf seinen Beharrungswert J′ naturgemäss eine gewisse Zeit erfordert. Jedenfalls ist i′ im Einschaltmoment noch Null und somit auch der Momentanwert e′ der phasengleichen Zündspannung E′. Das will besagen, dass auch die für die Neuzündung des Bogens wichtige Phasenverschiebung φ_1 zwischen J_0 und E′ im ersten Moment noch Null ist, sie steigt aber um so rascher auf ihren Endwert $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$, je schneller sich der Beharrungszustand im Stromkreis eingestellt hat. Um die hier massgebenden Faktoren zu kennen, muss der Einschaltvorgang am allgemeinen Transformator untersucht werden, in dessen sekundärem Stromkreis sich die Unterbrechung abspielt. Ohne diese mehr theoretischen Untersuchungen hier wiedergeben zu wollen*) sei in Erinnerung gebracht, dass der Beharrungszustand im eingeschalteten sekundären Kreis umso eher erreicht ist, je grösser die ohmschen Widerstände im sekundären und primären Kreis und je kleiner die Streureaktanzen in den zwei verketteten Stromkreisen gewählt werden. Beim Unterbrechen eines Kurzschlusses an den *Generatorensammelschienen* kommt demnach für die Einstellung

*) Siehe z. B. *Kittler,* Allgemeine Elektrotechnik III.

der Zündspannung am Ueberbrücker in Frage der Widerstand r_z im sekundären Kreis und der ziemlich grosse ohmsche Widerstand im Erregerkreis, als den Ausgleichvorgang beschleunigend, während die Streureaktanz der Generatoren und Erregermaschinen den Vorgang verzögert. Die Verhältnisse können sich indessen schon für sehr kleine Werte des Vorschaltwiderstandes r_z so gestalten, dass der Beharrungszustand innerhalb $^1/_{10}$ der ersten Halbperiode erreicht ist, sodass man für Abschaltungen mit der Generatorspannung für die Phasenverschiebung am Ueberbrücker mit grosser Annäherung den Beharrungswert $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$ als den ungünstigsten Fall darstellend, einführen kann.

Etwas anders liegt der Fall der Unterbrechung eines Kurzschlusses in Stromkreisen die *Transformatoren* einschliessen. Hier kommen nun die Streureaktanzen im primären und sekundären Teil des Transformators hinzu, die den Ausgleichvorgang verzögern. Zugleich wird sich z. B. beim Unterbrechen eines Kurzschlusses auf der Oberspannungsseite einer Generator-Transformatorgruppe der Widerstand im primären Kreis (Generator- und Transformatorwicklung) gegenüber dem oben betrachteten Fall auf einen sehr kleinen Betrag beschränken. Es ist daher mit einer relativ grossen Zeitdauer des Ausgleichvorgangs zu rechnen, die sich für kleine Vorschaltwiderstände auf mehrere Halbperioden erstrecken kann. Wollen wir für die Abschaltverhältnisse in der Oberspannung mit gleicher Annäherung wie oben rechnen, so darf jedenfalls beim Ueberbrücker nicht der volle Wert für $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$ in Rechnung geführt werden, es sei denn, dass es sich um sehr grosse Werte des Vorschaltwiderstandes handelt.

Die Benutzung des wirklichen für den Lichtbogenansatz in Frage kommenden Wertes der Phasenverschiebung φ_1 in unseren folgenden Erörterungen würde diese ausserordentlich komplizieren und liesse dabei qualitativ nichts wesentlich neues gewinnen. *Wir wollen daher alle weiteren Rechnungen mit dem Beharrungswert* $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$ *durchführen, in der Erkenntnis, dass wir damit für die Unterbrechung des Kurzschlusses mit der Generatorspannung die ungünstigsten, aber praktisch möglichen Verhältnisse kennzeichnen, während im Fall des Kurzschlusskreises in der Transformator-Oberspannung die wirklichen Werte der Phasenverschiebung bezw. der Lichtbogenlängen am Ueberbrücker bei kleinen Vorschaltwiderständen i. a. unter den berechneten liegen werden.*

Die einfache Betrachtung des Verlaufs der Leistungen und Phasenverschiebungen für die zwei Schaltstufen lässt nun erkennen, dass die Summe der Einzelwerte für die Schalterarbeit offenbar für einen bestimmten Wert des Vorschaltwiderstandes ein Minimum besitzt, indem Leistung und Phasenwinkel im Ueberbrücker mit wachsendem Widerstand stetig zunehmen, für den Unterbrecher aber rasch abfallen. In unserem Beispiel in Fig. 6 ist dieser z. B. für $r_z = 10\,\Omega$ praktisch schon gar nicht mehr belastet (3500 kVA, $\operatorname{tg}\varphi_2 = 0{,}2$), während für den Fall $r_z = 0$ der Unterbrecher noch mit 18 000 kVA bei nahezu 90° Phasenverschiebung beansprucht ist; umgekehrt liegen die Verhältnisse für den Ueberbrücker der bei $10\,\Omega$ Vorschaltwiderstand 17 600 kVA bei $\operatorname{tg}\varphi_1 = 5\,(\varphi_1 \sim 79^0)$ zu unterbrechen hat.

c. Die Schalterarbeit im Ueberbrücker und Unterbrecher für verschiedene Grössen des Vorschaltwiderstandes.

Zur Ermittlung des zu erwartenden Minimums der Schalterarbeit in beiden Unterbrechungsstellen benötigen wir den Verlauf dieser Grösse für den Ueberbrücker und Unterbrecher mit dem veränderlich gedachten Wert des Vorschaltwiderstandes. Nach früheren Erörterungen schreibt sich die Summe der Schalterarbeiten:

$$A_1 + A_2 = J_0 \cdot E' \cdot c_{(1)} \cdot t_{r_{(1)}} (1 + K_1 \cdot \operatorname{tg}\varphi_1 + \ldots) + J' \cdot E \cdot c_{(2)} \cdot t_{r_{(2)}} (1 + K_1 \cdot \operatorname{tg}\varphi_2 + \ldots) \quad (6)$$

$t_{r_{(1)}}$ bezw. $t_{r_{(2)}}$ wäre hiebei die Lichtbogendauer, die sich beim Unterbrechen der Leistung I: $J_0 \cdot E'$ bezw. II: $J' \cdot E$ mit dem Phasenwinkel $\varphi = 0$ ergeben würde. Ihre Beziehung zur

Leistung ist unter Benützung früherer Versuchswerte in der Tabelle auf Seite 89 für die hier vorliegende Leerlaufspannung von 6000 V angegeben. Wir machen die Annahme, dass die hier geltende Gesetzmässigkeit, die wir im „Ersten Bericht" *) analytisch formuliert und experimentell für Leistungen bis etwa 2000 kVA bestätigt haben, auch im Leistungsbereich unseres vorliegenden Beispiels Gültigkeit hat. Denken wir uns fernerhin die Unterbrechung dieser Kurzschlussleistungen unter den gleichen Schaltbedingungen durchgeführt, denen die im ersten Kapitel erörterten Versuche zu Grund liegen, so ist uns auch die Veränderlichkeit der Konstanten c und des Klammerausdrucks $(1 + K_1 \operatorname{tg} \varphi + K_2 \operatorname{tg}^2 \varphi + \ldots)$ mit der Phasenverschiebung bekannt.**) Damit haben wir alle auf das Experiment sich basierenden Grundlagen, um mit Hülfe der in Fig. 6 dargestellten Beziehungen zwischen Leistung, Phasenverschiebung und Widerstand die Schalterarbeit A_1 und A_2 für verschiedene Werte des Vorschaltwiderstandes zu berechnen. Die so gewonnenen Daten sind für unser Rechnungsbeispiel in Fig. 9 niedergelegt.

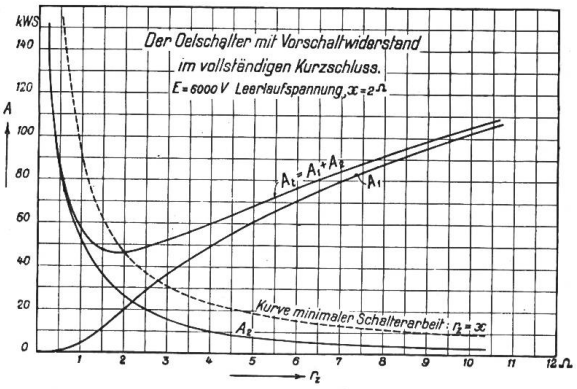


Fig. 9.

Veränderlichkeit der Schalterarbeit mit dem Vorschaltwiderstand r_z.

