

Eigenfrequenzen, Moden und Anregungsformen der wiederkehrenden Spannung beim Ausschalten eines Lichtbogenofens im isolierten Netz

Von H. G. Gerlach

621.3.064.2 : 621.365.2;

Es wird ein Lichtbogenofen als charakteristisches Beispiel des Schaltens von schweren Lasten in der Mittelspannungsebene industrieller und städtischer Netze behandelt. Dieses Beispiel und dasjenige in [1] umfassen im wesentlichen den ganzen Bereich transienter wiederkehrender Spannungen, welche man beim Ausschalten starker Lastströme zu erwarten hat. Die eigenfrequenten Schwingungserscheinungen, die durch einen plötzlichen Abfall der Spannung bzw. des Stroms angeregt werden, kommen nicht eine ohne die andere vor. Die Versuchsbedingungen in [1] haben die vom Schalter beeinflusste stromerregte Komponente begünstigt, während die Bedingungen des hier untersuchten Lastfalles eine besonders kleine stromangeregte gegenüber einer grossen spannungserregten Komponente zur Folge haben. Als ein leistungsfähiges mathematisches Hilfsmittel für die Schwingungsrechnung wird die 2-Achsen-Theorie verwendet, und es wird der Vergleich zwischen oszillografischer Messung und berechneter Kurvenform angestellt.

Un four à arc est traité comme exemple caractéristique du phénomène de la coupure d'une charge importante dans un réseau industriel ou urbain à tension moyenne. Cet exemple et celui dans [1] couvrent essentiellement toute la gamme de la tension transitoire de rétablissement qu'on pourra obtenir en déclenchant des courants de forte intensité. Les phénomènes d'oscillation à fréquence propre obtenus par chute soudaine soit de la tension soit du courant ne surviennent pas les uns sans les autres. Contrairement aux conditions d'essais selon [1] qui ont favorisé la composante due au courant, les conditions lors du déclenchement dans le cas présent sont telles que la composante due au courant est particulièrement petite par rapport à celle due à la chute de tension. Comme aide mathématique puissante pour le calcul d'oscillations, la théorie des deux axes est introduite, puis une comparaison entre la mesure oscillographique et la forme d'onde calculée est présentée.

1. Einleitung

Auf Grund von Schaltversuchen in verschiedenen Hochspannungsnetzen [2] und im Anschluss an die Darstellung über typisches Stromabreissen beim Lastabschalten in gelöschten Netzen [1] soll versucht werden, die praktische Netzerfahrung durch weitere Modellanalysen zu untermauern. Es soll also versucht werden, an Hand von möglichst einfachen Anordnungen ein Prinzip erkennen zu lassen. Es wird darum ein Modellfall untersucht, welcher die wesentlichen Elemente einer Drehstromschaltung in einfachster Anordnung enthält, ein Lichtbogenofen (induktive Industrie-Einzellast), der letztlich auch als «Stichleitung» angesehen werden kann (Fig. 1). Dabei entfällt die Komplikation des Sternpunktanschlusses (sog. isoliertes Netz). Ganz bewusst wird das Abschalten eines starken induktiven Stroms im isolierten Netz dem Ringauftrennen im gelöschten Netz [1] gegenübergestellt. Man stelle sich vor, dass sich die in der Praxis vorkommenden Formen wiederkehrender Spannungen zwischen den beiden Grenzwerten ansiedeln und sogar berechnen lassen, wenn die betreffenden Netzdaten genügend bekannt sind, selbst wenn die Netzstruktur weniger einfach als in den behandelten Fällen sein sollte.

Um die Richtigkeit der entwickelten Modellvorstellungen zu überprüfen, und um die Teilvorgänge in verschiedenen Anregungsarten ausschlagen zu lassen, wurden die Ausschaltversuche mehrfach durchgeführt, u. a. auch mit teilweise überbrückten Kontakten eines 3poligen Leistungsschalters. Die 1polige Kurzunterbrechung (2 überbrückte Kontakte) kommt bei jedem Drehstrom-Ausschaltvorgang tatsächlich vor. Im isolierten Netz hat der 1polige Erstvorgang ähnlich wie bei einer Kurzschlussabschaltung die grösste Bedeutung, weil der erstunterbrechende Schalterpol mit der höchsten wiederkehrenden Spannung (1,5mal Phasenspannung) belastet wird [1, Fig. 2c]. Der Schaltfall einer 2poligen Abschaltung (1 Schalterpol überbrückt) hat zwar kaum praktische Bedeutung, er

gibt aber bestmögliche Aufschlüsse über Schaltungsstrukturen und Anregungsformen.

Wenn man davon ausgeht, dass es das ideale Wechselstromschalten [1, Fig. 1c] überhaupt nicht gibt, und dass ein beispielhafter induktiver Lastfall ähnlich wie das bekannte Kurzschlussabschalten [3] dem Idealfall sog. unbeeinflusster Schwingspannung [4] höchstens nahekommmt, dann sollten die in [1] herausgestellten Abreissphänomene auch in den hier behandelten Modellen nicht übersehen werden. Tatsächlich enthält die *transiente* wiederkehrende Spannung jedes Ausschaltvorgangs Eigenschwingungskomponenten in Cosinus- und in Sinusphasenlage (mit Bezug auf den Löszeitpunkt), wobei die letzteren durch das Stromabreissen hervorgerufen sind und grundsätzlich mit derselben Ungewissheit wie der betreffende (abgerissene restliche) Strom behaftet sind.

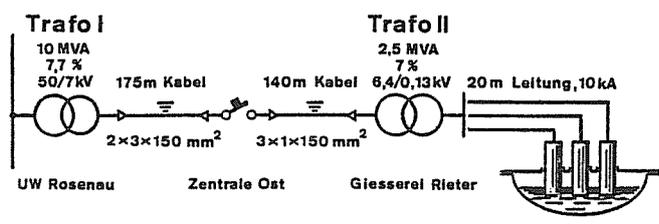


Fig. 1 Typischer Schaltfall aus einer Reihe induktiver Abschaltungen im isolierten Netz des EW Winterthur

Lichtbogenofen 2,5 MVA; kurzzeitig im Elektrodenkurzschluss mit 5 MVA $\cos \varphi = 0,3$ betrieben.	
Nennimpedanz der Speiseseite (Trafo I)	4,9 Ω
Kurzschlussimpedanz	0,38 Ω
Kurzschlussinduktivität je Phase	$L_1 = 0,0012$ H
Lastseitige Impedanz (Trafo II, Hochstromleitung und Ofen)	8 Ω
Lastinduktivität je Phase	$L_2 = 0,025$ H

Kabelkapazitäten:

UW Rosenau–Zentrale Ost, Betriebskapazität je Phase	$C_s = 0,19$ μ F
Kopplungskapazität	$C_k = 0,03$ μ F
Erdkapazität	$C_1 = 0,1$ μ F
Zentrale Ost–Ofentrafo, Erdkapazität	$C_2 = 0,05$ μ F

2. Abschaltung mit 2 dreiphasigen Eigenkreisen

Das Ausschalten von Lastströmen mit geringer induktiver Komponente hat wenig spezifische Formen der wiederkehrenden Spannung hervorgebracht [2]; im Grenzfall reinen Wirklaststromes fehlt die Einschwingspannung überhaupt oder wird lediglich durch Stromabreissen angeregt [1]. Zur Darstellung einer Lastausschaltensituation wie im Kurzschluss ist eine grosse Spannungsanregung nötig, d.h. ein hoher Momentanwert der wiederkehrenden Spannung. Dies ruft einem Schaltfall mit grundsätzlich induktivem Verbraucher auf der Lastseite des Schalters, beispielsweise mit einem Lichtbogenofen ohne Kompensationsbatterie nach Fig. 1.

