

Nicht-ideales Ausschalten induktiver Lastströme im gelöschten Netz

Von H. G. Gerlach

621.316.54; 621.3.015.3; 621.3.064.2;

Der Aufsatz befasst sich mit zwei Beispielen für induktives Lastausschalten, herausgegriffen aus Schaltversuchen, welche die Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen (FKH) in den Verteilnetzen ihrer Mitglieder durchgeführt hat. Anhand dieser Beispiele werden zwei Begriffe näher untersucht: die Bildung einer Schaltüberspannung im gelöschten Netz und der Einfluss der Schalter.

Dans les réseaux de distribution de ses membres, la commission d'étude de l'ASE et de l'UCS des questions relatives à la haute tension (FKH) a effectué une série de coupures de courant inductif dont deux exemples sont traités dans cet article. A l'aide de ces deux exemples les notions suivantes sont discutées: la formation d'une surtension de déclenchement en réseau compensé par bobine d'extinction et l'influence des disjoncteurs.

1. Einleitung: Klassifizierung wiederkehrender Spannungsformen

Die Übergangsfunktionen von Strom und Spannung beim Ein- und Ausschalten, allgemeine Ausgleichsvorgänge oder Sprungantworten eines elektrischen Systems, enthalten Eigenfrequenzen, im komplexen mit Dämpfungsdekrement, Amplituden und Phasen von Teilschwingungen, jeweils im Einschaltstrom oder in der Ausschaltspannung. Der Ausschaltvorgang kann durch den Verlauf der sog. wiederkehrenden Spannung (transient recovery voltage, TRV) beschrieben werden, welche übrigens für viele Systemkomponenten wegen potentieller Überspannungsgefahr Bedeutung hat. Vor allem aber sind Steilheit und Erholzeit der wiederkehrenden Spannung neben dem Strom mitentscheidend bei der Definition des Ausschaltvermögens eines Hochspannungsschalters [1; 2]¹⁾.

Hochspannungsschalter für in der Regel 3phasigen Wechselstrom nennt man Leistungsschalter, wenn sie für die Unterbrechung von Netzkurzschlußströmen ausgelegt sind, bzw. Lastschalter, wenn ein lediglich für normale Betriebsströme ausreichendes Schaltvermögen gegeben ist. Die Vorgänge, welche im Kurzschluss auftreten, unterscheiden sich von denen bei einer gewöhnlichen Lastabschaltung insofern, als der Kurzschluss einen besonders übersichtlichen Grenzfall der allgemeineren induktiven Abschaltung darstellt. Die bekannten Erscheinungen des Kurzschlussabschaltens können aber nicht ohne weiteres auf die gewöhnliche Lastsituation übertragen werden. Das ist jedenfalls ein Resultat der Untersuchungen, welche von der Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen (FKH) durchgeführt worden sind [3]. Die Behandlung des Ausschaltvorgangs nach der idealisierten Vorstellung, dass der Strom genau im natürlichen Nulldurchgang unterbrochen werde, hat zur Folge, dass alle Komponenten der Schwingspannung mit Anfangssteigung null beginnen und cosinusförmig, gedämpft auf die stationäre Spannung übergehen, so dass der Vorgang mit den Systemparametern allein (unbeeinflusst vom Schalter, wie es heisst [2]) in allen Einzelheiten gerechnet werden kann. Die Kurzschlussabschaltung nähert sich diesem Idealzustand, weil die spannungsmässig erregten Amplituden die anderen Schwingungsursachen (Abreißströme) deutlich überwiegen. Als *nicht-ideal* (oder *beeinflusst*) bezeichnet man dagegen diejenigen Schaltspannungsverläufe, welche vorwiegend mit grosser Anfangsteilheit beginnen, dadurch dass der Strom *nicht im natürlichen Wechselstrom-Nulldurchgang* unterbrochen wird, was bildhaft auch als «Abreissen» bezeichnet wird. Die vorzeitige Stromunterdrückung durch den Schalter hat, im Gegensatz zum nicht-beeinflussten idealen System, Überschwingsfaktoren grösser als zwei zur Folge, somit u.U. entsprechende Schaltüberspannungen.

Ohne auf die Komplikationen durch Verkopplung von Schwingkreisen einzugehen, betrachte man einen einfachen

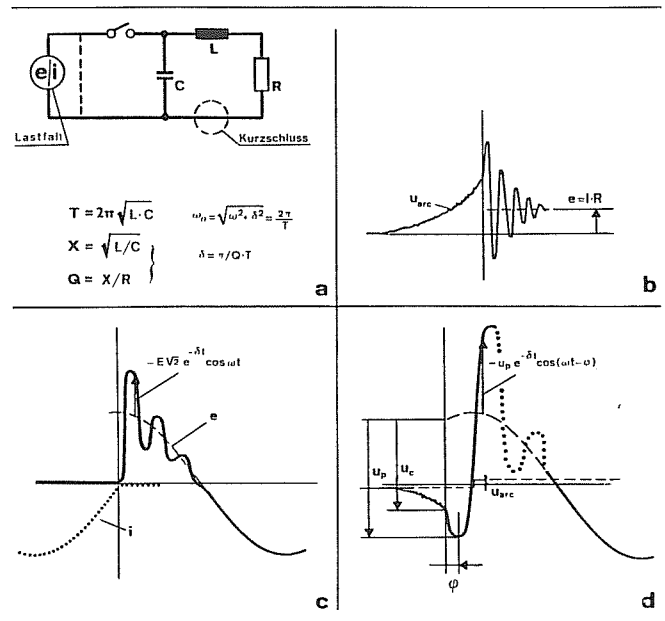


Fig. 1 Ausschaltspannungen eines einfachen einphasigen Schwingkreises

a Schaltung, Lastsituation und Kurzschlußsituation (gestrichelt)

e, i Spannung (EMK) und Strom der Quelle

L, R Induktivität und Widerstand der Impedanz (Reihendämpfung)

C Parallelkapazität

T Periode der Resonanzfrequenz (ungedämpfte Eigenfrequenz)