Damit ist nun erst ein zahlenmässiges Bild über die elektrische Beanspruchung des Oelschalters gewonnen. Wir entnehmen dem Kurvenbild, dass für sehr kleinen Vorschaltwiderstand im Unterbrecher ausserordentlich hohe Werte der Schalterarbeit frei werden, indem dieser unserer Voraussetzung gemäss die ganze Kurzschlussleistung bei 90° Phasenverschiebung zu unterbrechen hat. Wir bewegen uns hier im unstabilen Gebiet des Abschaltvorgangs, wo die Bogenbahn entweder infolge von Zufälligkeiten in der Oelbewegung durch die unstabile Gassäule gestört wird, ehe elektrisch die Bedingungen hiefür schon erfüllt wären, oder aber der Bogen sich zur ganzen sehr grossen Länge ausbilden kann, was unsere Rechnungen voraussetzen. Für 0,5 Ω Vorschaltwiderstand ist indessen die Beanspruchung im Unterbrecher schon in ein stabileres Gebiet getreten, nach unserem Beispiel wird durch den Lichtbogen eine Energiemenge von rund 87 kWSec. in den Schalter gebracht, der Ueberbrücker ist praktisch noch unbelastet. Das Minimum der totalen Schalterarbeit 46,5 kWSec. liegt ungefähr bei 1,85 Ω Vorschaltwiderstand. Für 2,2 Ω wird an beiden Unterbrechungsstellen die gleiche Energie frei, nämlich je 24 kWSec. Die weitere Steigerung des Vorschaltwiderstandes lässt die Summe der Schalterarbeiten weiter ansteigen, wobei sich nun das Hauptgewicht auf den Ueberbrücker verschiebt. Dieser ist z. B. schon bei 10 Ω praktisch mit der totalen Schalterarbeit beansprucht, nach unserer Kurve mit rund 102 kWSec. *Es stellt sich also im Verlauf der totalen Schalterarbeit für verschiedene Werte des Vorschaltwiderstandes ein ausgesprochenes Minimum ein, zu dem ein ganz bestimmter Widerstandswert gehört, dieser liegt in unserem Beispiel bei rund 2 Ω. Die Abweichung von diesem günstigsten Vorschaltwiderstand lässt im Abschaltvorgang nicht nur eine grössere Energiemenge in Wärme umsetzen, sie verschiebt auch die Beanspruchung zu ungleichen Teilen auf die eine oder andere Unterbrechungsstelle.*

d. Der günstigste Wert des Vorschaltwiderstandes.

Wir müssen nun untersuchen, in welchem Zusammenhang der günstigste Wert des Vorschaltwiderstandes zu den Daten im Stromkreis und den Konstanten der Lichtbogenbildung steht, um auf dieser Basis die Grösse für gegebene Verhältnisse vorausberechnen

*) Bulletin 1915, No. 8.

**) Die Beziehungen sind für ein grösseres Bereich der Phasenverschiebung graphisch aufgetragen, die Kurvenbilder jedoch nicht in die vorliegende Arbeit aufgenommen, um diese nicht zu sehr zu belasten. Die in der Tabelle Seite 89 gegebenen diesbezüglichen Daten sind hieraus entnommen.

zu können. Das obige Beispiel ist unter Benützung unserer experimentellen Daten Punkt für Punkt durchgerechnet worden, wobei durch Interpolation das Minimum gefunden wurde. Es zeigte sich, dass dieses in der Gegend $r_z = x$ liegt, für welchen Wert ja auch die Einzelleistungen und Phasenverschiebungen im Ueberbrücker und Unterbrecher gleich werden. Man kann aber mit Recht fragen, ob veränderte Lichtbogenverhältnisse nicht ein anderes Resultat gezeitigt hätten? Es ist im besonderen in unseren Erörterungen der Einfluss der Phasenverschiebung vorerst noch durch eine empirische Formel zum Ausdruck gebracht, $t_{r,L} = t_r \cdot (1 + K_1 \operatorname{tg}\varphi + K_2 \operatorname{tg}^2\varphi + \ldots)$ in der die Konstanten K_1, $K_2 \ldots$ experimentell bestimmt wurden. Inwieweit sie sich auf andere Schaltbedingungen und Betriebsspannungen übertragen lassen, ist noch nicht geklärt. Wir dürfen heute vorerst nur mit Sicherheit festlegen, dass prinzipiell mit ansteigender Phasenverschiebung dieser Klammerausdruck grösser wird. Wir schreiben daher für unsere Berechnungen nach Gleichung (6)

$$A_1 + A_2 = J_0 \cdot E' \cdot c_{(1)} \cdot t_{r(1)} \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_1) + J \cdot E \cdot c_{(2)} \cdot t_{r(2)} \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_2)$$

wobei wir durch die Funktion $f(\operatorname{tg}\varphi)$ den Einfluss der Phasenverschiebung auf die Lichtbogendauer in allgemeinster Form zum Ausdruck bringen wollen.

Nachdem nach unseren Betrachtungen im „Ersten Bericht" *) die Lichtbogendauer t_r für ein und dieselbe Spannung und für grössere Leistungen nunmehr sehr wenig mit der unterbrochenen Leistung $J_0 \cdot E$ veränderlich ist, wollen wir hier näherungsweise mit einem mittleren Wert von t_r rechnen; das Gleiche setzen wir bezüglich der Konstanten c fest. Dann schreibt sich die Gleichung für die Schalterarbeit:

$$A_1 + A_2 = \bar{t}_r \cdot \bar{c} \cdot \{J_0 \cdot E' \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_1) + J' \cdot E \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_2)\} \quad . \quad . \quad . \quad (7)$$

In diesem Ausdruck sind nun $J_0 \cdot E'$, $J' \cdot E$, $\operatorname{tg}\varphi_1$ und $\operatorname{tg}\varphi_2$ bekannte Funktionen des Vorschaltwiderstandes, die wir angegeben haben, wir können daher nach bekannten Regeln durch Differentiation den Widerstand für die minimale Summe der Schalterarbeiten bestimmen. Die zu unterbrechenden Leistungen $J_0 \cdot E'$ und $J' \cdot E$ sehreiben wir in der allgemeinen Form:

$$J_0 \cdot E' \equiv g_1(r_z) \; ; \quad J' \cdot E \equiv g_2(r_z)$$

damit wird Gleichung (7) zu

$$A_1 + A_2 = \bar{t}_r \cdot \bar{c} \cdot \{g_1(r_z) \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_1) + g_2(r_z) \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_2)\}$$

das Minimum der Schalterarbeit für *veränderlichen Vorschaltwiderstand* wird eintreten, wenn $\frac{d(A_1 + A_2)}{d r_z} = 0$ d. h. in unserem Fall:

$$\frac{d g_1(r_z)}{d r_z} \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_1) + \frac{d f(\operatorname{tg}\varphi_1)}{d \operatorname{tg}\varphi_1} \cdot \frac{d \operatorname{tg}\varphi_1}{d r_z} \cdot g_1(r_z) = \frac{d g_2(r_z)}{d r_z} \cdot f(\operatorname{tg}\varphi_2) + \frac{d f(\operatorname{tg}\varphi_2)}{d \operatorname{tg}\varphi_2} \cdot \frac{d \operatorname{tg}\varphi_2}{d r_z} \cdot g_2(r_z)$$

Diese Gleichung ist sicher erfüllt durch die Bedingungen:

1) $$g_1(r_z) = g_2(r_z)$$

2) $$\frac{d g_1(r_z)}{d r_z} = -\frac{d g_2(r_z)}{d r_z}$$

3) $$\frac{d \operatorname{tg}\varphi_1}{d r_z} = -\frac{d \operatorname{tg}\varphi_2}{d r_z}$$

Diese bestehen nun ganz unabhängig davon, welche Form die Funktion $f(\operatorname{tg}\varphi)$ aufweist. Bedingung 1) sagt aus, dass im Punkt des Minimums der Schalterarbeit die beiden Leistungen I und II gleich gross sein müssen, nach Fig. 6 ist dies für $r_z = x$ erfüllt. Be-

*) Bulletin 1915 No. 8, Seite 167.

dingung 2) und 3) fordern, dass sich für diesen Punkt die Kurven der Leistungen I und II bezw. der Phasenverschiebungen $\operatorname{tg}\varphi_1$ und $\operatorname{tg}\varphi_2$ unter gleichem Winkel zur Abscissenaxe schneiden. Wir haben nun hiefür die Ausdrücke abgeleitet:

$$g_1(r_z) = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{r_z}{\sqrt{x^2 + r_z^2}}, \qquad \frac{d\,g_1(r_z)}{d\,r_z} = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{x^2}{(x^2 + r_z^2)^{3/2}}$$

$$g_2(r_z) = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{x}{\sqrt{x_2 + r_z^2}}, \qquad \frac{d\,g_2(r_z)}{d\,r_z} = -\frac{E^2}{x} \cdot \frac{x \cdot r_z}{(x^2 + r_z^2)^{3/2}}$$

für $r_z = x$ werden die Ausdrücke entgegengesetzt gleich, wodurch Bedingung 2) erfüllt ist. Ebenso folgt, dass für $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$, $\operatorname{tg}\varphi_2 = \frac{x}{r_z}$ sein muss: $\frac{d\operatorname{tg}\varphi_1}{d\,r_z} = -\frac{d\operatorname{tg}\varphi_2}{d\,r_z}$, wenn wir $r_z = x$ setzen, was Bedingung 3) befriedigt.