Je ein Schwingkreis pro Phase vor und hinter dem Schalter (die Eigenkreise) kommen dadurch zustande, dass man die elektrischen Daten der Kabelleitungen und der Impedanzen zu konzentrierten Schaltungselementen zusammenfasst (Fig. 2a). Dies ist bei einem geradlinigen Stichleitungsmodell strenggenommen nur zulässig, wenn auch die zusätzliche Bedingung, dass verteilte Leitungsbeläge nicht zu weitläufig seien, erfüllt ist. Beispielsweise für den Eingangskreis heisst das, dass die Quellenimpedanz des 50-kV-Netzes gegenüber der Kurzschlussimpedanz des speisenden Transformators (Trafo I) vernachlässigbar ist. Die lastseitige Induktivität (L_2) liegt, nachdem die Grafit Elektroden tief in die flüssige Eisenschmelze eingefahren sind, fast ganz in den sekundären Hochstromleitungen. Die Parallelkapazitäten der Lastseite (C_2) sind im wesentlichen in den Einleiterkabeln konzentriert. Auf der Vorderseite des Schalters sind neben der Induktivität (L_1) die Erdkapazitäten (C_1) und die Kopplungskapazitäten (C_k) zweier paralleler Dreileiterkabel zu berücksichtigen. Die Seriewiderstände (Dämpfungen durch Kupferverluste) werden vernachlässigt.

Nach der 3phasigen Netzstruktur in Fig. 2 ist ohne weiteres zu übersehen, dass die Vermaschung des Netzwerkes jeweils eine andere ist, wenn die Schalterpole alle offen oder geschlossen (symmetrisch aus oder ein), oder wenn nur ein Teil der Kontakte geöffnet ist. Die Eigenfrequenzen (allgemeiner:

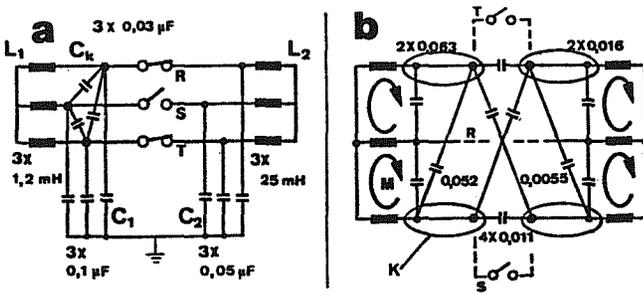


Fig. 2 Dreiphasige Netzwerke für unsymmetrische Kontaktverhältnisse

- a Schalterpol S offen. Die Symmetrieachse des Systems fällt mit Phase S zusammen. Die Sternpunkte der Kapazitäten C_1 , C_2 (Erde) sind entbehrliche Knotenpunkte; wenn man den Erdpunkt auflöst, entstehen erdfreie Ersatzkapazitäten wie in Fig. b
- b Schalterpole S und T offen. Die Symmetrieachse des Systems fällt mit der durchverbundenen Phase R zusammen. Der kapazitive Sternpunkt ist aufgelöst (erdfreies System mit geänderten Kapazitätswerten in μF). Betrachtet man die mittleren Zweige der Induktivitäten (R) als linear abhängig, so gibt es 4 unabhängige Maschen M (Ströme $i_1 \dots i_4$) sowie 4 unabhängige Knoten K (Spannungen $u_1 \dots u_4$ gegenüber dem Mittelleiter R), welche zusammen ein Gleichungssystem im 8. Rang begründen, aus dem 4 imaginäre Doppelwurzeln (die Eigenfrequenzen) hervorgehen, nämlich 2,9–4,5–9,9–10,5 kHz [2].

Eigenwerte) des Problems berechnen sich aus der charakteristischen Gleichung des simultanen linearen Differentialgleichungssystems für Ströme und Spannungen, die nach den Kirchhoffschen Regeln für unabhängige Knoten und Maschen angesetzt werden. Dabei geht es nur um den Ausgleichvorgang, also um ein homogenes Gleichungssystem mit nur Nullen auf der rechten Seite, so dass die Quellenspannungen der Phasen durch Kurzschlüsse ersetzt werden (Sternpunkt von L_1). Der Sternpunkt der Kapazitäten (Erdsymbol) stellt einen nicht unabhängigen, entbehrlichen Knotenpunkt dar, den man auflösen darf, indem die über Erde führenden kapazitiven Verbindungen auf andere Kopplungszweige verteilt werden. Ein solches Verfahren entspricht der stufenweisen Reduktion des Gleichungssystems (Prinzip des Gauss-Algorithmus); es darf bei den Differentialgleichungen nur angewendet werden, falls die Gesamtheit der Strahlen-Leitwerte Y_{j0} von allen Knoten j zum eliminierten Knoten 0 einheitliche Phasenlage aufweist, d.h. nur Widerstände, nur Kapazitäten oder nur Induktivitäten umfasst.

Die Admittanzen zwischen zwei Knoten i und k (ϵ_j) berechnen sich mit Hilfe der Sternstrahlen Y_{i0} , Y_{j0} , Y_{k0} zu

$$Y_{ik(\text{neu})} = Y_{ik(\text{alt})} + Y_{i0} \cdot Y_{k0} / \left(\sum_j Y_{j0} \right) \quad (1)$$

Beispielsweise bestimmt sich die den offenen Kontakt (S) in Fig. 2a vertretende Ersatzkapazität mit $Y_{ik} = j\omega C_{ik} = j\omega C_{SS}$ zu $C_{SS} = 0,011 \mu\text{F}$.

Im Falle der 2polig geöffneten Verbindungen (Fig. 2b) ergibt sich der gleiche Kapazitätswert für beide offenen Kontakte; die Verbindung R ist geschlossen: Sie diene als Referenzpotential für das Modell des isolierten Netzes mit unzugänglichen Sternpunkten (sog. V-Schaltung).

Der Vorteil der 3phasigen Netzwerkdarstellungen besteht allenfalls darin, dass keine Voraussetzungen über die Verteilung der Schaltungsparameter getroffen worden sind (keine Phasensymmetrie), dass also das Problem in der allgemeinsten Form, mit beliebigen induktiven oder kapazitiven Phasenkopplungen, angepackt werden könnte. Nachteilig ist die grosse Zahl der Gleichungen, entsprechend der Anzahl unabhängiger Maschen und Knoten (Legende Fig. 2).

3. Vereinfachte Ersatzschaltungen in Zachsigen Komponenten

Die symmetrischen Komponenten werden normalerweise dazu benutzt, unsymmetrische stationäre Zustände in zyklisch symmetrischen Drehstromsystemen auf einfache Ersatzschaltungen aus Komponentennetzwerken zurückzuführen [1]. Dabei steht eine Zustandsvariable (Mit- oder Gegen- bzw. Null-Komponente m, g bzw. 0) für je 3 gleichverteilte Ströme oder Spannungen, und die Netzwerke enthalten nur je 1 statt 3 Stränge. Diese Gleichverteilungsmuster kennzeichnen je einen bestimmten Schwingungsmodus, und die Komponenten werden auch modale Komponenten genannt. Während aber die symmetrischen Komponenten unbestritten praktisch sind zur Behandlung jener erzwungenen Schwingungen, die sich bei Anregung durch eine 3phasige Quelle ergeben (Quellenspannung *nur* im Mitsystem), drängen sich im Falle von *freien* Ausgleichsvorgängen andere Modalkomponenten auf.