X Schwingungswiderstand (Schwingspannung/Schwingstrom)

Q Kreisgüte

b Ausschalten eines Gleichstromes

$e = I \cdot R$ treibende und wiederkehrende ohmsche Spannung

$u_{arc} = L di/dt - e$ Bogenspannung vor dem Löschen des Schalters

c Ideales Ausschalten eines induktiven Wechselstroms

i im natürlichen Nulldurchgang gelöschter Strom

e stationäre wiederkehrende Spannung, induktive Phasenlage

ω Eigen-Kreisfrequenz der transienten Schwingspannung

δ Dämpfungsdekrement

d Reales induktives Laststromabschalten

φ Phasenlage der Schwingspannung

u_{arc} stationäre Lichtbogen-Brennspannung (gestrichelt über den Löschkpunkt hinaus gezeichnet)

u_p überlagerte Schwingspannungsamplitude

u_c cosinusförmige Teilanregung (beinahe ideal)

¹⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

induktiven Kreis nach Fig. 1a, der als kennzeichnende Parameter die den Laststrom i führende Impedanz (L, R) mit einer Parallelkapazität (C) enthalten mag. Ob die treibende EMK e auf der Vorderseite des Schalters in der Lastsituation oder nach dem Schalter in der Kurzschlußsituation liegt, ist für die stationäre Komponente der wiederkehrenden Spannung am Schalter (= EMK e) unwichtig. Strom und Spannung am Schalter kommen nicht gleichzeitig vor, ausser während der Lichtbogenphase (Bogenspannung u_{arc}).

Beim *Gleichstromschalten* (Fig. 1b) wird ein kräftiger Löscheinrichtung verlangt, welcher die Bogenspannung $u_{arc} = L di/dt - e$ auf einen mehrfachen Wert der ohmschen Spannung $e = I \cdot R$ ansteigen lässt, bevor, wenn der Lichtbogen instabil wird, der restliche Schalterstrom plötzlich auf die Kapazität kommutiert, wodurch die Schalterspannung (entsprechend der Kondensatorspannung) zunächst gleichmässig ansteigt und dann um den Endwert e herum gedämpft ausschwingt.

Im Gegensatz zum Gleichstromschalter, bei welchem Abreißen zum Funktionsprinzip gehört, kann ein idealer Hochspannungsschalter für *Wechselstrom* (Fig. 1c) dem Lichtbogen so lange Zeit lassen (u. U. über mehrere Stromhalbwellen hinweg), bis der Strom auf natürliche Weise, d. h. unbeeinflusst vom Schalter, durch Null geht. Falls der Löscheinrichtung genau im Nulldurchgang beendet wird, schwingt die Spannung in Cosinuslage, d. h. anfänglich mit Steigung null.

Der *reale Schalter* (Fig. 1d) verbindet die vorgenannten Prinzipien: Er unterbricht den Strom schon vor dem natürlichen Nulldurchgang, wie aus der Phasenlage der als rechteckig angenommenen Lichtbogen-Brennspannung u_{arc} ersichtlich ist. Aus der Brennspannung entwickelt sich zunächst eine verhältnismässig stark steigende, durch Rauschen gekennzeichnete Bogenspannung, welche im Knick des Spannungsverlaufs (u_0) den eigentlichen Löscheinrichtung anzeigt und in die rauschfreie Schwingspannung übergeht. Der reale Schwingspannungsverlauf unterscheidet sich vom idealen durch eine andere Phasenlage ($\varphi > 0$) und durch eine grössere Schwingungsamplitude ($u_p > u_c$), wobei die Spitze u_p im wesentlichen mit einer Quadratsumme aus spannungserregten Cosinuskomponenten u_c und aus zusätzlichen stromerregten Sinuskomponenten u_s gebildet wird:

$$u_p^2 = u_c^2 + u_s^2 \quad (1)$$

2. Schaltungssymmetrien im gelöschten Drehstromnetz: Erdschluss und einpolige Unterbrechung

Ausgedehnte Mittelspannungsnetze werden meistens im Sternpunkt des speisenden Transformators über die sog. Löscheinrichtung (Petersenspule) mit Erde verbunden (Fig. 2a). Dies hat den Sinn, dass die kapazitive Belastung im Fall eines einpoligen Erdkurzschlusses kompensiert wird, so dass der resultierende Erdstrom an der Fehlerstelle minimal wird: Ein Freileitungsüberschlag kann dann von selbst wieder löschen, und der Fehlerstrom beeinflusst das System der verketteten Spannungen (Mitsystem) überhaupt nicht. Unsymmetrische elektrische Zustände, wie beispielsweise der Erdschluss, lassen sich in zyklisch symmetrischen 3phasigen Systemen mit Vorteil durch die sog. symmetrischen Komponenten beschreiben, worunter man eine lineare Umwandlung der drei Phasengrössen in jeweils symmetrische (d. h. auf alle drei Phasen verteilte) Ersatzgrössen zu verstehen hat [4]. Die Umwandlung der Phasen-

grössen, Ströme oder Spannungen, in mitläufige, gegenläufige und gleichphasige (Null-) Ersatzgrössen (U_m, U_g, U_0) führt zu einfachen Ersatzschaltungen (Fig. 2a...2d rechts), deren Berechtigung im Einzelfall durch die Umwandlungsgleichungen bewiesen werden muss. In symmetrischen Komponenten (Fig. 2a rechts) drückt sich der einpolige Erdschluss durch Reihenschaltung der Komponenten-Netzwerke aus, wobei das Null-Netzwerk (X_E, C_E) einen Sperrkreis bildet und selbst die volle Phasenspannung $U_{0q} = E$ annimmt. Dies bedeutet, dass