Es folgt aus diesem Resultat unter Zulassung der oben angedeuteten Annäherungen (konstanter Mittelwert für c und t_r):

Wie auch der Einfluss der Phasenverschiebung (Nacheilung des Stromes) im Stromkreis auf die Lichtbogendauer beschaffen sein mag, ergibt sich, dass im vollkommenen Kurzschluss ein Minimum der Summe der Schalterarbeiten im Ueberbrücker und Unterbrecher erreicht ist, wenn der Vorschaltwiderstand r_z gleich ist der totalen Induktanz im Kurzschlusskreis.

In Fig. 9 ist die in obiger Ableitung nicht beachtete Veränderlichkeit von c und t_r mit r_z berücksichtigt; die dadurch verursachte Abweichung vom theoretisch günstigsten Widerstand, 1.85^{Ω} statt 2^{Ω}, ist unbedeutend. Hierbei ist die Schalterarbeit A_1 im Ueberbrücker für $r_z = 2^{\Omega}$ etwas kleiner als der Betrag A_2 im Unterbrecher.

Die Berücksichtigung der Ausgleichvorgänge zur Ausbildung der Zündspannung E' in *Kurzschlusskreisen mit Transformatoren* (siehe Seite 98) wird für den Fall $r_z = x$ die Schalterarbeit im Ueberbrücker noch mehr hinter dem theoretischen Wert bleiben lassen, weil in Wirklichkeit die Phasenverschiebung φ_1, die für die Neuzündung in Frage kommt, kleiner ist als der in Rechnung geführte Beharrungswert $\operatorname{tg}\varphi_1 = \frac{r_z}{x}$. Die Gleichheit der Beanspruchungen am Ueberbrücker und Unterbrecher wird aus eben diesem Grunde erst für grössere Werte des Widerstandes erreicht sein, d. h. für $r_z > x$. Das Verhältnis dieser beiden Grössen kann ohne Kenntnis der zeitlichen Ausbildung der Zündspannung nicht angegeben werden. Diese ist aber, wie früher schon bemerkt, durch die Konstanten des primären und sekundären Stromkreises des Transformators bestimmt, also von Fall zu Fall verschieden. Wir können uns daher darauf beschränken, den ungünstigsten Fall zu kennzeichnen, für den die Zündspannung am Ueberbrücker innerhalb eines kleinen Bruchteils der ersten Halbperiode den Beharrungswert erreicht, wobei alsdann das Minimum der Schalterarbeit für $r_z = x$ eintritt. Wenn unter Aufrechterhaltung dieser Bedingung in Wirklichkeit eine merkbare Verzögerung in der Ausbildung der Zündspannung am Ueberbrücker auftritt, so wird unter allen Umständen A_1 kleiner als A_2 sein. *Die Summe der Beanspruchungen an beiden Unterbrechungsstellen ist daher in diesem Falle stets kleiner als das theoretische Minimum bei $r_z = x$.*

Bevor wir an die weitere Verarbeitung der gewonnenen Beziehungen treten, soll angegeben werden, wie sich *die in den Oelschalter eingebaute Drosselspule* verhält. Die Anordnung ist z. B. in Amerika mehrfach zur Ausführung gelangt, sodass die Ausdehnung unserer Untersuchungen auf diesen Fall von Interesse ist.

B. Der Oelschalter mit eingebauter und vorgeschalteter Drosselspule.

Wir verstehen hierbei unter „eingebauter Drosselspule" die Anordnung des Oelschalters in zwei Schaltstufen, wovon der Ueberbrücker im Abschaltvorgang die betriebsmässig kurzgeschlossene Drosselspule, die in den Schalter eingebaut sein mag, in den Stromkreis ein-

schaltet. Dem gegenüber stellen wir den Fall der „vorgeschalteten Drosselspule", die dauernd im Stromkreis liegt, der durch den einstufigen Schalter unterbrochen wird.

a. Das Verhalten des zweistufigen Oelschalters mit eingebauter Drosselspule.

Die hier geltenden Ableitungen sind zum grössten Teil analog den vorangegangenen Betrachtungen, sodass wir uns der Einfachheit halber mit der Nennung der Resultate begnügen.

Durch Ueberlegung kann ohne weiteres gefolgert werden, dass die Drosselspule auf die Verteilung der zu unterbrechenden Leistungen und Phasenverschiebungen einen ähnlichen Einfluss ausüben wird, wie der Vorschaltwiderstand. Bezeichnen wir mit x_z die zusätzliche Reaktanz, die durch die Schaltoperation in den Stromkreis eingefügt wird, so ergibt die Rechnung folgende Verteilung der Leistungen *im Fall des vollständigen Kurzschlusses:*

$$\text{Leistung I im Ueberbrücker: } J_0 \cdot E' = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{x_z}{x_z + x} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (8)$$

$$\text{Leistung II im Unterbrecher: } J' \cdot E = \frac{E^2}{x} \cdot \frac{x}{x_z + x} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (9)$$

wobei wieder $\frac{E^2}{x}$ die von der generatorischen Anlage zur Verfügung gestellte maximale Kurzschlussleistung bedeutet. Wie zu ersehen, ist die Summenleistung I und II für alle Fälle gleich $\frac{E^2}{x}$, während sie bei Verwendung des Vorschaltwiderstandes stets *grösser* als $\frac{E^2}{x}$ war; die Vorschaltreaktanz ergibt also bezüglich der *zu unterbrechenden* kVA-Leistungen eine kleinere Beanspruchung des Oelschalters als der Vorschaltwiderstand, bei dem die Summenleistung in ihrem maximalen Wert den Betrag $\sqrt{2} \cdot \frac{E^2}{x}$ erreicht. Betrachten wir indessen die Phasenverschiebungen, so verliert dieser Vorteil an Bedeutung. In Analogie mit den Gleichungen (4) und (5) ergeben sich für die Winkel φ_1 und φ_2 die Beziehungen:

$$\operatorname{tg} \varphi_1 = \operatorname{tg} \varphi_0 + \frac{x^2 + r^2}{r \cdot x_z} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (10)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_2 = \operatorname{tg} \varphi_0 + \frac{x_z}{r} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad (11)$$

Die additiven Glieder sind für alle Werte von x_z immer positiv, d. h. die Vorschaltdrosselspule verschlechtert die Phasenverschiebung sowohl für den Ueberbrücker wie für den Unterbrecher. Im Grenzfall des vollständigen Kurzschlusses, $\varphi_0 = 90^0$, wird $\operatorname{tg} \varphi_1$ und $\operatorname{tg} \varphi_2$ unendlich gross für jeden Wert von x_z; man hätte demnach in allen Fällen mit der maximalen Bogenlänge zu rechnen. Wie eingangs angedeutet, könnte diese in Kauf genommen werden, wenn durch Verwendung grosser Reaktanzen die maximale Kurzschlussleistung der generatorischen Anlage beträchtlich verringert wird, derart dass im Ausdruck $A = J_0 \cdot E \cdot c \cdot t_c$ die Schalterarbeit trotz grosser Lichtbogendauer einen bestimmten Grenzwert mit Sicherheit nicht überschreitet. Solche Vorschaltreaktanzen dürfen nun aber nicht in den Oelschalter eingebaut werden, indem sie analog dem Fall grossen Vorschaltwiderstandes die Belastung nahezu vollständig auf den Ueberbrücker verschieben, der diese dazu mit extrem hoher Phasenverschiebung unterbricht. Es folgt dies aus Gleichung (8), die zeigt, dass sich die Leistung im Ueberbrücker mit wachsendem x_z dem maximalen Wert der Kurzschlussleistung $\frac{E^2}{x}$ nähert. Die folgende Gegenüberstellung wird diese Verhältnisse für den Vorschaltwiderstand und die Vorschaltdrosselspule an Hand unseres Beispiels noch klarer

hervortreten lassen. Wir führen hiebei den kleinen Betrag des ohmschen Widerstandes in Rechnung, um die Veränderlichkeit der Phasenverschiebung zu zeigen.