Es gibt 3 freie Schwingungsmoden in einem einzelnen sterngeschalteten Drehstrom-Schwingkreis: Die *a*-Achse (z.B. die Sa-Achse gleich Phase S in Reihe mit R und T parallel)

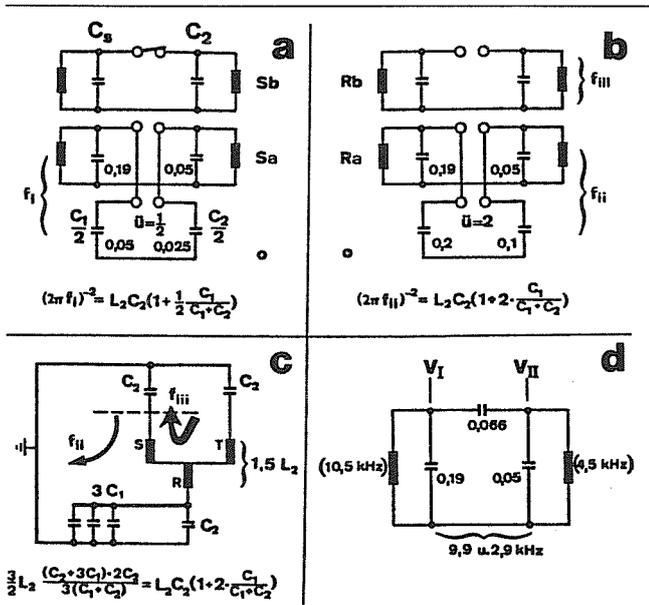


Fig. 3 Vereinfachte Ersatzschaltungen für die dreiphasige Netzstruktur von Fig. 2

Kapazitäten in μF ; \ddot{u} Admittanzübersetzung in der 0-Achse; f_i, f_{ii} Eigenfrequenzen bei einem (i) oder zwei (ii) offenen Schalterkontakten, wenn jeweils die Mitsystemkapazitäten C_s als kurzgeschlossen betrachtet werden

- a Zweiachsiges Netzwerk in Sa-, Sb- und 0-Achsen für 1polig offenen Schalter anstelle von Fig. 2a
- b Zweiachsiges Netzwerk in Ra-, Rb- und 0-Achsen für 2polig offenen Schalter anstelle von Fig. 2b
- c Phasenschwingschaltung; Schwingungsmodus Ra + b bei erdfreier Spannungsmessung S oder T gegen R zum 2polig offenen Schalter (vgl. Fig. 5b), sonst Modus Ra + b + 0 (Fig. 4b)
- d Reduziertes 2kreisiges Modell anstelle von Fig. 3b. Netzseitige Impedanzen nicht kurzgeschlossen

und die *b*-Achse (Sb-Achse gleich Phasen R und T in Reihe) mit gegenseitigem Phasenabstand 90° sind untereinander gleichwertige Teilbereiche der Raumordnung des verketteten Dreileitersystems, analog dem Mit- und Gegensystem, die den Sternpunkt nicht belasten. Im Gegensatz dazu steht die *0*-Achse mit gleicher Bedeutung wie das Nullsystem: alle Phasen gleichgeschaltet und über den Sternpunkt angeschlossen. Dreiphasige (m, g, 0) und zweiachsige Komponenten (a, b, 0) sind mathematisch verwandt. Ihr Zusammenhang mit dem Phasensystem und untereinander beruht auf Ähnlichkeitstransformationen an der Impedanzmatrix, so dass die Invarianz der Eigenwerte beim Übergang vom einen zum anderen Koordinatensystem sichergestellt ist [5].

Die Resultate lassen sich anschaulich interpretieren (Fig. 3). In jedem ungestörten symmetrischen Zustand des Schalters (Kontakte offen oder geschlossen) sind die Achsennetze a, b, 0 entkoppelt. Beispielsweise sind im Betrieb alle 3 Kontakte ohne Querverbindungen unter den Netzwerken als geschlossen zu betrachten. Das 2-Achsen-System unterscheidet sich dann vom 3-Komponenten-System durch die Anordnung der Quellen (a- und b-Achsen beide bzw. die m-Komponente allein gespeist). Unsymmetrische Zustände des Schalters haben Komponentenverbindungen zur Folge: Parallelschaltung der Achsennetze (Fig. 3a und 3b) bzw. der Komponentennetze [1, Fig. 2c]. Dabei bieten die a, b, 0-Achsen den Vorteil einer formal gleichartigen Behandlung beider Unsymmetrie-

Situationen, indem das Nullsystem mittels Admittanzübersetzung $\ddot{u} = 0,5$ bzw. $\ddot{u} = 2$ angeschlossen ist.

Betrachtet man zuerst die Situation des erstschtenden Pols, so stellt man die grundsätzliche Äquivalenz des 2-Achsen-Netzwerks (Fig. 3a) mit dem 3-Komponenten-Netzwerk [1, Fig. 2c, rechts] fest: Bei kurzgeschlossener Quelle steht die Nulladmittanz über dem Schalter jeweils im Verhältnis 1 : 2 zur vereinigten Admittanz der Mit- und Gegensystemkomponenten.

Die Mitsystemkapazität C_s (symmetrische Betriebskapazität aus Umrechnung des Phasenkopplungstripels C_k auf den Sternpunkt in Fig. 2a beträgt $C_s = C_1 + 3 \cdot C_k = 0,19 \mu\text{F}$. Sie kann unter Umständen ausser Betracht fallen, wenn die vordere Induktivität L_1 als genügend klein bzw. als Kurzschluss angesehen wird. Angenähert (Legende Fig. 3) ist die Lastseite somit dreier Eigenfrequenzen fähig, die nach der Thomson-Formel

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{L \cdot C}} \quad (2)$$

mit lediglich einer Induktivität L_2 und mit verschiedenen Kapazitätswerten zu berechnen sind, wobei die Indices i, ii, iii die Zahl der offenen Schaltkontakte andeuten sollen (Fig. 3a, 3b). Ist f_{iii} die entkoppelte Last-Eigenfrequenz (L_2, C_2)

$$f_{iii} = 4,5 \text{ kHz} \quad (3)$$

so folgen aus Fig. 3a und 3b die Kopplungsfrequenzen f_i, f_{ii} durch Mitbeteiligung von Nullsystemkapazitäten mit verschiedenem Gewicht $\ddot{u} = 0,5$ bzw. $\ddot{u} = 2$. Mit $C_1/(C_1 + C_2) = 2/3$ erhält man

$$f_i = 3,9 \text{ kHz} ; f_{ii} = 2,9 \text{ kHz} \quad (4)$$

Im Schaltfall von Fig. 3b stellt man fest, dass die Kopplungsfrequenz f_{ii} (unten) gleichzeitig mit der ungekoppelten f_{iii} (oben) auftritt, da offene Kontakte Schwingungsfähigkeit bedeuten. Man ersieht die Äquivalenz von 2-Achsen-Modell (Fig. 3b) und Phasenschwingschaltung (Fig. 3c) an der Übereinstimmung der charakteristischen LC-Produkte. Die Phasenschwingschaltung ermöglicht darüber hinaus einen tieferen Einblick in den überlagerten Schwingungsmodus: Die freigeschalteten Kapazitäten C_2 führen einen gemeinsamen Schwingstrom der Frequenz f_{ii} gleichverteilt und gleichphasig über die offenen Stränge (S, T), der über den geschlossenen Strang (R) und das Netz ($3C_1$) in entgegengesetzter Phasenlage abfließt. Die 3 Phasen der Schaltervorderseite schwingen gleichphasig im Nullsystem. Der Modus dieser Teilschwingung ist derjenige einer nach der Phase R orientierten Ra-Achse (nicht zu verwechseln mit der Sa-Achse der ersten Unterbrechung). Gleichzeitig kommt es unter den freigeschalteten Phasen zu einem Ladungsausgleich, der eine überlagerte Schwingspannung mit reiner Lasteigenfrequenz f_{iii} zur Folge hat. Diese Teilschwingung verläuft nach dem Modus einer im Verhältnis zur Phase R orthogonal orientierten Rb-Achse, mit Gegentakt in den Strängen S und T.