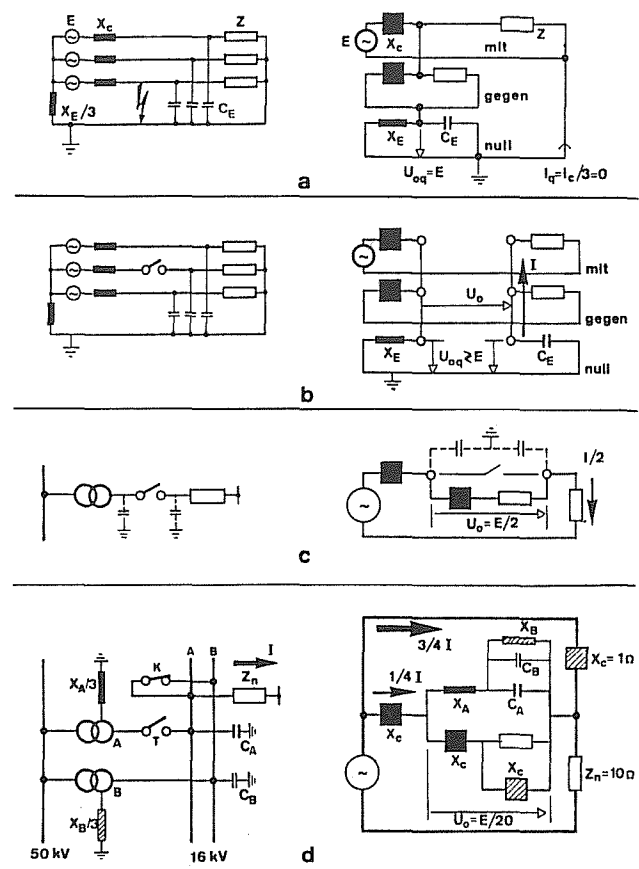


Fig. 2 Unsymmetrischaltungen in symmetrischen Komponenten

a Einpoliger Erdschluss

| | |
|---------------|--|
| E | Phasenspannung |
| Z | Lastimpedanz pro Phase |
| X_c | Kurzschlussreaktanz des Transformators pro Phase |
| $X_E/3$ | Reaktanz der Erdschluss-Löscheinrichtung |
| C_E | Erdkapazität des Netzes pro Phase |
| I_q, U_{0q} | Fehlerstrom und Fehlerspannung im Nullsystem |

b Einpolige Unterbrechung

| | |
|-----------------|---|
| $U_{0q} \geq E$ | Sternpunktverlagerung je nach Laststrom I |
|-----------------|---|

c Situation der Teilunterbrechung beim Abschalten im isolierten Netz

| | |
|-------------|---|
| $I/2$ | Halber symmetrischer Quellenstrom = Mitsystemstrom = Minus-Gegensystemstrom |
| $U_0 = E/2$ | maximale Null-Längsspannung (Abfall am Gegensystem) |

d Transformator-Lastumschalten in einem Unterwerk, z. B. 50/16 kV, 2 x 25 MVA Leistung, 2 Sammelschienen A und B, Lastimpedanz $Z_n = 10 \Omega$ entsprechend der Nennlast eines Trafos

| | |
|--------------|---|
| X_A, X_B | Nullreaktanzen der parallelen Kreise Transformator A oder B |
| C_A, C_B | Nullkapazitäten der Netzteile zu Schiene A oder B |
| K | Kuppelschalter |
| T | Transformatorschalter |
| $U_0 = E/20$ | Null-Längsspannung im Ring (Abfall am Gegensystem) |

der Sternpunkt auf Phasenspannung und die ungestörten Phasenleiter auf verkettete Spannung gegen Erde angehoben werden. Eine ähnliche Sternpunktverlagerung wie beim 1poligen Erdschluss erhält man auch, wenn die Impedanzen Z nur einpolig an die Quelle angeschlossen sind, d.h. wenn der Laststromkreis 2polig unterbrochen ist.

Eine duale Unsymmetrie-Situation (Fig. 2b) entsteht, wenn die Drehstromleitung 1polig unterbrochen wird. Hierbei müssen die Komponenten-Netzwerke an der Unterbrechungsstelle parallelgeschaltet werden, so dass für die Spannungen über den Schalterpolen (U_{RR} , U_{SS} , U_{TT}) folgendes herauskommt:

Für die geschlossenen Kontakte gilt

$$U_{RR(TT)} = U_0 (1 + a + a^2) = 0$$

$$\text{wegen } a = \frac{1}{2} (j\sqrt{3} - 1) \quad \text{und} \quad a + a^2 = -1$$

Daraus folgt die Gleichverteilung der Komponenten $U_0 = U_m = U_g$ als Beweis für die Richtigkeit der Parallelschaltung. Ferner ist

$$U_{SS} = U_0 + U_m + U_g = 3 U_0 \quad (2)$$

die Differenzspannung der freigeschalteten Last-Phasenklemme (SII) gegenüber der netzseitigen Klemme in derselben Phase (SI).

Wie man sieht, stellt jetzt das Nullsystem einen Saugkreis dar, welcher im eingeschwungenen Zustand den Schalter überbrückt, so dass das System der verketteten Spannungen wiederum nicht beeinflusst wird. Aber es können je nach Massgabe des Laststromes (I) jetzt Null-Querspannungen $U_{0q} \geq E$ gegen Erde vorkommen, die eine potentielle Überspannungsgefahr bedeuten: Es wird darum meistens die Resonanzspule in voller Absicht etwas verstimmt, mit der Wirkung, dass, wenn der Strom gross ist, nur noch ein Bruchteil dieses Stromes durch den Nullkreis fließen wird.