Maximale Kurzschlussleistung der Zentrale $\frac{E^2}{x}$ = *18 000 kVA*

Leerlaufspannung 6000 V, totale Induktanz x = 2 Ω (5 Generator-Einheiten parallel) Widerstand im Stromkreis zu 0.1 Ω angenommen.

r_z bezw. x_z in Ω	Bei Verwendung eines Vorschaltwiderstands r_z				Bei Verwendung einer Vorschalt-Drosselspule x_z			
	Zu unterbr. Leistung im		tg φ_1	tg φ_2	Zu unterbr. Leistung im		tg φ_1	tg φ_2
	Ueberbrücker kVA	Unterbrecher kVA			Ueberbrücker kVA	Unterbrecher kVA	ca.	ca.
0	0	18 000	0	20.0	0	18 000	∞	20
1	8100	16 100	0.5	2.0	6 000	12 000	60	30
2	**12 750**	**12 750**	**1.0**	**1.0**	**9 000**	**9 000**	**40**	**40**
3	15 000	10 000	1.5	0.65	10 800	7 200	33,3	50
5	16 750	6 700	2.5	0.4	12 850	5 150	28	70
7	17 400	5 000	3.5	0.3	14 000	4 000	25,7	90
10	17 600	3 500	5	0.2	15 000	3 000	24	120
20	17 900	10 790	10	0.1	16 360	1 640	22	220

Die Tabelle zeigt, dass auch im Fall der eingebauten Drosselspule für $x_z = x$ (= 2 Ω in unserm Fall) Gleichheit der Leistungen und Phasenwinkel für beide Schaltstufen auftritt, aber letztere sind viel zu hoch (tg φ_1 = tg φ_2 = 40), als dass die Drosselspule auf dieser Basis dimensioniert, eine Schutzwirkung verspräche. Wie ersichtlich, ist allerdings die Kurzschlussleistung pro Schaltstufe auf die Hälfte reduziert, nämlich auf je 9000 kVA, bei tg φ_1 = tg φ_2 = 40, aber die Wahrscheinlichkeit der Ausbildung einer grossen Bogenlänge ist damit nicht geringer geworden, als im Fall der einstufigen Abschaltung mit 18000 kVA und tg φ_2 = 20. Dem gegenüber steht der Oelschalter mit Vorschalterwiderstand, der bei r_z = 2 Ω die etwas grössern Leistungen, je 12750 kVA mit tg φ_1 = tg φ_2 = 1 unterbricht. Möchte man die *Kurzschlussleistung* noch weiter verringern, so zeigt sich, dass durch die Steigerung der Reaktanz auf grössere Werte, z. B. 10 Ω und mehr die Drosselwirkung nur noch dem Unterbrecher zu Gute kommt, indem alsdann der Ueberbrücker mit der nahezu unverringerten Kurzschlussleistung, 15000 kVA, beansprucht ist, bei praktisch nahezu 90° Phasenverschiebung.

Diese einfachen Ueberlegungen lassen schon erkennen, *dass mit der in den zweistufigen Oelschalter eingebauten Drosselspule keine ausgesprochene Schutzwirkung für diesen selbst zu erzielen ist.*

Soll daher der Abschaltvorgang bei stark reduzierter Kurzschlussleistung vor sich gehen, so muss die Drosselspule ausserhalb des Schalters in den Stromkreis eingebaut werden. Wir wollen voraussetzen, dass dies, ohne Rücksicht auf die daraus folgende Betriebserschwerung, durch eine dauernd eingeschaltete Reaktanzspule erzielt sei, wobei auch die Leerlaufspannung E auf ihrem unveränderten Wert beibehalten bleibe. Der Oelschalter würde hierbei mit *einer* Stufe ausgeführt. Im Nachfolgenden soll kurz untersucht werden, wie sich die Verhältnisse im Abschaltvorgang bei veränderlicher äusserer Reaktanz gestalten.

b) Das Verhalten des einstufigen Oelschalters mit vorgeschalteter, äusserer Drosselspule.

Der hier geltende Zusammenhang zwischen der Reaktanz x_z und der Leistung und Phasenverschiebung an der Unterbrechungsstelle ist für unser Beispiel aus der Tabelle auf Seite 104 zu ersehen, deren Angaben für den Unterbrecherdirekt auf den vorliegenden Fall zu übertragen sind. So ersehen wir, dass z. B. für 20 Ω äussere Reaktanz die mögliche Kurzschlussleistung von 18 000 kVA auf 1640 kVA gebracht werden kann; die Phasenverschiebung erreicht dabei allerdings den extrem hohen Wert von $\varphi = 220$. Setzen wir voraus, dass die Stabilität der Gassäule die volle theoretische Lichtbogendauer ausbilden lässt, so könnte diese immerhin derart gross ausfallen, dass die Schalterarbeit gegenüber dem Fall der Unterbrechung der unverminderten Kurzschlussleistung nicht die gewünschte Reduktion erfahren würde.

Es kommt offenbar darauf an, in welchem Mass die Steigerung der Phasenverschiebung auf die Vergrösserung der Lichtbogendauer rückwirkt, indem die Frage entsteht: Welcher Einfluss der zusätzlichen Reaktanz ist stärker, die Verringerung der Kurzschlussleistung $J_0 \cdot E$ oder die Vergrösserung der Lichtbogendauer t_c und der Konstanten c durch die gesteigerte Phasenverschiebung?

Denken wir uns als allgemeinen Fall den Kurzschlusskreis mit den Konstanten x und r, so kann die Schalterarbeit im einstufigen Oelschalter geschrieben werden:

$$A = \frac{E^2}{\sqrt{x^2 + r^2}} \cdot \bar{c} \cdot \bar{t}_r \left[1 + K_1 \left(\frac{x}{r}\right) + K_2 \left(\frac{x}{r}\right)^2 + \cdots \right] \quad . \qquad (12)$$

wenn $\bar{c}$ und $\bar{t}r$ die bekannten Mittelwerte bedeuten, die wir auch im Nachfolgenden als konstant betrachten. Wir lassen nun x verändern und untersuchen ganz allgemein den Verlauf der Schalterarbeit mit veränderlicher Induktanz. Insbesondere interessiert uns die Frage, ob sich für einen bestimmten Wert der Induktanz ein *Minimum oder Maximum in der Schalterarbeit* einstellt. Die Bedingung hiefür ergibt nach den bekannten Regeln eine Gleichung höheren Grades für die Induktanz x, deren Wurzeln die Minima und Maxima der Schalterarbeit bezeichnen. Dies will besagen, dass eine Steigerung von x über einen günstigsten Wert hinaus, dem ein Minimum der Schalterarbeit entspricht, trotz der damit gewonnenen Verkleinerung der Kurzschlussleistung eine höhere Beanspruchung im Schalter zur Folge haben kann, indem diese nunmehr einem Maximum zustrebt, um im allgemeinen Fall eventuell einem neuen Minimum entgegenzugehen u. s. w.

Da wir nun bis heute über die Gesetzmässigkeit der Konstanten K_1 K_2 . . . . noch keine Kenntnis haben, ist die Ermittlung dieser günstigsten bezw. ungünstigsten Werte der Induktanz allgemein nicht durchführbar. Es ist im gegebenen Fall auf das Experiment abzustellen. Unsere Versuche mit 6000 V Leerlaufspannung lieferten Beträge des Klammerausdrucks $(1 + K_1 \operatorname{tg} \varphi + K_2 \operatorname{tg}^2 \varphi + \ldots)$, die mit Ausnahme sehr kleiner Phasenverschiebungen linear mit dieser verlaufen. Das heisst, dass in diesem Fall die Glieder höherer Ordnung als $K_1 \cdot \operatorname{tg} \varphi$ zu vernachlässigen sind, wodurch sich die Verhältnisse wesentlich vereinfachen. Ohne unsere diesbezüglichen Rechnungen wiedergeben zu wollen, sei auf Figur 11 verwiesen, in der der Verlauf der Schalterarbeit A_2 am Unterbrecher eines Oelschalters mit 2 Ω Vorschaltwiderstand für verschiedene Induktanzen für unser Rechnungsbeispiel eingezeichnet ist. Das gibt uns zugleich das gewünschte Bild über die Beanspruchung eines einstufigen Schalters beim Unterbrechen eines Kurzschlusskreises mit 2 Ω Widerstand im Kreis und veränderlicher Induktanz bei 6000 V Leerlaufspannung. Die Kurve ist auf Grund unserer experimentellen Daten aufgezeichnet. Es zeigt sich, dass in diesem Fall das Minimum der Schalterarbeit mit 6 kWSec. für $x = o$ eintritt, was ungefähr den Verhältnissen beim Kurzschluss mit 18 000 kVA in einem sehr grossen Netz über 2 Ω ohmschen Widerstand entspricht. Würde nun aus Sicherheitsrücksichten in den Kurzschlusskreis eine Vorschaltreaktanz von beispielsweise 2,5 Ω eingeschaltet, so resultierte trotz der *verringerten Kurzschlussleistung*, die gemäss Fig. 10 von 18 000 kVA auf 11 400 kVA zurückginge, eine *Steigerung* der *Schalterarbeit* von 6 kWSec auf den maximalen Wert von 29 kWSec. Die weitere Vergrösserung der Induktanz ergibt in

unserem Fall kein neues Maximum mehr, vielmehr fällt von $x = 2{,}5\,\Omega$ an, dem ungünstigsten Wert der Induktanz, die Schalterarbeit asymptotisch auf einen Endwert (in unserem Fall za. 7,5 kWSec), der erst für unendlich grosse Werte der Induktanz erreicht ist. Für $x = 10\,\Omega$ beträgt die Beanspruchung immer noch 20 kWSec. Die angegebenen Werte der Schalterarbeit sind aber unter sonst gleichen Bedingungen umso höher, je kleiner der ohmsche Widerstand im Kurzschlusskreis ausfällt. Die Anwendung der oben angedeutenden Berechnung der günstigsten und ungünstigsten Werte der Induktanz auf den Fall, wo der Klammerausdruck sich auf die Form beschränkt $(1 + K_1 \operatorname{tg} \varphi)$, die mit grosser Annäherung für unsere Versuchsbedingungen Gültigkeit hat, führt nämlich zu folgenden Ausdrücken:

Minimale Schalterarbeit tritt ein für $x = 0$: $A_{min.} = \bar{c} \cdot \bar{t}_r \cdot \frac{E^2}{r}$

Maximale Schalterarbeit tritt ein für $x = K_1 \cdot r$: $A_{max.} = \bar{c} \cdot \bar{t}_r \cdot \frac{E^2}{r} \cdot \sqrt{1 + K_1^2}$

Endwert der Schalterarbeit $(x = \infty)$: $A_{Endwert} = \bar{c} \cdot \bar{t}_r \cdot \frac{E_2}{r} \cdot K_1$

Beträgt z. B. der Widerstand im Kurzschlusskreis bei metallischem Kurzschluss in der Nähe des Schalters noch $0{,}2\,\Omega$, so würde nach unseren Rechnungen das oben angegebene Maximum der Schalterarbeit auf ca. 290 kWSec ansteigen, der Endwert bei sehr grosser Induktanz noch 75 kWSec betragen.