Die Schwingungen des Nullsystems kommen im isolierten Netz nur bei unsymmetrisch geschlossenem Schalter vor (Erstvorgänge der a-Achse mit Frequenz f_i in Fig. 4a und 4b). Diese Nullschwingungen beruhen auf der *Influenzierung* der Erdkapazitäten des speisenden Netzes C_1 , d.h. auf dem Mitschwingen des Sternpunktes nach dem Grundsatz, dass die Gesamtladung des Systems gegenüber Erde konstant bleiben

muss. Sie stehen im Gegensatz zu den in [1] ausführlich beschriebenen induzierten Nullschwingungen des gelöschten Netzes, welche nur bei allpolig offenem Schalter zu beobachten waren. Im isolierten Netz schwingt, wenn der Schalter voll offen ist, nur noch die b-Achse (Fig. 4a).

Die Nullschwingungen, mit denen der Sternpunkt des isolierten Netzes auf Unsymmetriesituationen reagiert, sind eine Folge kapazitiver Spannungsteilung zwischen freigeschalteten und mit dem Netz verbundenen Wicklungen der Lastinduk-

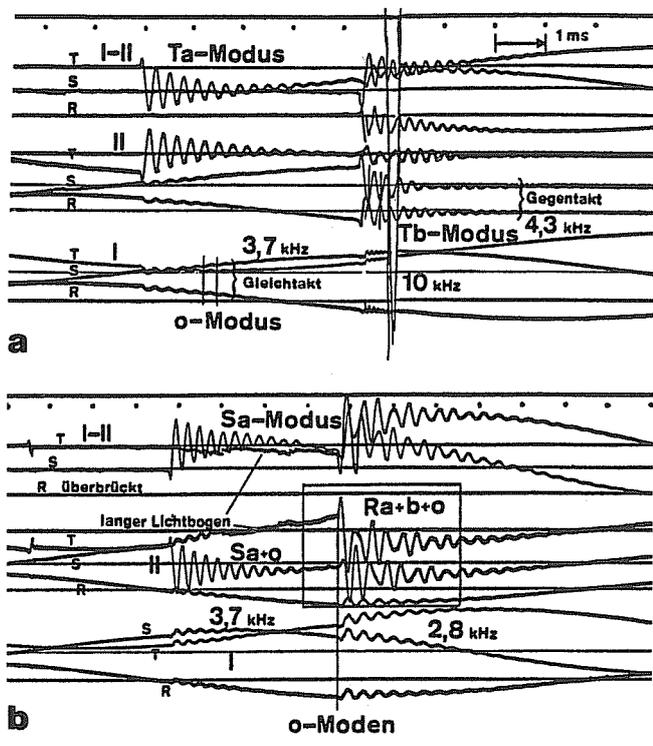


Fig. 4 Oszillogramme der wiederkehrenden Spannung beim Abschalten einer 5-MVA-Ofenlast mit einem Leistungsschalter (nach Fig. 1...3)

- 3 Spannungsgruppen, je Phasen R, S, T:
- I vor dem Schalter gegen Erde gemessen (Speiseseite)
 - II nach dem Schalter gegen Erde gemessen (Verbraucherseite)
 - I-II über dem Schalter in Differentialteilerschaltung gemessen (erdfrei)
- o-Modus: Schwingspannung des Netzsternpunkts gegen Erde
a-Modus: Erdfreie Schwingspannung der a-Achse, Anregung 1,5fache Phasenspannung im Erstvorgang
b-Modus: Erdfreie Schwingspannung der b-Achse, Anregung verkettete Spannung (aufgeteilt auf 2 Phasen) im Zweitvorgang (Fig. 4a)

Die gegen Erde gemessenen lastseitigen Schwingspannungen des a-Modus kommen nur in Verbindung mit dem o-Modus vor, beispielsweise die Amplitudenverhältnisse im Erstvorgang

von Fig. 4b: o-Modus Spannungen $u_I \sim -\frac{1}{6} E_S$ (Fig. 5a),
Sa-Modus Spannung $u_{SI-II} \sim \frac{3}{2} E_S$ und Spannung $u_{SII} \sim \frac{4}{3} E_S$
 $= \left(\frac{3}{2} - \frac{1}{6} \right) E_S$.

- a 3poliges Ausschalten: Erstvorgang in Phase T (Achse Ta 3,7 kHz), Zweitvorgang in Phasen R und S (Achse Tb 4,3 kHz)
b 2poliges Ausschalten: Erstvorgang in Phase S (Achse Sa 3,7 kHz), Zweitvorgang in Phasen S und T (Achse Ra 2,8 kHz, Achse Rb 4,3 kHz)

tivität (Fig. 3c); der netzseitige Anteil daran sinkt mit wachsender Kapazität C_1 . Im Grenzfall sehr grosser Eingangskapazität ($C_1 \rightarrow \infty$), z.B. im Fall gekoppelter Netztransformatoren plus Kabelnetz auf der speisenden Seite, verschwinden die Nullschwingungen, während gleichzeitig die Kopplungsfrequenzen ihrem absolut tiefsten Wert zustreben:

$$f_{i \min} = f_{iii} / \sqrt{1,5} = 3,7 \text{ kHz} ; f_{ii \min} = f_{iii} / \sqrt{3} = 2,6 \text{ kHz} \quad (5)$$

Die Modellanalyse wäre unvollständig ohne die Angabe von Schwingungswiderständen

$$X = \sqrt{L/C} , \quad (6)$$

welche bei der Amplitudenberechnung benötigt werden (Abschnitt 5), wenn es darum geht, den Einfluss des Schalters in Rechnung zu stellen [1]. Man sucht die induzierende Wirkung eines im Schwingkreis der Frequenz f_{ii} zirkulierenden Stromes (Strom der Phase R) auf die freigeschalteten Kapazitäten, d.i. die Spannung an der Kapazität $2C_2$, welche in der Frequenz f_{ii} angeregt wird, wenn der Schalter nicht ideal schaltet. In den gegen Erde gemessenen Schwingspannungen der Lastseite (Fig. 4, II) sind nur diese Spannungsabfälle des Schwingstroms an der Kapazität $2C_2$ bzw. C_2 (Modus a bzw. b) enthalten. Die entsprechenden kapazitiven Reaktanzen X_a, X_b können als Teilschwingungswiderstände angesehen werden (z.B. $X_b = 0,5 \sqrt{2} L_2 / 0,5 C_2 = \sqrt{L_2 / C_2}$ nach Gl. 6), oder einfach mit Hilfe der Eigenfrequenzen berechnet werden (f_{iii}, f_{ii} aus Gl. 3, 4)

$$X_a = \frac{1}{2\pi f_{ii} \cdot 2C_2} = 0,54 \text{ k}\Omega ; X_b = \frac{1}{2\pi f_{iii} \cdot C_2} = 0,7 \text{ k}\Omega \quad (7)$$