Ohne den Erdanschluss (isoliertes Netz Fig. 2c) würde eine einpolige Unterbrechung die grösstmögliche Auswirkung auf das verkettete Mitsystem haben, indem nämlich das den offenen Schaltkontakt überbrückende Gegensystem die halbe Quellenspannung aufnimmt, so dass die freigeschaltete Lastklemme auf das mittlere Potential der im Spannungsdreieck gegenüberliegenden Phasen ($U_R + U_T$)/2 gebracht wird. Dieses Potential gegenüber Erde (die Nullsystemspannung $-U_0$) stellt gleichzeitig den halben Betrag der Quellenspannung je Phase ($E/2$) und den dritten Teil der Schalterspannung ($U_{SS}/3$) dar, so dass im isolierten Netz, falls der Leitwert des gestrichelt gezeichneten Nullsystemzweiges vernachlässigbar ist, in Anwendung von Gl. (2) gilt:

$$U_{SS} = 3 \cdot U_0 = 1,5 \cdot E \quad (3)$$

Das Dreiphasensystem und das System der symmetrischen Komponenten lassen sich jederzeit in ein gleichwertiges Zweiachsensystem verwandeln, wobei die Achsen (a und b) einen Phasenabstand von 90° aufweisen und im symmetrischen Betrieb (vor dem Schalten) je die halbe Drehstromleistung aufweisen ($1,5 \cdot E \cdot I$). Die einpolige Unterbrechung bewirkt Halbierung der Leistung, dadurch dass einfach die Leistung einer Achse (der erstschaltenden a-Achse) ausfällt. Bei der Kurzschlussabschaltung (weisses Impedanzsymbol null in Fig. 2c) spielt vergleichsweise die Nulladmittanz des gelöschten Netzes eine ähnlich untergeordnete Rolle wie der kapazitive Zweig; daher die für das Kurzschlussabschalten allgemein geläufige

Regel, dass die wiederkehrende Spannung des erstunterbrechenden Pols 1,5mal Phasenspannung betrage (Gl. 3).

Um einen kurzschlussähnlichen Kreis geht es auch im nächsten Schaltungsbeispiel. Fig. 2d zeigt die Situation in einem Unterwerk (links), wo ein Transformator (A) ausser Betrieb gehen soll mit Hilfe des Transformatorschalters (T), nicht ohne dass vorher die beiden gleichen Transformatoren und Sammelschienen (A und B) über Kuppelschalter (K) parallelgeschlossen sind. Die Lastimpedanz Z_n entspreche der Nennlast eines Transformators; sie bestimmt den Strom I der Quelle, der sich praktisch nicht ändert während des Übergangs der Leistung von Schiene A auf B. Die Nullsystemreaktanzen X_A , X_B (Löschspulen) seien auf die Nullkapazitätswerte C_A , C_B der betreffenden Netzabschnitte (Sammelschienen) abgestimmt.

Das Lastabschalten an einem parallelarbeitenden Transformator gehört wie jedes Schaltmanöver zwischen aktiven Netzteilen zur selben grösseren Gruppe wie die Ringauftrennungen, wobei die wiederkehrende Spannung über den Schalterpolen nur die Höhe des Spannungsabfalls erreicht, die der ausgeschaltete Strom auf dem Zirkulationsweg des vollständigen Ringumlaufs erzeugen würde. Kurzschlussähnlich ist der Transformator-Ring wegen der induktiven Phasenlage des Spannungsabfalls in Relation zum Strom, unabhängig von der Natur des Verbrauchers oder der Quelle. Der Fall ist von besonderem Interesse, weil die Einschwingungsspannung beim Lastumschalten vom einen auf den anderen Transformator über das Abreissen und über das Last-Ausschalten im allgemeinen Aufschluss geben kann.

Die Komponentenschaltung von Fig. 2d rechts würde ohne die schraffierten Symbole des parallelen Zweiges B mit Fig. 2b identisch sein. Sie tritt vorübergehend auf zwischen dem Löschen des ersten und der beiden anderen Schalterpole von T. Man berechnet die momentane (quasi-stationäre) Schalterspannung unter dem Gesichtspunkt, dass der Saugkreis X_A , C_A zuerst einschwingen muss, so dass im Komponentennetz lediglich das Gegensystem an Stelle des Schaltkontakts tritt ($2 \cdot X_c$, Lastimpedanz Z_n überbrückt durch Kurzschlussreaktanz des nicht geschalteten Transformators B). Der Nullzweig sei einseitig nicht angeschlossen; er kann nur einen kleinen Anlaufstrom nach Massgabe der Spule (X_A) führen, solange der Kondensator (C_A) als Kurzschluss betrachtet und der Sperrkreis (X_B , C_B) als überbrückt angesehen werden. Der Mitsystemstrom I der Quelle muss sich im Verhältnis 3:1 zwischen dem intakten System B (X_c schraffiert) und dem gestörten System A aufteilen (X_c schwarz im Mitsystem plus schwarz sowie schraffiert im Gegensystem). Damit ergibt sich der Strom im gestörten Zweig A etwa 4mal kleiner gegenüber dem ungestörten symmetrischen Gesamtstrom. Derselbe Strom tritt als Plus-Mitsystemstrom und Minus-Gegensystemstrom im System A sowie als Plus-Gegensystemstrom im System B auf:

$$I = I_{3\sim} = E / (Z_n + j 0,5 X_c) \approx E / Z_n$$

$$I/4 = + I_m = - I_g = \frac{E}{4} \left(Z_n + j X_c \cdot \frac{j 3 X_c}{j 4 X_c} \right)^{-1} \approx E / (4 Z_n) \quad (4)$$

Daraus berechnet sich die Nullspannung im Löschmoment ($t = 0$) wie folgt, wobei im Beispiel $U_n = 16 \text{ kV}$ die verkettete Nennspannung (Effektivwert) und $\varepsilon_c = 10\%$ die relative Kurzschlussspannung des Transformators eingesetzt werden:

$$u_0 = \frac{E \sqrt{2}}{4} \cdot \text{Im} (j 2 X_c / Z_n) = \sqrt{\frac{2}{3}} U_n \cdot \frac{\varepsilon_c}{2} =$$