Wenn wir nun auch diese einfachen Beziehungen nicht verallgemeinern dürfen, da bei wesentlich geänderten Schaltbedingungen und Betriebsspannungen die Form des Klammerausdrucks $(1 + K_1 \operatorname{tg} \varphi + K_2 \operatorname{tg}^2 \varphi + \ldots)$ mutmasslich eine Aenderung erfährt, so ist doch aus diesem einen Beispiel herauszulesen, dass allgemein der Schutzwert der vorgeschalteten Reaktanzspule nur ein relativer ist; die Anordnung erlaubt nicht, für den ungünstigsten Fall des vollkommenen Kurzschlusses, wo r praktisch zu Null wird, eine bestimmte, nicht zu überschreitende Beanspruchung des Schalters festzulegen, wie dies nach früheren Erörterungen mit dem Vorschaltwiderstand möglich ist. Berücksichtigt man weiterhin, dass es aus betriebstechnischen Rücksichten nicht immer angeht, die zum Schutze des Schalters im angedeuteten Sinne erforderlichen, relativ grossen Drosselspulen dauernd im Stromkreis zu belassen, so ergibt sich, *dass der Schutz des einstufigen Oelschalters vor den Beanspruchungen beim Unterbrechen eines Kurzschlusses auch nicht in der Vorschaltung einer dauernd im Stromkreis liegenden Reaktanzspule zu suchen ist.*

Diese Erörterungen, die sich auf Grund experimenteller Untersuchungen herleiteten, müssen daher zum Schluss führen, dass die unzweifelhafte Schutzwirkung für den Oelschalter *im Einbau eines passend gewählten Widerstandes* liegt, der die Unterbrechung in zwei Stufen auch im vollkommenen Kurzschluss im Gebiet kleiner Phasenverschiebungen vollziehen lässt.

C. Der zweistufige Oelschalter mit Vorschaltwiderstand in Verbindung mit äusseren Reaktanzspulen im Kurzschlusskreis.

Es entsteht nun die Frage, wie sich die Beanspruchung des Oelschalters mit Vorschaltwiderstand bei Aenderung der Induktanz im Stromkreis verhält; derart, dass z. B. aus irgend welchen Gründen zusätzliche Reaktanzspulen in den Stromkreis eingebaut werden. Wir haben im früheren Kapitel abgeleitet, dass für den vollkommenen Kurzschluss das Minimum der Schalterarbeit eintritt, wenn der Widerstand r_z gleich dem Betrag der totalen Induktanz x gewählt wird. Zur Ermittlung der absoluten Grösse der minimalen Schalterarbeit müssen wir natürlich die Funktion f $(\operatorname{tg} \varphi)$ kennen. Berücksichtigt man, dass für $r_z = x$ die Einzelleistungen je gleich dem Wert $\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{E^2}{x}$ werden; dass ebenso die Phasen-

verschiebungen einander gleich sind: $\operatorname{tg}\varphi_1 = \operatorname{tg}\varphi_2 = 1$, so kann für die minimale Schalterarbeit ein einfacher Ausdruck gewonnen werden. Es ist

$$\left(A_1 + A_2\right)_{\min.} = \sqrt{2} \cdot \frac{E^2}{x} \cdot c \cdot t_r \left(1 + K_1 + K_2 + \ldots\right) \quad . \quad . \quad (13)$$

Die Gleichung setzt voraus, dass $r_z = x$; für die Konstante c ist $\operatorname{tg}\varphi = 1$ in Rechnung zu führen, t_r entspricht dem mittleren Wert der Lichtbogendauer der unterbrochenen Leistung $\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \frac{E^2}{x}$ bei der Leerlaufspannung E bezw. $E' = \frac{E}{\sqrt{2}}$.[1])

Diese Beziehung lässt nun für den Betrieb des Oelschalters einen wichtigen Vorteil gewinnen. In den vorangegangenen Erörterungen ergab sich, dass die Vorschaltreaktanz für den einstufigen Schalter nur von relativem Schutzwert ist, während wir aus obiger Gleichung lesen, *dass die Beanspruchung des Schalters mit eingebautem Vorschaltwiderstand bei gegebener Spannung umso kleiner ausfällt, je grösser wir die totale Induktanz wählen.*

Denken wir uns für ein und dieselbe Leerlaufspannung den vollständigen Kurzschluss für verschiedene $r_z = x$ unterbrochen, indem wir z. B. verschiedene Vorschaltreaktanzen einführen und den Widerstand dementsprechend einstellen, so werden die Minimalwerte der Schalterarbeit mit r_z oder x, wie Gleichung 13 zeigt, nach einer gleichseitigen Hyperbel variieren, wenn wir t_r als konstanten Mittelwert betrachten. In Fig. 9 ist diese Kurve mit den Daten unseres Beispiels eingezeichnet. Bauen wir also in unseren Oelschalter einen Vorschaltwiderstand von 2 Ω ein, entsprechend der totalen Induktanz des Kurzschlusskreises im Beispiel in Fig. 7, so beträgt die zu erwartende Schalterarbeit gemäss Fig. 9 rund 47 kWSec. Werden nun aus irgend einem Grunde die Generatoren mit Vorschaltreaktanzen ausgerüstet, derart, dass die totale Induktanz pro Einheit z. B. auf 18 Ω steigt, so wäre der Vorschaltwiderstand des *Linienschalters*, der gegebenenfalls den Kurzschlußstrom der ganzen Zentrale zu unterbrechen hat, auf $r_z = \frac{18}{5} = 3{,}6\,\Omega$ einzustellen. Es ergibt sich dabei nach der Kurve der minimalen Schalterarbeit ein Wert von za. 26 kWSec. für dieselbe. Wäre die Sammelschiene durch sektionsweise gesteuerte Schalter aufschneidbar, sodass der *Linienschalter* mit Sicherheit jeweilen nur die Kurzschlussleistung seines Generators zu unterbrechen hätte, so müsste dieser nach unsern Ueberlegungen mit einem Vorschaltwiderstand von 10 Ω ausgerüstet sein (wenn wir keine Drosselspule vorschalten). Die Beanspruchung des Schalters wäre hiebei verhältnismässig klein, nach Fig. 9 za. 9,5 kWSec. Die Ausrüstung der Generatoren mit Reaktanzspulen würde diesen Betrag noch weiter herabsetzen, wenn der Widerstand der neuen Induktanz angepasst ist.

Sollen also zur Reduktion der Kurzschlussleistung der generatorischen Anlage, z. B. für deren Eigenschutz, zusätzliche Reaktanzen, dauernd im Stromkreis eingeschaltet, zur Aufstellung kommen, so ist damit gleicherweise ein eindeutiger Schutz für den Oelschalter gewonnen, wenn für den Vorschaltwiderstand die Bedingung erfüllt ist: $r_z = x$.

D. Der zweistufige Oelschalter mit bestimmtem Vorschaltwiderstand in Kurzschlusskreisen veränderlicher Induktanz.

Der praktische Betrieb einer elektrischen Krafterzeugungs- und Verteilanlage weist aber i. a. eine zu grosse Manigfaltigkeit der möglichen Kurzschlusskreise und ihrer Induktanzen auf, als dass jedem ein besonders dimensionierter Vorschaltwiderstand im Oelschalter zugeordnet werden könnte. Es ergibt sich daher die Frage, wie verhält sich der Oelschalter mit *gegebenem* Widerstand, wenn er einen vollständigen Kurzschluss zu unterbrechen hat in einem Stromkreis für den $x \gtrless r_z$?