4. Spannungsanregung und reduziertes 2kreisiges Modell

Die Oszillogramme in Fig. 4 unterscheiden sich nicht in den Vorgängen des erstschaltenden Pols, sondern nur in den Zweitvorgängen beim Löschen der b-Achse (Tb-Achse in Fig. 4a und Sb-Achse in 4b). Der Zweitvorgang zum 2poligen Ausschalten (Pol R überbrückt) regt eine zusammengesetzte Schwingung in allen 3 Moden an, vgl. Oszillogrammausschnitt Ra + b + 0 in Fig. 4b und Phasenschwingschaltung Fig. 3c; er sei der Gegenstand weiterer Analysen. Dazu ist in Fig. 5a das Zeigerdiagramm des speiseseitigen Netzes dargestellt. Es zeigt die betreffenden Phasenspannungen in bezug auf den Netzsternpunkt (der konzentrische Mittelpunkt zweier Kreise) vor und nach dem Abschalten des einachsigen Laststromes I_{Sb} .

Die punktiert gezeichneten im U-Kreis eingeschriebenen Spannungen gehören zum symmetrischen Lastzustand vor dem Unterbrechen der Sa-Achse. Sind die belasteten Spannungen auf dem U-Kreis gegenüber den unbelasteten auf dem E-Kreis fixiert durch Betrag und Phase des Betriebsstromes (I_{Sa} in Phase S und Achse a) gemäss

$$U_S = E_S - jX_c I_{Sa}, \quad (8)$$

so ergeben sich die Phasenspannungen des einachsigen Zustandes zu:

$$\begin{aligned} U_S' &= E_S \dots \dots \dots \text{ auf dem E-Kreis} \\ U_R' &= E_R + 0,5 \sqrt{3} X_c I_{Sa} = E_R + jX_c I_{Sb} \\ U_T' &= E_T - jX_c I_{Sb} \end{aligned} \quad (9)$$

Die verkettete Spannung der belasteten Sb-Achse U_{Sb} unterscheidet sich nicht gegenüber der punktiert gezeichneten symmetrischen Lastspannung in derselben Achse, obwohl der

Differenzvektor $U_{Sb} = U_T' - U_R'$ gegenüber Sternpunkt und Kreislage um $-j0,5 X_c I_{Sa}$ parallelverschoben ist: $U_{Sb} = -j\sqrt{3} U_S$.

Die Eckpunkte des unsymmetrischen Spannungsdreiecks nach Gl. (9) folgen einem bekannten Ansatz in symmetrischen 120°-Komponenten. Die halbe Quellenspannung $E_S/2$ tritt in der Komponentenschaltung für 1polige Unterbrechung [1, Fig. 2c rechts] sowohl im Gegensystem als auch im Nullsystem auf, wobei die Nullspannung vor dem Schalten U_0' als Teilspannung an der speiseseitigen Nullsystemklemme gegen Erde im Verhältnis der Kapazitäten $C_1 C_2 / (C_1 + C_2)$ zu C_1 entsteht, die auch die Lage des Erdpunkts im Dreieck fixiert:

$$U_0' = \frac{C_2}{C_1 + C_2} \cdot \frac{E_S}{2} = \frac{1}{6} E_S \quad (10)$$

Nach dem Ausschalten der Sb-Achse bilden die Eckpunkte des Spannungspolygons einen auf dem E-Kreis gleichmässig verteilten 120°-Stern, während der Erdpunkt in Relation zum Kreismittelpunkt (Sternpunkt) eine neue Lage einnimmt. Die Nullspannung nach dem Schalten ist das Ergebnis des Ungleichgewichts der Erdkapazitäten im Phasennetz der speisenden Drehstromquelle, nachdem die gesamte lastseitige Kapazität $3C_2$ mit der einen Phase R des Netzes vereint ist. Somit folgt aus dem Ansatz, dass die Stromsumme im Erdpunkt wie auch im Wicklungssternpunkt null sein muss:

$$(E_R + U_0'') (C_1 + 3C_2) + (E_S + U_0'') C_1 + (E_T + U_0'') C_1 = 0$$

$$(E_R + E_S + E_T) C_1 = 0$$

$$\text{also } U_0'' = -\frac{C_2}{C_1 + C_2} \cdot E_R = -\frac{1}{3} E_R \quad (11)$$

Als Spannungsanregung (Schwingspannungen) verstehe man die Differenz zwischen dem momentanen (wirklichen) Spannungswert u' , der sich aus der Betriebsituation vor dem Ausschalten ergibt, und aus dem stationären (fiktiven) Spannungswert u'' , der sich aus der Spannung desselben Kreises, lange nach dem Ausschwingen, durch Rückrechnen auf den Schaltmoment ergibt. Die Höhe des so definierten Spannungssprungs

$$\Delta u = u' - u'' \quad (12)$$

kann unter sog. idealen Verhältnissen, dargestellt durch eine Zeitlinie im Phasenzustand des natürlichen Nulldurchgangs von I_{Sb} (in Richtung des Zeigers I_{Sa} in Fig. 5a), als Projektion eines Differenzspannungsvektors auf eben diese Zeitlinie aufgefasst werden. Die apostrophierten Vektorzustände (' und '') sind gegeben durch zwei polygone Figuren (Δ und Y), welche gegenseitig in verschiedenen Polygonpunkten fixiert sein können. Der Wechsel von der S-Fixierung (Fig. 5a) zur R-Fixierung (Fig. 5b) entspricht einer Änderung der Symmetrieeigenschaften des Systems beim Übergang vom 1polig offenen in den 2polig offenen Zustand (Fig. 2a und b, oder Erst- und Zweitvorgang in Fig. 4b). Mit der Klemme R als Referenzpotential null erhält man die Spannungssprünge, die in erdfreien Meßschaltungen auftreten, vgl. Differenzspannungen u_{I-II} in Fig. 4b: Diese können keine Nullkomponente enthalten und setzen sich daher nur aus Schwingungen des Modus Ra und Rb zusammen.

Sei der Zeitwert der belasteten verketteten Spannung 100% (d.i. die momentane Lastspannung der Phase T, somit auch die lastseitige Anregung gleich Summenanregung Modus Ra und Rb):

$$u_{TII}' - u_{TII}'' = u_{TII} - 0 = \sqrt{2} \cdot U_{Sb} \cdot \sin 75^\circ = u_{Ra} + u_{Rb} = 100\% \quad (13)$$

Dann folgt, indem die lastseitige Spannung der Phase S genau 50% beträgt, die modale Verteilung der Komponenten u_{Ra} und u_{Rb} (2,9 und 4,5 kHz), welche die Spannungssprünge der Phasen S und T durch simultane cosinusförmige Einschwingvorgänge überwinden:

$$u_{SII} = u_{Ra} - u_{Rb} = 0,5 \cdot u_{TII} = 0,5 (u_{Ra} + u_{Rb})$$

$$u_{Ra} = 75\% \equiv v_{II}$$

$$u_{Rb} = 25\% \quad (14)$$

Die speiseseitigen Anregungen in den Phasen S und T ergeben sich mit Fig. 5b, wenn der Netztransformator in Fig. 1 mit