$$= 13 \text{ kV} \cdot 0,05 = 0,65 \text{ kV} \quad (5)$$

3. Der Hauptvorgang beim Trafo-Lastumschalten: Einschwingen und Abreißen im Nullstromkreis

Derjenige Anteil der Leistung und des Quellenstroms (in 2-Achsen-Komponenten I_a), welcher beim Löschen des ersten Schalterpols ausfällt (Fig. 2c), wird im Fall des Umschaltens (Ringmodell Fig. 2d) nur vom einen auf den anderen parallelen Zweig verlagert. Der Übergang erfolgt augenblicklich ohne Ausgleichsvorgang von Strömen, und die Spaltung des 3phasigen in das 2achsige Ersatzsystem wird sichtbar (Fig. 3a und 3b): Die erstschaltende a-Achse (Reihenschaltung Phase S mit parallel R und T) wird stromlos, während gleichzeitig die b-Achse (Phasen R und T in Reihe) in Betrieb bleibt bzw. neu orientiert wird. In Dreiphasenkomponenten (3a links) heisst das, dass der Strom der geschalteten a-Achse von $I_a = I/2$ auf $I_m + I_g = 0$ übergeht und dass der andere Achsenstrom wegen $I_g = -I_m$ auf den Wert der im Strompolygon gegenüberliegenden Dreiecksseite $I_b = (a^2 - a) I_m$ gebracht wird. Nach der gleichwertigen 2-Achsen-Auffassung (3a rechts) darf man sich vorstellen, dass dem ursprünglich 3phasig symmetrischen Strom $I_a = I_S$ ein nur auf die a-Achse beschränkter, weiss gezeichneter Strom $-I_a$ (polarisiert) überlagert wird, der den Phasenstrom I_S gerade auslöscht, so dass in den übrigen Phasen durch Addition der Rückströme ($+I_a/2$) der resultierende b-Achsen-Strom hervorgerufen wird. Fig. 3b zeigt den vorübergehenden Zustand, in welchem sich das intakte System B befindet, wenn der im parallel arbeitenden gestörten System A ausgefallene polarisierte Strom zusätzlich zu dem bestehenden symmetrischen Strom auf die drei Phasen verteilt wird. Der in beiden parallelen Zweigen nicht betroffene b-Achsen-Strom berechnet sich zu

$$I_b = I_T + \frac{I_a}{2} = - \left(I_R + \frac{I_a}{2} \right) = (a^2 - a) I_m = -j I_a \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} \quad (6)$$

während die a-Achsen-Ströme der Zweige A bzw. B auf 0 bzw. I eingestellt werden. Dem entspricht der einachsige Wechselstromzustand $0/I_b$ (Fig. 3a) bzw. der Zustand des elliptischen Drehfelds $2 I_a/I_b$ (Fig. 3b).

Unter dem Einfluss eines *realen* Schalters müssen die Lichtbogenspannungen berücksichtigt werden, die natürlich wegen der Kleinheit der wiederkehrenden Spannung beim Ringmodell ($E/20$ in Fig. 2d) besonders ins Gewicht fallen. Wenn man den Lichtbogeneinfluss durch ohmsche Widerstände bei den Quellenreaktanzen des betroffenen Zweiges (X_c schwarz) darstellen will, so leuchtet ein, dass der b-Achsen-Strom des realen Schalters zeitlich vorverschoben werden kann in Richtung auf einen früheren «prospektiven» Nulldurchgang in der Nähe von 60° (statt 90°) nach der a-Achse (Fig. 3a rechts) entsprechend ca. 3 statt 5 ms. Die Einwirkungszeit t_e bei 90° entsprechend 5 ms bezeichnet den Zeitraum zwischen dem Auftreten einer Nullspannung (bzw. einer Lichtbogenspannung am erstöffnenden Schalterpol) und dem Löschen des b-Achsen-Stromes; das ist gleichzeitig die Dauer, während welcher der Nullstrom in der Spule X_A aufgebaut wird, ehe dieser im «Hauptvorgang» schliesslich wieder abgerissen wird.

Das Einschwingen des Nullstromes geht langsam vor sich, weil unabhängig von Phasenlage und Form der Nullspannung die Anfangssumme aus stationärem Strom (ein Rechnungswert i_{stat} , Fig. 3c) und Ausgleichsstrom den Wert null ergeben muss, bei einer Eigenfrequenz ω_0 , welche von der stationären Netzfrequenz Ω nur wenig verschieden ist [5]. Die Eigenfrequenz

ergibt sich durch Kurzschliessen des Nullstromes (Fig. 2d), indem die resultierenden Werte der parallelgeschalteten Induktivitäten (L_A, L_B) und Kapazitäten (C_A, C_B) eine ähnliche Verstimmung gegenüber der Netzfrequenz

$$v = (1 - \omega_0^2/\Omega^2) \quad (7)$$

liefern wie der einzelne Saugkreis (X_A, C_A) im stationären Zustand. Wird der ohmsche Widerstand des Kreises vernachlässigt, so verschwindet auch das Dämpfungsdekrement (δ) aus

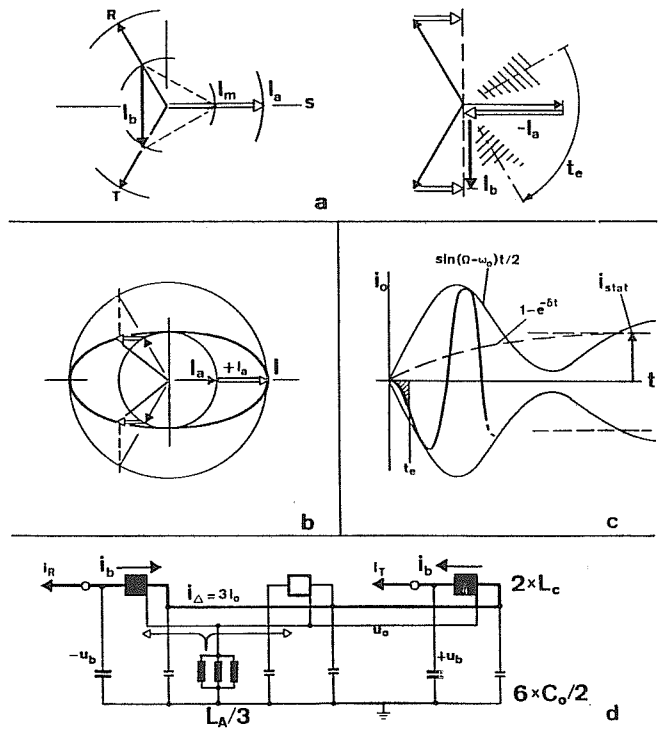


Fig. 3 Transiente Vorgänge zwischen dem ersten Lastwechsel in der a-Achse und dem Hauptausschalten in der b-Achse (1 Trafo vollständig aus)