[1]) Mit der letzteren Spannung wird die Leistung im Ueberbrücker unterbrochen. Der auf Seite 95 abgeleitete Ausdruck für $E' \left(= \frac{E \cdot r_z}{\sqrt{x^2 + r_z^2}}\right)$ nimmt für $r_z = x$ die Form an: $E' = \frac{E}{\sqrt{2}}$

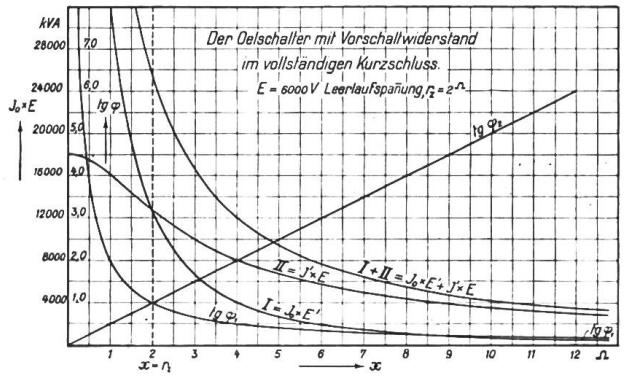


Fig. 10.

Verlauf der Unterbrechungsleistung und Phasenverschiebung mit der Induktanz.

Der Verlauf der Einzelleistungen und Phasenverschiebungen im Ueberbrücker und Unterbrecher für veränderliche Induktanz ist durch die Gleichungen (1a) und (2a) bezw. (4a) und (5a) gegeben. Diese lassen erkennen, dass beide Einzelleistungen mit wachsender Induktanz abnehmen und zwar im Ueberbrücker rascher als im Unterbrecher, desgleichen sinkt die Phasenverschiebung φ_1 im Ueberbrücker, während φ_2 in der zweiten Stufe mit x geradlinig ansteigt. Die Veränderlichkeit dieser Grössen ist für unser Beispiel in Fig. 10 dargestellt. Die Daten sind für einen Vorschaltwiderstand von $r_z = 2^{\Omega}$ berechnet. Die hieraus resultierende Summe der Schalterarbeiten ist wieder durch die Form ausgedrückt:

$$A_1 + A_2 = J_0 \cdot E' \cdot C_{(1)} \cdot t_{r_{(1)}} \cdot f\,(\mathrm{tg}\,\varphi_1) + J' \cdot E \cdot C_{(2)} \cdot t_{r_{(2)}} \cdot f\,(\mathrm{tg}\,\varphi_2)$$

Bezüglich der Schalterarbeit A_1 ist aus Fig. 10 mit Sicherheit zu lesen, dass diese mit anwachsender Induktivität kleiner wird, indem die massgebenden Faktoren, nämlich sowohl Leistung wie Phasenverschiebung, mit dieser rasch abfallen. Für den Unterbrecher gelten die Erörterungen über das Verhalten des einstufigen Schalters auf Seite 105 und folgende, wobei aber der Unterbrecher im zweistufigen Schalter gegenüber dem einstufigen insofern im Vorteil ist, als er für alle Kurzschlussfälle stets einen ohmschen Widerstand von der Grösse r_z in seinem Stromkreis hat und daher seine Beanspruchung sich bei gegebener Spannung innerhalb bestimmter minimaler und maximaler Werte bewegt, wie wir solche für unser Beispiel auf Seite 106 angegeben haben. Die totale Schalterarbeit $A_1 + A_2$ wird demnach für Werte der Induktanz, die sehr viel kleiner sind als r_z im Wesentlichen durch A_1 am Ueberbrücker bestimmt sein, weil für diesen Fall A_2 gegenüber dem sehr hohen Wert von A_1 von geringem Einfluss ist, umgekehrt ist im Gebiet relativ grosser Induktanz x der Verlauf der Schalterarbeit A_2 am Unterbrecher massgebend für die totale Beanspruchung. Welche Verhältnisse sich für unser Rechnungsbeispiel ergeben, zeigt Fig. 11. Die Werte sind wie in Fig. 9 auf Grund der mehrfach genannten experimentell ermittelten Daten berechnet. Für $x = r_z = 2^{\Omega}$ muss natürlich die Beanspruchung in beiden Unterbrechungsstellen zusammen wie schon angegeben ca. 47 kWSec betragen. Verwende ich nun aber diesen Schalter mit 2^{Ω} Vorschaltwiderstand z. B. als Generatorschalter im Kurzschlusskreis mit 10^{Ω} Induktanz, so würde die totale Beanspruchung auf 20 kWSec herabgehen, die dabei wie die Figur zeigt vollständig auf den Unterbrecher geschoben ist. Wir wissen, dass wir damit noch nicht die hier mögliche minimale Schalterarbeit erreicht haben, dies würde eintreten, wenn wir $r_z = 10^{\Omega}$ wählen. Nach Fig. 7 entspricht dieser Grösse eine Beanspruchung von 10 kWSec. Diese Differenz ist praktisch nicht von grosser Bedeutung, wenn der Schalter die Kurzschlussleistung der ganzen Zentrale mit Sicherheit abschalten, d. h. eine Beanspruchung von 47 kWSec. ertragen soll. Die Verhältnisse werden anders, wenn der Schalter in einem Kurzschlusskreis mit einer Induktanz $x < 2^{\Omega}$ Verwendung findet.

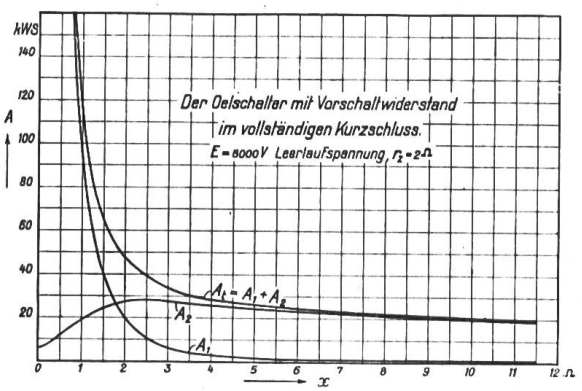


Fig. 11.

Verlauf der Schalterarbeit mit der Induktanz im Stromkreis.

Das in Fig. 7 angedeutete Kraftwerk möge z. B. mit einem schon bestehenden Netz pararell geschaltet werden, sodass beim vollständigen Kurzschluss in der Leitung ein Kurz-

schlusskreis von sehr kleiner Induktanz entsteht, z. B. $x = 0.75\Omega$. Beim Unterbrechen des Kurzschlusses wird alsdann nach Fig. 11 in den zwei Unterbrechungslichtbogen eine totale Energie von rund 190 kWSec. frei, wobei allein auf den Ueberbrücker $A_1 = 170$ kWSec. entfallen. Wäre der Vorschaltwiderstand auf $r_z = 0.75\Omega$ dimensioniert, so würden beide Unterbrechungsstellen gleich beansprucht, nämlich nach Fig. 9 mit je $\frac{121}{2}$ kWSek. Obwohl die totale Schalterarbeit im ersten Fall nur etwa um 60 % den möglichen minimalen Wert (121 kWSec.) übersteigt, ist doch im Ueberbrücker infolge der eingetretenen Verschiebung die Beanspruchung rund dreimal grösser.

Wird also ein Oelschalter mit gegebenem Vorschaltwiderstand r_z bei gegebener Leerlaufspannung in einem vollständigen Kurzschlusskreis verwendet, dessen totale Induktanz wesentlich grösser ist, als der Widerstandswert r_z, so ist die totale Schalterarbeit stets kleiner als der dem Widerstand r_z entsprechende theoretische Minimalbetrag der Schalterarbeit. Umgekehrt übersteigt die totale Beanspruchung diesen Betrag umso mehr, je kleiner die Induktanz des Kurzschlusskreises gegenüber dem Widerstandswert ist. Hierbei verschiebt sich das Hauptgewicht der Schalterarbeit auf den Ueberbrücker, während im Fall der überwiegenden Induktanz der Unterbrecher den grösseren Teil der Beanspruchung erträgt.