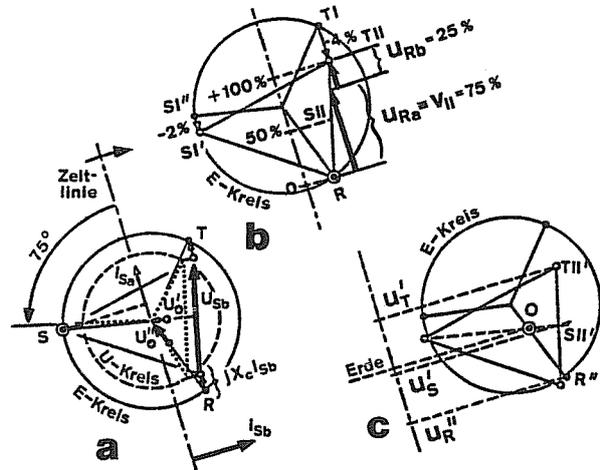


Fig. 5 Zeigerdiagramme zur Bestimmung der idealisierten Spannungsanregung im Falle des Zweitvorgangs von Fig. 4b

- R, S, T Phasenindex; a, b Achsenindex
I, II Speise- bzw. Lastseite; ', '' vor bzw. nach dem Ausschalten
- a S-fixiertes Lastspannungsdreieck (Δ) des speisenden Netzes:
Potential E_S (auf dem E-Kreis) mit dem Sternpunkt (Mittelpunkt der konzentrischen Kreise) unverändert beim Ausschalten der einachsigen Last (I_{Sb})
E-Kreis geometrischer Ort des Leerlauf-Spannungssterns (Y)
U-Kreis geometrischer Ort der symmetrisch belasteten Phasenspannungen (punktirt)
 $j2X_c I_{Sb} = \sqrt{3} X_c I_{Sa}$ Spannungsabfall der \bar{b} -Achse in Richtung der Zeitlinie
 U_0' Sternpunktverlagerung gegen Erde im einachsigen Lastzustand
 U_0'' Sternpunktverlagerung im Leerlauf bei überbrücktem Pol R
- b R-fixiertes Lastspannungsdreieck für erdfreie Spannungen, Referenzpotential des überbrückten Schalterpols R null gesetzt: Dem entspricht eine Verschiebung des Leerlaufkreises (Y) um $jX_c I_{Sb}$ mit netzseitiger Anregung der Phase S in Höhe von $(u_{SI}' - u_{SI}'')/u_{TII} = -2\%$ sowie eine Verschiebung der Phase T um $j2X_c I_{Sb}$ mit netzseitiger Anregung in Höhe von -4% . Die lastseitigen Phasenankregungen $u_{TII} = 100\%$ und $u_{SII} = 50\%$ liefern die Anfangsbedingungen für die Schwingung des Ra-Modus $u_{Ra} = 75\%$ und für die Schwingung des Rb-Modus $u_{Rb} = 25\%$
- c 0-fixiertes Lastspannungsdreieck vor dem Unterbrechen (') im Verhältnis zur Lage des Leerlaufkreises nach dem Unterbrechen des einachsigen Laststromes (''): Das stationäre Potential des überbrückten Schalterpols u_R'' verschiebt sich um die Potentialdifferenz des Sternpunkts $u_0'' - u_0'$ (Fig. 5a), so dass die modale Verteilung der Schwingspannungskomponenten u_{Rb} : u_{Ra} nicht mehr genau 1 : 3 beträgt
 u_S', u_T' Anfangswerte der Schwingspannung (vgl. Fig. 6)
 u_R'' Endwert aller Phasen

5 MVA belastet war, als der relative auf die Zeitachsenprojektion zu beziehende Spannungsunterschied (Abfall an der Kurzschlussinduktivität)

$$\begin{aligned} u_{T'} - u_{T''} &= u_{TII} - u_{TI} = -\frac{3,85\%}{\sin 75^\circ} = -4\% \\ u_{S'} - u_{S''} &= 0,5 (u_{TII} - u_{TI}) = -2\% \end{aligned} \quad (15)$$

Wenn entgegen Fig. 3c die netzseitigen Impedanzen nicht als kurzgeschlossen angenommen werden, dann treten neben den lastseitig erregten Frequenzen des Ra- und Rb-Modus (2,9 und 4,5 kHz) auch noch die entsprechend speiseseitig erregten Frequenzen (9,9 und 10,5 kHz) auf (Fig. 3d). Um deren Anteil zu berechnen, darf man die reinen Eigenfrequenzen des Rb-Modus für sich behandeln (ungekoppelter Netzteil in Fig. 3b), da deren modales Verhältnis zum jeweiligen Ra-Modus (1 : 3) a priori bekannt ist (Gl. 14). Man geht also von der reduzierten Ersatzschaltung nach Fig. 3d aus, in welcher nur die beiden Kopplungsfrequenzen (9,9 und 2,9 kHz) vorkommen; die nachträglich zu ergänzenden ungekoppelten Rb-Modusfrequenzen sind nur zur Erinnerung in Klammern angeschrieben. Die Summenspannung vorn ($v_I = -3\%$ als Durchschnitt der Phasen von Gl. 15) und hinten ($v_{II} = 75\%$ nach Gl. 14) setzt sich aus je 2 spektralen Komponenten der k-ten Frequenzen zusammen:

$$\begin{aligned} \sum v_{Ik} &= v_{I.1} + v_{I.2} = v_I = -3\% \\ \sum v_{IIk} &= v_{II.1} + v_{II.2} = v_{II} = +75\% \end{aligned} \quad (16)$$

Die mit $k = 1,2$ induzierten Schwingströme der Frequenz f_k (9,9 und 2,9 kHz), welche über die Kopplungskapazität des reduzierten Modells fließen, haben Spannungsabfälle v_{Ik} , $-v_{IIk}$ zur Folge, die den respektiven Impedanzen des vorderen oder hinteren Eigenkreises Z_{Ik} , Z_{IIk} bei der betreffenden Eigenfrequenz proportional sind. Die Impedanz- und Spannungsverhältnisse

$$\begin{aligned} \frac{v_{II.1}}{v_{I.1}} &= -\frac{Z_{II.1}}{Z_{I.1}} (9,9 \text{ kHz}) = -\frac{-j405 \Omega}{j637 \Omega} = 0,636 \\ \frac{v_{II.2}}{v_{I.2}} &= -\frac{Z_{II.2}}{Z_{I.2}} (2,9 \text{ kHz}) = -\frac{j779 \Omega}{j 23 \Omega} = -33,87 \end{aligned} \quad (17)$$

sind Elemente der sog. Modalmatrix; sie erlauben es, Gl. (16) durch Einsetzen von (17) aufzulösen, wie folgt:

$$\begin{aligned} v_{I.1} + v_{I.2} &= -3\% \\ 0,636 v_{I.1} - 33,87 v_{I.2} &= +75\% \end{aligned} \quad (18)$$

$$V = \begin{bmatrix} v_{I.1} & v_{I.2} \\ v_{II.1} & v_{II.2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0,77 & -2,23 \\ -0,49 & +75,5 \end{bmatrix} \%$$

Ein Grössenvergleich unter den 4 Koeffizienten der sog. Spektralverteilungsmatrix (V) lässt erkennen, dass es gestattet war, den speiseseitigen Schwingkreis (Mitsystem netzseitig) als kurzgeschlossen zu betrachten, was in anderen Fällen, mit im allgemein stärkeren Transformatoren noch besser erfüllt ist. Die Anregung des netzseitigen Eigenkreises durch den Spannungsabfall an der Quellenimpedanz (ungekoppelt 10,5 kHz) kann bei 3poligem Ausschalten etwa 4% betragen und lässt sich im Oszillogramm von Fig. 4a ohne überlagerte Nullschwingungen beobachten. In der Kopplungssituation von Fig. 4b wird die Komponente $v_{I.1}$ (9,9 kHz) als Überlagerung zur Nullschwingung sichtbar, während $v_{I.2}$ (2,9 kHz) auf dem Hintergrund der Nullschwingung (gleiche Frequenz) nicht erkennbar sein kann.