a Entstehung der b-Achse, Stromübergang im geschalteten Zweig A

| | |
|--------------------|---|
| I_m | Mitsystem-Stromkomponente (= $-I_g$ Gegensystemstrom) |
| I_a | Strom der a-Achse: links gleich symmetrischer Strom vor dem Schalten, und rechts ($-I_a$) überlagerter Achsenstrom |
| I_b | Strom der b-Achse: resultierender Strom der nicht geschalteten Phasen R und T, links Überlagerung aus Mit- und Gegensystemkomponenten, rechts aus Phasenströmen und korrigierendem Achsenstrom ($I_R, I_T + I_a/2$) |
| $t_e \approx 5$ ms | approximative Einwirkzeit der Nullsystemspannung auf den Nullzweig (= Einschwingdauer zwischen den Schaltvorgängen) |

b Stromübergang im nicht geschalteten Zweig B

$I = 2 I_a$ praktisch unveränderter Gesamtstrom

c Idealisierter Einschwingvorgang des Nullstromes i_0 beim Anschluss eines verstimmtten Kreises an eine harmonische Nullspannung in Sinusphasenlage

d Zweikreisige Schwingung für den allpolig abgeschalteten Transformator A beim Abschalten der letzten beiden Ströme i_R und i_T

| | |
|---------------------|---|
| $\pm u_b, u_0$ | Gegentakt- und Gleichtakt-Schwingspannungen (Mit- und Nullsystem) |
| i_A | Erd-Ausgleichsstrom durch die Löschspleule |
| $C_0 = 0,075 \mu F$ | Leerlaufkapazität des Transformators je Phase |
| $L_c = 0,003$ H | Kurzschlussinduktivität des Transformators |
| $L_A = 0,515$ H | Nullinduktivität der Löschspleule |

dem Lösungsansatz für die allgemeine LRC-Schaltung (Fig. 1). Man erhält somit eine aus dem Nullpunkt heraus sich entwickelnde Schwebung (Fig. 3c):

$$i_0(t) = \frac{u_0}{\Omega L \cdot v} (\cos \Omega t - \cos \omega_0 t) = -2 \frac{u_0}{\Omega L \cdot v} \cdot \sin(\Omega + \omega_0) t/2 \cdot \sin(\Omega - \omega_0) t/2 \quad (8)$$

Bei genügend kleinem $t = t_e$ darf man die Sinusfaktoren durch ihre ersten Reihenglieder $\left(\frac{\Omega + \omega_0}{2}\right) \cdot \left(\frac{\Omega - \omega_0}{2}\right) \cdot t_e^2$ ersetzen, so dass die Verstimmung v aus dem Produkt $\Omega^2 t_e^2 v/4$ in Gl. (8) durch Kürzen herausfällt. Dies führt zu dem einfachen aber anschaulichen Resultat, in welchem die den Strom verursachende Nullspannung durch eine über $1/4$ Periode gehende Rampe ersetzt wird; das ist eine lineare Funktion für die von null aus steigende Lichtbogenspannung, vorstellbar als die einhüllende Tangente an den Grundwellensinus mit approximativer Amplitude u_0 nach Gl. (5). Das Resultat kommt auch unmittelbar heraus, wenn man nur die Spulenspannung im Anlaufzeitbereich integriert, wobei der Kondensator als dauernd kurzgeschlossen angesehen wird:

$$L_A \cdot di/dt = u(t) = u_0 \Omega t$$

$$i_0 = i_0(t_e) = \int_0^{t_e} u dt / L_A = \frac{u_0 \Omega}{2 L_A} \cdot t_e^2 \quad (9)$$

Das Einsetzen von Zahlenwerten in diese Beziehung liefert einen Grenzwert des Nullstromes, welcher mit dem Oszillogramm der transienten Schaltspannungen in Fig. 4a vereinbar

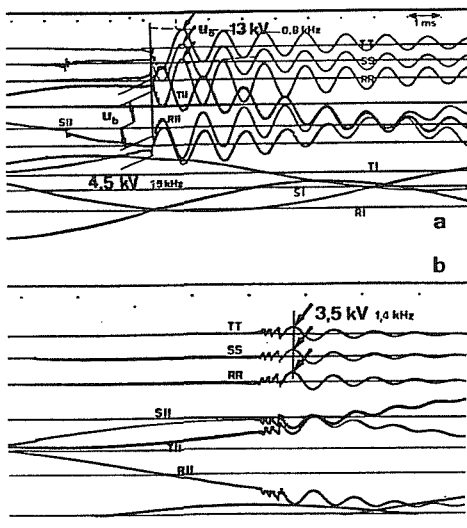


Fig. 4 Oszillogramme zum Trafo-Lastumschalten

a Nennlast abschalten im UW Herrliberg, Druckluftschalter (T) 450 A

Es sind nur die Indices der gemessenen Phasenspannungen angegeben. Pfeile mit Spannungs- und Frequenzangaben beziehen sich auf die Amplitudenwerte der betreffenden Teil-schwingungen, wobei

u_b, u_0 Amplitude der Gegentakt- bzw. Gleichtakt-Schwingspannung

RI, SI, TI Index für Phasenspannungen vor dem Schalter
 RII, SII, TII Index für Phasenspannungen nach dem Schalter
 RR, SS, TT Index für Differenzspannungen über dem Schalter (I-II)

b Teillast 40% im UW Stäfa, ölärmer Leistungschalter 180 A

ist: $\Omega = \pi \cdot 100 \text{ s}^{-1}$, $u_0 = 0,65 \text{ kV}$, $L_A = 515 \text{ mH}$, $t_e = 5 \text{ ms}$, $i_0 = 5 \text{ A}$.