E. Praktische Gesichtspunkte für die Wahl des Vorschaltwiderstandes und die Anordnung von zusätzlichen Reaktanzspulen.

Nach den vorangegangenen Ueberlegungen ist durch den passend gewählten Vorschaltwiderstand im zweistufigen Oelschalter ein Mittel gegeben, in Stromkreisen beliebig hoher Induktanz den Kurzschluss für beide Schaltstufen im Gebiet kleiner Phasenverschiebungen zu unterbrechen. Die Verringerung der Kurzschlussleistung durch zusätzliche Drosselspulen, die z. B. in sehr grossen Anlagen zum Schutz der Maschinenanlage erforderlich sein mag, kommt damit gleicherweise auch dem Schalter zu Gute. Man wird daher den Einbau eines in diesem Sinne dimensionierten Vorschaltwiderstandes in den zweistufigen Oelschalter besonders dort in Erwägung ziehen, wo an diesen betriebsmässig sehr hohe Anforderungen gestellt werden. Hierbei ist der Vorschaltwiderstand für die, am Aufstellungsort des Schalters höchstmögliche Kurzschlussleistung $\frac{E^2}{x}$ vorzusehen, derart dass $r_z = x$ gewählt wird, wobei für diesen Fall die minimal mögliche Schalterarbeit erzielt wird, die sich ungefähr gleichmässig auf Ueberbrücker und Unterbrecher verteilt. Für alle Kurzschlüsse, die in Kreisen grösserer Induktanz an dieser Stelle unterbrochen werden, ist alsdann die Beanspruchung des Schalters kleiner, wenn auch die beiden Schaltstufen nicht mehr zu gleichen Teilen beansprucht sind. Der Schalter kann auch an Orten gleicher Spannung Verwendung finden, die mit Sicherheit keine grössere Kurzschlussleistung aufweisen als jener maximale Wert. In unserem Beispiel in Fig. 5 können z. B. sowohl die Linien- wie Generatorschalter die maximale Kurzschlussleistung von 18 000 kVA entsprechend $x_{min} = 2\Omega$ unterbrechen müssen, wir würden also die Vorschaltwiderstände für $2\,\Omega$ dimensionieren. Anders für den Oelschalter „U" am Ende der Fernleitung in der Unterstation, siehe Fig. 7. Dort ist die minimale Induktanz infolge der im Stromkreis liegenden Fernleitung sicher in allen Fällen grösser als 2Ω. Der günstigste Widerstand wird vielleicht $8\,\Omega$ betragen, den wir als günstigsten Wert für die dort höchstmögliche Kurzschlussleistung in den Oelschalter einbauen. Wird dieser nun aber im Kraftwerk als Linienschalter verwendet, so ist bei maximalem Kurzschluss für den Ueberbrücker, wie oben dargetan, eine höhere Beanspruchung zu erwarten, weil hier $r_z\,(= 8\,\Omega)$ grösser ist als $x_{min.}\,(= 2\,\Omega)$, ohne dass daraus für den Oelschalter gleich das Auftreten einer Ueberanstrengung zu folgern wäre. Die durch die vorliegenden Untersuchungen gewonnenen Resultate sollen natürlich nicht so gedeutet werden, dass zur Erzielung der minimalen Schalterarbeit im Kurzschluss der Vorschaltwiderstand mit mathematischer Genauigkeit mit dem Wert der in Frage kommenden Induktanz übereinzustimmen hätte. Wir haben auf Seite 99 dieses Berichtes erläutert, dass besonders in Kurzschlusskreisen, die Transformatoren einschliessen, der wirkliche Betrag der

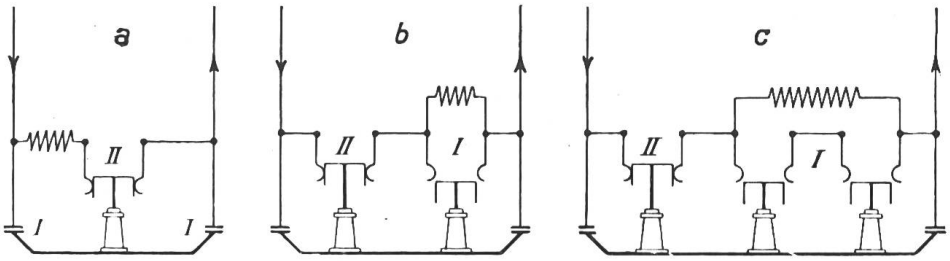
Schalterarbeit *unter* dem rechnungsmässig so bestimmten Minimalwert der Schalterarbeit wird liegen müssen, sodass die damit gewonnene Sicherheit dem Konstrukteur einen gewissen Spielraum für die Grösse des Widerstandes einräumt, und zwar in dem Sinne, dass der Widerstand etwas *grösser* als $x_{min.}$ gewählt werden kann. Denn es geht aus dem Vorhergehenden hervor, dass der günstigste Widerstand einem Wert $r_z > x$ entsprechen kann in Kurzschlusskreisen mit grosser Streureaktanz, also besonders solchen mit Transformatoren. Doch kann es sich auch in solchen Fällen höchstens um eine Ueberschreitung von $r_z = x$ von der Grössenordnung bis auf das doppelte oder etwa das dreifache von x handeln, niemals aber um Werte von der Grössenordnung, wie sie etwa bisher zur Verminderung der bei Schaltungen auftretenden Ueberspannungen bei Oelschaltern eingebaut worden sind.

Die Ermittlung der am Aufstellungsort des Schalters *kleinstmöglichen Induktanz* $x_{min.}$ für die der Widerstand zu bemessen ist, erfolgt am einfachsten aus der Formel: $J_{0\,max.} = \frac{E}{x_{min.}}$, worin $J_{0\,max.}$ der im Schalter maximal mögliche Dauer-Kurzschlußstrom bedeutet, der sich nach bekannten Regeln für die gegebene Anlage berechnen lässt und E die am Aufstellungsort des Schalters herrschende Leerlaufspannung bezeichnet.

Wir kommen zum Schluss auf die Frage:

Wie verhält sich der Oelschalter hohen Vorschaltwiderstandes, wie solcher aus anderen Gesichtspunkten erforderlich ist, im vollständigen Kurzschluss?

Denken wir uns z. B., dass der Widerstand zur Verringerung des Einschaltstosses eines grossen Transformators für einige hundert Ohm bemessen sei, so wird im vollständigen Kurzschluss an den Niederspannungsklemmen des letzteren die Induktanz x so viel kleiner als der Widerstandswert r_z sein, dass nach unseren Ueberlegungen die ganze Beanspruchung im Ueberbrücker liegt. Wenn auch die resultierende Schalterarbeit nicht notwendig für den Schalter gefährlich sein wird, ist doch dieser wider Erwarten vollständigen Verschiebung der Beanspruchung auf die eine Stufe mehr Rechnung zu tragen, als es i. a. bis anhin geschehen ist. Es ist eben zu berücksichtigen, dass diese Unterbrechungsstelle bei hohem Vorschaltwiderstand im vollständigen Kurzschluss nahezu die totale Beanspruchung zu ertragen hat, wie sie sich für den einstufigen Schalter ergeben würde. Die in Fig. 5 und 12 mit „a" angegebene und oft gebräuchliche Anordnung des Vorschaltwiderstandes ist somit als nicht empfehlenswert zu bezeichnen, indem bei relativ grossem Vorschaltwiderstand der Hauptkontakt, der hier die Rolle des Ueberbrückers spielt, mit der totalen Schalterarbeit wie oben angedeutet, beansprucht wird. Es ist daher der Ueberbrücker zweckmässig stets als Abreisskontakt auszubilden, um beim Unterbrechen den Hauptkontakt, der nur zur dauernden Stromführung vorgesehen ist, zu entlasten. Dieser Bedingung entsprechen Anordnungen, wie sie in Fig. 12 unter „b" und „c" angegeben sind.



Hauptkontakt übernimmt für $r_z \gg x$ ganze Beanspruchung. Unvorteilhafte Anordnung.

Hauptkontakt ist entlastet, für $r_z \gg x$ übernimmt I ganze Beanspruchung. Kontakt I gegenüber II überansprucht.

Hauptkontakt ist entlastet, für $r_z \gg x$ übernimmt I mit 4facher Unterbrechung totale Beanspruchung; Vorkontakt II schaltet mit 2facher Unterbrechung aus.

Fig. 12.

(In allen Figuren ist der Moment dargestellt, in dem der Hauptkontakt bereits geöffnet ist.)

Folgerungen. Die vorangegangenen Erörterungen über den Einfluss des Vorschaltwiderstandes im Oelschalter ergeben, dass letzterer für jeden Kurzschlusskreis, der am

Aufstellungsort des Schalters möglich ist, einen günstigsten Wert besitzt, für den die der höchstmöglichen Kurzschlussleistung entsprechende Schalterarbeit ein Minimum wird, welches sich ungefähr zu gleichen Teilen auf die zwei Unterbrechungsstellen verteilt. Im Interesse grösstmöglicher Sicherheit des Schalters ist es empfehlenswert, für diesen einen in diesem Sinne bemessenen Vorschaltwiderstand zu verwenden, wenn an den Apparat besonders hohe Anforderungen zu stellen sind. Kommen aus anderen Gesichtspunkten heraus grössere Widerstandswerte zur Verwendung, als der Betrag der kleinstmöglichen Induktanz des Kurzschlusskreises, so ist der dadurch bedingten Verschiebung der Beanspruchung auf den Ueberbrücker beim vollständigen Kurzschluss dadurch Rechnung zu tragen, dass der Konstrukteur der sicheren Unterbrechung an dieser Stelle im Sinne der früherer Erörterungen besondere Aufmerksamkeit widmet.

Die praktische Verwendung von Reaktanzspulen.