5. Stromanregung und Berechnung einer Lastschaltspannung

Die reine Spannungsanregung nach Vorstellung des idealen Wechselstromschaltvorgangs [1, Fig. 1c] kann mit Lichtbogen-schaltgeräten nicht realisiert werden. Obwohl die Beeinflussung der Schaltspannung durch den Schalter schon vor dem Löschen des Schalter-Lichtbogens beginnt, darf festgestellt werden, dass der Einfluss der langsam veränderlichen Lichtbogen-Brennspannung bei weitem übertroffen wird durch einen schnell ablaufenden Leitfähigkeitswechsel im Löschmoment. Der erste Einfluss macht sich bemerkbar durch eine nicht sehr stark ins Gewicht fallende Änderung von Cosinuskomponenten. Der zweite Einfluss dagegen (die Stromanregung) äussert sich im Auftreten von erheblichen zusätzlichen sinus-Spannungskomponenten, verbunden mit cosinusförmigen Schwingströmen, welche darauf zurückzuführen sind, dass der in den Induktivitäten fließende Reststrom plötzlich vom Schalter auf die Parallelkapazitäten kommutiert.

Der Reststrom (i_R in Phase R) verteilt sich auf die beiden Wicklungsphasen (S und T in Fig. 3c) nach dem Muster des Ra- und Rb-Modus, so dass der Strom in der bereits früher abgeschalteten Phase (S) durch Überlagerung verschwindet, woraus sich die Stromkomponenten i_a , i_b berechnen lassen:

$$\begin{aligned} i_S &= 0 = i_a - i_b & i_a &= i_b \\ i_T &= i_R = i_a + i_b & i_a &= i_b = i_R/2 \end{aligned} \quad (19)$$

Diese Stromanfangsbedingungen bedeuten, dass sich die Induktivitätsströme anfänglich nicht ändern. Damit ist auch gesagt, dass der vom Schalterpol T auf die Kapazitäten kommutierte Strom $i_a + i_b = i_R$ nach Ablauf etwa einer Viertelperiode in den Frequenzen $f_a = f_{II}$ und $f_b = f_{III}$ eine hohe Spannungsspitze u_p erzeugen wird, während gleichzeitig der andere Schalterpol S an unveränderter Spannung bleibt, weil vergleichsweise der Strom $i_a - i_b = 0$ noch eine kurze Zeit lang null bleibt (Fig. 6).

Um den Verlauf des Oszillogramms der lastseitigen Spannungen $u_S(t)$, $u_T(t)$ gegen Erde zu diskutieren (Fig. 6), muss man auf die 0-fixierte Form der Spannungspolygone in Fig. 5c zurückgreifen. Die gegen Erde gemessenen Spannungen enthalten notwendigerweise (da die erdfreien Spannungen u_{I-II} keine 0-Achsenbeteiligung haben) vor und hinter dem Schalter (I und II) gleich grosse Komponenten einer Nullschwingung, welche das modale Verhältnis der spannungsangeregten Komponenten u_a , u_b verändern können. Einfachheit halber sei angenommen, dass die netzseitigen Nullschwingungen (I in Fig. 4b) vernachlässigbar klein seien gegenüber den lastseitigen Schwingungen (II), was mit der Tatsache zusammenfällt, dass die messbaren Spannungsanregungen der Phasen $u_{T'} - u_{T''} = u_{T'} - u_{R''}$ und $u_{S'} - u_{S''} = u_{S'} - u_{R''} \approx 0,5 (u_{T'} - u_{R''})$ im Verhältnis 2 : 1 stehen. Man unterscheidet so die cosinusförmigen Spektralkomponenten $u_{a,c}$, $u_{b,c}$, die aus den Anfangsbedingungen des Oszillogramms von Fig. 6 bei $t = 0$ genügend genau berechnet werden können:

$$u_{a,c} = \frac{3}{4} (u_{T'} - u_{R''}) \quad u_{b,c} = \frac{1}{3} u_{a,c} \quad (20)$$

und die sinusförmigen Komponenten $u_{a,s}$, $u_{b,s}$, die erst mit den Schwingströmen i_a , i_b und Schwingungswiderständen X_a , X_b bestimmt werden können:

$$u_{a,s} = X_a \cdot i_R = 2X_a i_a \quad ; \quad u_{b,s} = X_b \cdot i_b = \frac{X_b}{2X_a} \cdot u_{a,s} \quad (21)$$

Die beiden Komponentengruppen (Gl. 20, 21) dürfen zu resultierenden Schwingspannungen

$$u_{a,b}(t) = u_{a,b} \cdot e^{-\delta_{a,b} t} \cdot \sin(\omega_{a,b} t + \varphi_{a,b}) \quad (22)$$

zusammengesetzt werden, welche die Anfangsbedingungen ebensogut wie den gesamten Verlauf der beiden Phasenschwingspannungen (d.i. die Differenz der wirklichen Spannungen $u_{S,T}$ gegenüber der stationären 50-Hz-Spannung u_R) simultan erfüllen müssen:

$$\begin{aligned} u_T(t) - u_R(t) &= u_a(t) + u_b(t) \\ u_S(t) - u_R(t) &= u_a(t) - u_b(t) \end{aligned} \quad (23)$$

Der gemessene Verlauf der Phasenspannungen u_S, u_T jeweils Lastseite gegen Erde (Ausschnitt Ra + b + 0 in Fig. 4b) ist in Fig. 6 auf dem Hintergrund eines metrischen Rasters reproduziert worden. Die Darstellungsgrößen erscheinen im Längenmass. Der stationäre Anteil beider Spannungen (d.i. die Spannung des überbrückten Pols u_R) ist nach Lage des Erdpunkts (0) und nach Lage des Schaltmoments (Lastwinkel und Zeitlinie in Fig. 5c) nur ungefähr bekannt wegen der Unsicherheiten infolge von Lichtbogen-Brennspannung und abgerissem Reststrom. Am besten bildet man eine Mittellinie zur Schwingspannung und verfolgt den gedachten Verlauf von u_R nach einer netzfrequenten Cosinuslinie zurück bis zum Schaltmoment (gestrichelt in Fig. 6). Die Amplituden der Cosinuskomponenten der Schwingspannung berechnen sich dann angenähert aus einer einzigen Anfangsbedingung, der Spannungsanregung in Phase T im Zeitpunkt $t = 0$ (Gl. 20): $u_T' - u_T'' = u_T' - u_R'' = 50$ mm ergibt $u_{ac} = 37,5$ mm und $u_{bc} = 12,5$ mm.