Der gesamte Erd-Ausgleichsstrom in Fig. 3d beträgt $i_A = 3 i_0 = 15 \text{ A}$. Er fließt beim Sternpunkt in die Transformatorwicklung und in die mit der Wicklung zusammenhängenden Kapazitäten hinein. Ohne dass in der abgeschalteten Unter-spannungsklemme (16 kV) ein Strom fließen würde ($i_s = 0$), kann die gleichphasige Durchflutung zweier Transformator-schenkel (R, T) von der Primärwicklung aus (50 kV) ausgeglichen werden, wenn diese geerdet ist; andernfalls wird ein Ausgleichsstrom in der 3phasig angeschlossenen Primärwick-lung für eine gleichmässige Magnetisierung der Transformator-joche sorgen, und die sog. Jochstreuinduktivität ist als kleiner Zuschlag zur Löschspuleninduktivität zu berücksichtigen. Die Schwingungen des Hauptvorgangs beim Abschalten der b-Achse finden in einem solchen Modus statt, dass zwei Schwingkreise erregt werden: Nachdem die Netzkapazitäten C_A, C_B vom Transformator getrennt sind, sehe man die Schwingkreise zwischen den Induktivitäten L_c, L_A und den Wicklungskapazitäten C_0 , worin auch die Kapazität eines im Unterwerk verlegten kurzen Zuführungskabels zu rechnen ist. Man kann sich die Leerlaufkapazität des Transformators C_0 konzentriert vorstellen: als II-Ersatzschaltung mit jeweils $C_0/2$ beidseitig an der Kurzschlussinduktivität L_c angeordnet in jeder Phase. Dann wird das Mitsystem (die verkettete b-Achse, Phasen R und T in Reihe), falls die Phasenströme gleichzeitig löschen, einen Schwingstrom über beide Induktivitäten in Reihe ($2 L_c$) und über die Randkapazitäten in Reihe ($C_0/4$) aufnehmen, so dass die Phasen gegeneinander schwingen wie mit der einfachen Mitsystemfrequenz f_b aus $L_c \cdot C_0/2$. Das Nullsystem enthält den anderen Schwingkreis, der durch die Löschspule ($L_A/3$) und die Summe aller Phasenkapazitäten ($3 C_0$) gebildet wird, wobei die Eigenfrequenz f_0 ersatzweise nur mit den Phasenwerten aus $L_A \cdot C_0$ berechnet werden darf. Schwingungen im Nullsystem (die «Nullschwingungen») erkennt man am gleichzeitigen bzw. gleichphasigen Verlauf aller drei Phasenspannungen. Sie gehen auf die in der Löschspule zum Zeitpunkt des Hauptvorgangs noch bestehende magne-tische Feldenergie zurück, welche die Anregungsbedingung für die Nullschwingungen liefert, die beim Lastschalten im ge-löschten Netz praktisch unvermeidlich sind. Das Modell von Fig. 3d hat schliesslich 4 Kennwerte aus 2 Schwingkreisen auf-zuweisen, die Eigenfrequenzen und Schwingungswiderstände im Mit- und im Nullsystem:

$$\begin{aligned} \text{aus } L_c \cdot 0,5 C_0 \quad f_b &= (0,003 \text{ H} \cdot 0,037 \mu\text{F})^{-0,5/2} \pi = 15 \text{ kHz} \\ X_b &= (0,003 \text{ H}/0,037 \mu\text{F})^{0,5} = 0,28 \text{ k}\Omega \\ \text{aus } L_A \cdot C_0 \quad f_0 &= (0,515 \text{ H} \cdot 0,075 \mu\text{F})^{-0,5/2} \pi = 0,8 \text{ kHz} \\ X_0 &= (0,515 \text{ H}/0,075 \mu\text{F})^{0,5} = 2,62 \text{ k}\Omega \end{aligned} \quad (10)$$

4. Einfluss des Schalters

Die Vorgänge von Fig. 4a und b sind grundsätzlich nur zu unterscheiden durch das Ausmass, in welchem der b-Achsen-Strom früher oder später abgerissen worden ist, bei qualitativ gleichwertiger Schaltung (Fig. 3d) und quantitativ leicht ver-änderten Parametern (L_A, C_0). Der Druckluftschalter (4a) hat den grösseren Laststrom früher unterbrochen als der ölarme Leistungschalter (4b) den kleineren Strom (vergleiche Lös-zeitpunkte t_1, t_2 in Fig. 5). Dies hat aber keinen wesentlichen Einfluss auf die Nullkomponente. Die Nullschwingspannung

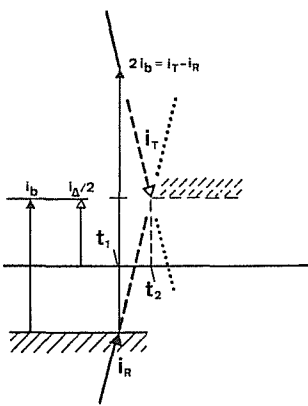


Fig. 5 Gleichzeitiges Löschen in der b-Achse ($i_{R,T} = i_{\Delta}/2$) bedingt Abreißen eines Nullstromes ($i_{\Delta}/2$)