Es kann in gewissen Fällen wünschenswert sein, die vom Schalter zu unterbrechende maximale Kurzschlussleistung vermittelst zusätzlicher Reaktanzspulen zu reduzieren. Wie wir im Abschnitt C eingehend erläuterten, bedingt dies zugleich die Verringerung der Schalterarbeit bei entsprechend dimensioniertem Vorschaltwiderstand; wir machten hierbei die Voraussetzung, dass die Reaktanzspulen dauernd im Stromkreis belassen bleiben. Die hier in Frage kommenden bekannten Anordnungen bieten meist auch den betriebstechnischen Vorteil der Lokalisierung der eingetretenen Störung, was besonders bezüglich der Spannungshaltung in den nicht direkt vom Kurzschluss betroffenen Betrieben von Wichtigkeit ist. Ordnet man die Reaktanzspulen nach diesem Gesichtspunkte an, so ergeben sich aber zur Einhaltung bestimmter Spannungsgrenzen meist ziemlich grosse Werte für die erforderlichen Reaktanzen, sodass diese, dauernd in den Stromkreis eingeschaltet, den normalen Betrieb und die Manöverierbarkeit der Anlage nicht unbeträchtlich erschweren. Man kommt daher auf den Ausweg, die Reaktanzspulen normalerweise durch besondere Oelschalter zu überbrücken, derart, dass diese nur im Kurzschluss, durch rasch wirkende Maximalrelais gesteuert, die Reaktanz in den Kreis einschalten.

Im zweiten Bericht der Kommission*) sind solche Anordnungen besprochen. Nehmen wir z. B. den Fall wo die abgehenden Leitungen mit überbrückten Drosselspulen ausgerüstet werden, wie dies in Fig. 12 des zweiten Berichtes angedeutet ist, (siehe nebenstehende Fig. 13) so ist die Schaltung so gedacht, dass beim Kurzschluss zuerst Schalter II öffnet und die Kurzschlussleistung $\frac{E^2}{x}$ durch die Einschaltung der Reaktanz auf den Betrag $\frac{E^2}{x + x_z}$ reduziert, die später vom Schalter I zu unterbrechen ist, wenn die Störung dauernd bestehen bleiben sollte. Schalter II spielt also wie beim zweistufigen Oelschalter die Rolle des Ueberbrücker und I die Rolle des Unterbrechers.

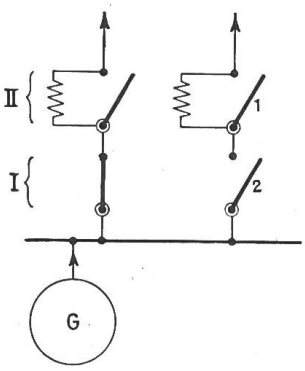


Fig. 13.
Ueberbrückte Drosselspule in den abgehenden Leitungen.

Nach unseren Ueberlegungen im Kapitel über die eingebaute Drosselspule wird man nun aber einwerfen, das wir mit dieser Anordnung den Schalter II als den Ueberbrücker einer Drosselspule im Kurzschluss einer hohen Beanspruchung aussetzen, sodass damit bezüglich des Schalterschutzes nichts gewonnen wäre. Tatsächlich zeigt auch die Tabelle auf Seite 104, dass in unserem Beispiel für $x_z = 2^{\Omega}$ beide Schaler allerdings nur noch die Hälfte der ursprünglichen Kurzschlussleistung (je 9000 kVA statt 18000 kVA) zu unterbrechen hätten, aber mit einer Phasenverschiebung von je $\operatorname{tg}\varphi = 40$. *Diesen Uebelstand können wir nun aber auf einfache Weise beheben, indem wir beide Schalter mit passend dimensionierten Vorschaltwiderständen ausrüsten, derart, dass die auf jeden*

*) Bulletin 1915, Heft 11, Diskussions-Versammlung des S. E. V. 1915: Referat von *Prof. Wyssling* über Erhöhung der Sicherheit der Schaltanlagen und Kraftwerke.

Schalter fallenden Teilbeträge der ursprünglichen Kurzschlussleistung je zweistufig im Gebiet kleiner Phasenverschiebungen unterbrochen werden.

Die Anwendung der oben entwickelten Betrachtungen auf den Ueberbrückungsschalter, in Fig. 13 mit II bezeichnet, ergibt, dass sich auch in diesem Falle bei gegebener Drosselspule ein günstiger Vorschaltwiderstand r_z wählen lässt, für den die totale Schalterarbeit einen kleinsten Wert einnimmt. Ist x die totale Induktanz im Betriebstromkreis und x_z die zusätzliche Reaktanz, die durch den Ueberbrückungsschalter in den Stromkreis eingeschaltet wird, so lautet die Bedingung für den günstigsten Wert des Vorschaltwiderstandes in diesem Schalter: $r_z = \frac{x \cdot x_z}{x + x_z}$.

Es steht daher im Oelschalter den manigfachen Anwendungsmöglichkeiten der Reaktanzspule, sei es die dauernd im Stromkreis eingeschaltete oder die durch den Ueberbrückungsschalter kurzgeschlossene, kein Hinderungsgrund entgegen, wenn nur die Schalter durch Verwendung des eingebauten Vorschaltwiderstandes den jeweiligen Verhältnissen im Stromkreis angepasst sind. Die Hintereinanderschaltung von zweistufigen Schaltern mit Vorschaltwiderstand, von denen einer oder mehrere betriebsmässig passend gewählte Drosselspulen überbrücken, bildet andererseits eine Schaltanordnung die als eine Art Mehrfachunterbrechung erlaubt, mit normalen Schaltermodellen nahezu beliebig hohe Kurzschlussleistungen zu unterbrechen unter Beibehaltung minimaler Beanspruchungen in den einzelnen Schaltstufen. Wir nähern uns damit der idealen Unterbrechung eines Energieflusses durch sukzessive Vergrösserung des Widerstandes im Stromkreis.

Miscellanea.

Inbetriebsetzung von schweizerischen Starkstromanlagen. (Mitgeteilt vom Starkstrominspektorat des S. E. V.) In der Zeit vom 20. Februar bis 20. März 1916 sind dem Starkstrominspektorat folgende wichtigere Anlagen als betriebsbereit gemeldet worden:

Hochspannungsfreileitungen.

Aargauisches Elektrizitätswerk Aarau. Hochspannungsverbindungsleitung von der bestehenden 8000 Volt-Zuleitung Rudolfstetten-Friedlisberg nach der Transformatoren- und Umformerstation beim Bahnhof in Rudolfstetten. Drehstrom, 8000 Volt, 50 Perioden.

Elektrizitätswerk des Kantons Thurgau, Arbon. Leitungen nach Uerschhausen, Nussbaumen (Gemeinde Hüttwilen, Bez. Steckborn), Kalthäusern bei Stettfurt und Niederneunforn (Bez. Frauenfeld). Drehstrom, 8000 Volt, 50 Per.

Nordostschweizerische Kraftwerke A.-G., Baden. Leitungen zu den Gehöften Brandholz und Gugibad (Gemeinde Bettwil, Aargau) und nach Schoren bei Mühlau (Bez. Muri). Drehstrom, 8000 Volt, 50 Perioden.

Licht-, Kraft- und Wasserkommission Belp. Verlängerung der Hochspannungsleitung Lehn-Hohliebe bis zum Kummengut. Drehstrom, 4000 Volt, 40 Perioden.

Officina Elettrica Comunale Lugano. Linee ad alta tensione pella Tannerie Battista Beretta Piccoli, Viganello. Corrente trifase, 3600 volt, 50 periodi.

Service de l'Electricité de la Ville de Neuchâtel. Ligne pour alimenter une station transformatrice sur poteaux à Bôle. Courant triphasé, 8000 volts, 50 périodes.

Aluminium-Industrie-Aktien-Gesellschaft (Abt. Wallis), Neuhausen. Nördliche Leitung zwischen Bramois (bei Sitten) und dem Werk in Chippis. Leitung Sauterot-St. Martin (Teilstrecke bis Wehr Luette). Drehstrom, 9000 Volt, 52 Perioden.

Elektrizitätskommission Oberburg bei Burgdorf. Leitung zur neuen Transformatorenstation in Oberburg bei Burgdorf. Drehstrom, 4000 Volt, 40 Perioden.

Elektrizitätswerk Olten-Aarburg A.-G., Olten. Leitung zur Transformatorenstation No. 2 beim Bahnhof Brittnau-Wikon. Zweiphasenstrom, 5000 Volt, 40 Perioden.

Bernische Kraftwerke A.-G., Betriebsleitung Pruntrut. Leitung Boécourt-Séprais-Montavon. Einphasenstrom, 16000 Volt, 40 Perioden.

Bernische Kraftwerke A.-G., Betriebsleitung Spiez. Leitung zu der Werkstätte der Berneralpenbahn in Bönigen. Drehstrom, 16000 Volt, 40 Perioden.

Services Industriels de la Ville de Sierre, Sierre. Ligne dans le quartier du Graben, Sierre. Courant triphasé, 7100 volts, 50 périodes.

Elektrizitätswerk Schuls. Leitung vom Val da Muglins bis Remüs. Drehstrom, 10000 Volt, 50 Perioden.

Elektrizitätswerk der Stadt St. Gallen. Hochspannungszweigleitung zur neuen Kläranlage, im Anschluss an die Leitung Hofen-Obertobel, Wittenbach. Drehstrom, 3600 Volt, 50 Per.