Weitere Grundlagen zu einer rechnerischen Behandlung der gemessenen Spannungskurven bilden die Kreisfrequenzen (ω) bei theoretisch $f_{a,b} = 2,9$ bzw. $4,5$ kHz und 2 simultane Stützpunkte bei sehr kleinem t , darunter die charakteristische Abreißspitze $u_T = u_p$: $u_T(t) = 53(4)$, $u_S(t) = 0(4)$. In den Stützpunktskoordinaten stecken, zusammen mit den Funktionswerten (cos- und sin-Funktionen bei $t = 4$ mm in Fig. 6), die bekannten «idealen» Komponenten (cosinusförmig beginnende Teilschwingungen mit $37,5$ bzw. $12,5$ mm), und auch die mit dem unbekanntem Abreißstrom i_R und mit den Schwingungswiderständen zusammenhängenden gesuchten Komponenten

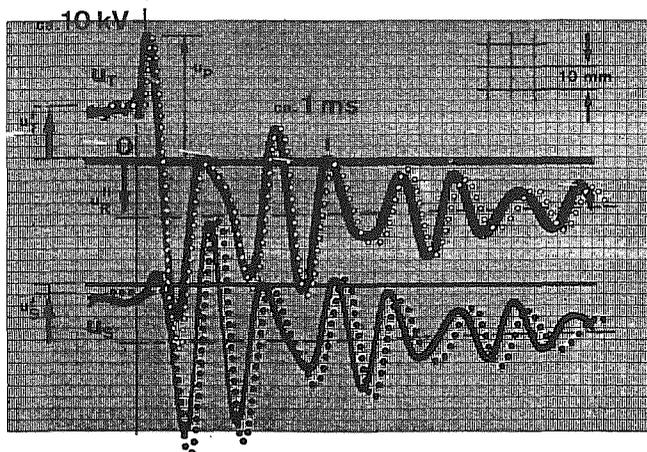


Fig. 6 Oszillogrammausschnitt aus dem Zweitvorgang von Fig. 4b sowie berechneter Spannungsverlauf der lastseitigen Phasen S und T

Punkte bedeuten berechnete Spannungswerte

(sinusförmig beginnend nach Gl. 21). Die gesuchten Komponenten berechnen sich also aus einem simultanen Gleichungssystem zu: $u_{as} = 38$ mm und $u_{bs} = 25$ mm. Schliesslich lässt sich der Verlauf der beiden Schwingspannungen in Fig. 6 analytisch angeben (u_a, u_b und t in mm):

$$\begin{aligned} u_a(t) &= 53 \cdot \exp(-0,01 \cdot t) \cdot \sin(14,5 t + 50) \\ u_b(t) &= 28 \cdot \exp(-0,015 \cdot t) \cdot \sin(21 \cdot t + 30) \end{aligned}$$

Man beachte, dass die nach den Stützwerten des empirischen Resultats berechneten Sinusamplituden im richtigen Verhältnis liegen, d.h., dass das Verhältnis der Schwingungswiderstände stimmt (Gl. 7, 21), was als Beweis für die Richtigkeit der modalen Teilschwingungsverhältnisse, der spannungserregten wie auch der stromerregten, angesehen werden kann: $X_b/2X_a = 0,65$ an Stelle von $u_b/u_a = 0,66$.

6. Zusammenfassung: Einige Sätze über die Schwingspannungen beim Ausschalten induktiver Ströme in erdfreien Drehstromnetzen

Die theoretischen Ergebnisse der Arbeit seien in einen grösseren Rahmen von Erfahrungen gestellt [1; 2]. Die wichtigsten grundsätzlichen Aussagen sind folgende:

1. Das Drehstrom-Ausschalten vollzieht sich in 2 getrennten Teilvorgängen. Ausser der zeitlichen Folge ist eine räumliche Unterscheidung nach Schwingungsmoden in der a- und der b-Achse angezeigt: Beim zweiten Teilvorgang, dem Unterbrechen des b-Achsenstromes, zerfällt das System in 2 getrennte Schwingungssysteme. Es schwingt der Lastkreis in der b-Achse (2 Phasen im Gegentakt) mit seiner Eigenfrequenz auf Endwert null, während das speiseseitige Netz mit anderer Eigenfrequenz auf die Leerlaufspannung einschwingt. Die Schwingungsamplituden entsprechen der Lastspannung bzw. dem Spannungsabfall an der Quellenimpedanz.

2. Beim Erstvorgang (1 Schalterpol offen) oder bei anderen Unsymmetriesituationen treten 2 Kopplungsfrequenzen auf, die kleiner sind als die reinen Eigenfrequenzen. Die Spannungsanregung über dem erstunterbrechenden Schalterpol beträgt 1,5mal Phasenspannung. Alle unsymmetrischen Zustände des Schalters haben zudem eine Verschiebung des Netzsternpunkts gegenüber Erde zur Folge. Sternpunktsschwingungen des speisenden Netzes gehen mit derselben Kopplungsfrequenz wie in der abgeschalteten Lastphase; sie kommen, im Gegensatz zum gelöschten Netz [1], bei allpolig offenem Schalter nicht vor.

3. Der Schalter beeinflusst die Schaltspannungen in zweierlei Hinsicht: einmal durch die Lichtbogen-Brennspannung vor dem Löschen und dann durch einen schnell ablaufenden Leitfähigkeitsverlust an der Kontakttrennstelle, womit der noch nicht bei null angekommene Reststrom plötzlich auf die Kapazitäten umgelenkt wird. Der erste Einfluss erhöht die Cosinuskomponenten der Schwingspannung (mässig erhöhte Spannungserregung), der zweite Einfluss, das «Abreissen», erzeugt zusätzliche Schwingspannungskomponenten in der Phasenlage eines Sinus.

4. Der Schalter hat keinen Einfluss auf die Frequenzen des Systems, doch ändern sich dadurch die Anregungsverhältnisse. Der Schaltereinfluss wird um so stärker fühlbar, je geringer die Leerlaufspannung über den geöffneten Kontakten im Schaltmoment ist, so z.B. beim Ringauftrennen [1] oder bei ohmschen Lastimpedanzen. Die stromangeregten Schwingspannungen hängen ab von der Höhe des Reststromes (u.a.

eine Schaltereigenschaft) und vom Schwingungswiderstand des geschalteten Kreises (nur eine Systemeigenschaft); dieser ist identisch mit der kapazitiven Reaktanz der betreffenden kommutierenden Kapazitäten bei der jeweiligen Eigenfrequenz.

5. Als allgemeine Erfahrung darf festgestellt werden, dass die transiente wiederkehrende Spannung beim Lastausschalten durch Modelle nachgebildet werden kann, bei denen das Netzwerk der speisenden Seite im Mitsystem kurzgeschlossen ist, so dass die Eigenfrequenz der speisenden Seite eine untergeordnete Rolle spielt. Laststrom-Schaltspannungen verlaufen aber wegen des Schaltereinflusses (Lichtbogen) komplizierter ab als die wiederkehrende Spannung nach einem Kurzschluss, wegen des verhältnismässig hohen, mit der Unsicherheit des Abreissens behafteten Anteils stromangeregter Schwingspannungen.

Literatur

- [1] *H. G. Gerlach*: Nicht-ideales Ausschalten induktiver Lastströme im gelöschten Netz. Bull. SEV/VSE 69(1978)24, S. 1326...1331.
- [2] *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.
- [3] Disjoncteur à courant alternatif à haute tension. Publication de la CEI N° 56, Partie 1/6.
- [4] Bestimmungen für Wechselstromschaltgeräte für Spannungen über 1 kV. Teil 3: Lastschalter. VDE 0670 Teil 3/2.66.
- [5] *H. Edelmann*: Normierte Komponentensysteme zur Behandlung von Unsymmetrieraufgaben in Drehstrom- und Zweiphasennetzen (mit besonderer Berücksichtigung der Erfordernisse des Netzmodells). Arch. Elektrotechn. 42(1956)6, S. 317...331.

Adresse des Autors

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