- i_R, i_T Phasenströme der b-Achse
 $0,5 i_{\Delta}$ Wert der Phasenströme in deren Schnittpunkt (= halber Erd-Ausgleichsstrom)
 i_b halbe Phasenstromdifferenz im Zeitpunkt t_1 (= b-Achsen-Strom)
 t_1 früher Löszeitpunkt (Druckluftschalter Fig. 4a); der Strom der Phase R unterschreitet seine Stabilitätsgrenze (///) und reißt den Strom der Phase T mit
 t_2 später Löszeitpunkt (Fig. 4b); der Strom der Phase R geht erst durch Null und wird dann vom Strom der Phase T mitgerissen: die Mitsystemschwingungen werden besonders klein ($i_b = 0$)

hängt ab vom Nullstrom ($X_0 \cdot i_0$, Gl. 14), der Strom von der momentanen stationären Spannung ($i_0 \sim u_0$, Gl. 9) und diese wiederum vom Belastungsstrom (Gl. 4, 5), somit gilt: die Nullschwingspannungsamplitude ist proportional zum Belastungsstrom

$$u_0(f_0) \sim I(50 \text{ Hz}) \quad (11)$$

Das Oszillogramm in Fig. 4b zeigt ein für kleine induktive Ströme typisches Sägezahnverhalten, ähnlich der Einschwingform bei leerlaufenden Transformatoren. Solches Verhalten wird verursacht durch geringe elektrische Festigkeit des gerade öffnenden ölarmlernen Schalters. Periodisches Wiederzünden und -löschen baut die Schwingungsamplituden so weit ab, dass anstelle des erwarteten Wertes der wiederkehrenden Spannung in Höhe von $13 \text{ kV} \cdot 180/450 = 5,2 \text{ kV}$ nur eine Amplitude von $3,5 \text{ kV}$ gemessen werden kann.

Die Existenz des Nullstromes bewirkt ein Ungleichgewicht der Phasenströme, so dass deren Schnittpunkt nicht auf die Zeitachse fällt (Fig. 5). Die b-Achse ist geöffnet, sobald einer der Phasenströme (i_R, i_T) unterbrochen ist; dann führt der andere Pol den Strom seiner Phase als Nullstrom (50 Hz) nur noch wenig länger: Der Strom reißt nämlich in beiden Phasen praktisch gleichzeitig ab, weil die Lichtbogenstabilität des letzten Schalterpols durch das Löschen des vorletzten Pols entscheidend verschlechtert wird. Somit ist das Auftreten der Null-Schwingspannung unvermeidlich.

Angenommen, es gibt einen unteren Stromgrenzwert in Höhe des halben Erdstroms $\pm i_{\Delta}/2$ in Fig. 5, an welchem

frühzeitiges Löschen der b-Achse durch i_R bei t_1 erfolgt, so wird

$$\left. \begin{aligned} i_R &= -i_b + i_{\Delta}/2 \\ i_T &= +i_b + i_{\Delta}/2 \end{aligned} \right\} i_b(t_1) = i_{\Delta} = 3 i_0 \quad (12)$$

Damit erklärt sich die relativ stark ausgeprägte schnelle Mitsystemschwingung in Fig. 4a, ausgerechnet

$$u_b(15 \text{ kHz}) = X_b \cdot i_b = 0,28 \cdot 15 = 4,2 \text{ kV} \quad (13)$$

Die Mitsystemschwingung fehlt fast völlig in der mittleren nicht angeregten Phase (S). Sie fehlt praktisch auch im anderen Oszillogramm Fig. 4b, wo man das späte Löschen (t_2) vermuten kann. Der zugehörige Nullvorgang zum selben Fall (Fig. 4a und Gl. 13) kann ebenfalls berechnet werden:

$$u_0(0,8 \text{ kHz}) = X_0 \cdot i_0 = 2,62 \cdot 5 = 13 \text{ kV} \quad (14)$$

5. Zusammenfassung

Es wird über das Lastausschalten an einem Transformator in zwei Unterwerken berichtet, mit Leistungsschaltern verschiedener Konstruktionsprinzipien. Dabei zeigt sich besonders deutlich (d.h. deutlicher, aber nicht grundsätzlich anders als beim Leitungsabschalten), dass die Formen wiederkehrender Spannungen beim Lastabschalten im gelöschten Netz mit den bekannten Vorstellungen vom Kurzschlussabschalten nicht vereinbar sind:

1. Im Gegensatz zu den bekannten Voraussetzungen über die Eigenfrequenzen von Transformatoren [6] und die Eigenschwingungsamplituden [1; 2] spielt im gelöschten Netz die Null-Eigenfrequenz des abgeschalteten Netzteils eine besondere Rolle.

2. Dass etwa der erstschaltende Pol besonders beansprucht wäre, trifft bei Lastabschaltungen im gelöschten Netz überhaupt nicht zu. Die Messungen zeigten, dass bei verschiedenen Schalthandlungen im Zweitvorgang (b-Achse) die grössere Spannungsbeanspruchung aufgetreten ist; die relativ grössten Schwingspannungen reichten beim Ringauftrennen in die Größenordnung der Nennspannung, im Vergleich zu einer stationären Schalterspannung in Höhe von höchstens der Kurzschlußspannung.

Literatur

- [1] Disjoncteurs à courant alternatif à haute tension. Quatrième partie: Essais de type et essais individuels. Troisième édition. Publication de la CEI N° 56-4, 1972.
- [2] Bestimmungen für Wechselstromschaltgeräte für Spannungen über 1 kV. Teil 3: Lastschalter. VDE 0670 Teil 3/2.66.
- [3] E. Vogelsanger und H.G. Gerlach: Untersuchungen über die wiederkehrende Spannung nach Lastabschaltungen in Mittelspannungsnetzen. FKH-Bericht A 77/6. Zürich, Forschungskommission für Hochspannung, 1978.
- [4] H. Edelmann: Normierte Komponentensysteme zur Behandlung von Unsymmetrieaufgaben in Drehstrom- und Zweiphasennetzen (mit besonderer Berücksichtigung der Erfordernisse des Netzmodells). Arch. Elektrotechn. 42(1956)6, S. 317...331.
- [5] R. Rüdberg: Elektrische Schaltvorgänge in geschlossenen Stromkreisen von Starkstromanlagen. Vierte Auflage. Berlin/Göttingen/Heidelberg, Springer-Verlag, 1953.
- [6] Tensions transitoires de rétablissement relatives à la coupure de courants de court-circuits limités par des transformateurs. Rapport Cigré N° 13-07, 1970.

Adresse des Autors

Dr. Ing. H.G. Gerlach, Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen (FKH), Seefeldstrasse 301, Postfach 8034 Zürich.