

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association suisse des électriciens, de l'Association des entreprises électriques suisses

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen

Band: 86 (1995)

Heft: 19

Artikel: Ferroresonanz : ein weiterhin aktuelles Problem : Wandlerschäden auf einer abgeschalteten 220-kV-Leitung, verursacht durch eine parallelgeführte 380-kV-Leitung

Autor: Köppl, Georg / Läderach, Serge / Lüke, Edgar

DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-902486>

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: 26.01.2026

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

Die Verfasser berichten über eine Ferroresonanz durch Einkopplung aus einer parallelgeführten Leitung höherer Spannungsebene, die zu Wandlerschäden führte. Es wird dargestellt, wie mit Hilfe von Rechnersimulationen die Ursache geklärt und Massnahmen untersucht wurden. Die Kriterien für in Frage kommende Leitungen werden angegeben. Als Abhilfemassnahmen wurden schliesslich Dämpfungsrosseln eingesetzt. Künftig werden neu konzipierte SF₆-Messwandler ohne Beschaltung Abhilfe bieten.

Ferroresonanz – ein weiterhin aktuelles Problem

Wandlerschäden auf einer abgeschalteten 220-kV-Leitung, verursacht durch eine parallelgeführte 380-kV-Leitung

■ Georg Köppl, Serge Läderach, Edgar Lüke und Alois Umlauf

gegeben, wenn die Ferroresonanz stationär, das heisst stabil, bleibt. Im folgenden wird ein Fall geschildert, bei dem eine Ferroresonanz durch das kapazitive Einkoppeln von Spannungen bei parallelgeführten Freileitungen entstand.

Ferroresonanz – trotz guten Kenntnissen des Phänomens und von Abhilfemassnahmen

Ferroresonanz ist in elektrischen Netzen schon vor mehr als sechzig Jahren beobachtet worden. Seit jener Zeit beschäftigen sich Ingenieure mit Messungen und Berechnungen zu diesem Phänomen. Auch im heutigen Netzbetrieb sind immer wieder solche Erscheinungen zu verzeichnen, obwohl die physikalischen Zusammenhänge und die Bedingungen für das Auftreten von Ferroresonanz bekannt sind [1]. Moderne Methoden der dynamischen Systemanalyse eröffnen die Möglichkeit, gefährliche Systemzustände zu bestimmen und das eventuelle Auftreten von Ferroresonanz zu berechnen. In allen Fällen kann das Netz auf einen Schwingkreis mit mindestens einem sättigungsabhängigen induktiven Wandler oder Transformator und einer Kapazität zurückgeführt werden. Ferroresonanz kann hohe Spannungs- und Stromspitzen mit Anteilen von Harmonischen und Subharmonischen der Netzfrequenz bewirken. Eine Gefährdung der Betriebsmittel ist vor allem dann

Ein konkreter Störfall

Vorgeschichte

Die 220-kV-Schaltanlage Laufenburg wurde Ende der fünfziger, Anfang der sechziger Jahre erstellt. Entsprechend dem damaligen Stand der Technik wurden kombinierte ölisierte Strom- und Spannungswandler, nachfolgend Messgruppen oder Kombiwandler genannt, verwendet. Der Alterungszustand der Öl-Papier-Isolation, bestimmt durch Analyse des Isolieröls, machte einen Austausch dieser Messgruppen notwendig. Im Jahre 1993 wurde mit dem Ersatz der Messgruppen begonnen. Messgruppen sind gegenüber einzelnen Strom- und Spannungswandlern auch heute noch die wirtschaftlichere Lösung. Aufgrund der örtlichen Gegebenheiten und mit Rücksicht auf den Gewässerschutz fiel die Wahl auf SF₆-gasisolierte Messgruppen mit Verbundisolator (GFK-Rohr mit Silikon-schirmen). Diese bilden im Störfall ein geringeres Risiko im Hinblick auf Folgeschäden an benachbarten Apparaten und auf eine mögliche Kontamination des Untergrunds.

Adressen der Autoren:

Georg Köppl, Dipl. Ing. SIA, Koepl Power Experts, Flachsacherstrasse 441, 5242 Lupfig;
Serge Läderach, Dipl. Ing. ETHZ, Elektrizitäts-Gesellschaft Laufenburg AG, 5080 Laufenburg;
Edgar Lüke, Dipl. Ing., Badenwerk AG, Postfach 16 80, D-76005 Karlsruhe; und
Alois Umlauf, Dipl. Ing. (TU), Nürnberger Strasse 199, D-96050 Bamberg.

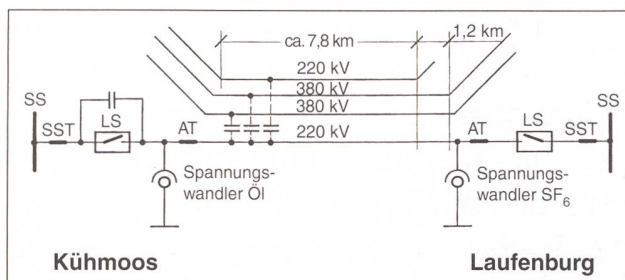


Bild 1 Leitungskonfiguration

SS Sammelschiene
SST Sammelschientrenner
LS Leistungsschalter
AT Abgangstrenner

Leitungskonfiguration, Störungsablauf

Das 220-kV-Leitungsfeld Hotzenwald war das erste Leitungsfeld, in dem die Messgruppen ersetzt wurden. Die Leitung Hotzenwald ist ein grenzüberschreitender Stromkreis zwischen der Schaltanlage Laufenburg (CH) und der Umspannanlage Kühmoos (D) von 9,1 km Länge. Sie ist auf ihrer gesamten Länge parallel mit zwei 380-kV-Leitungen auf demselben Gestänge geführt. Bild 1 zeigt die Leitungskonfiguration und Bild 2 das Mastbild. Nach erfolgtem Wandleraustausch wurde im Zuge der Wiederinbetriebnahme die Leitung Hotzenwald beidseitig freigeschaltet, aber nicht geerdet. Dieser Zustand dauerte rund 13 Minuten. Beim nachfolgenden Zuschalten der Leitung explodierte der Spannungswandler in der Umspannanlage Kühmoos. Dadurch entstanden weitere Folgeschäden.

Störungsanalyse

Die Untersuchung der Wanderteile ergab keine Anhaltspunkte für eine Vorbeschädigung. Eine Verwerfung von Windungen, die auf eine dynamische Überlastung schliessen lassen könnte, war nicht zu finden. Die Brandspuren und das aufgerissene Gussgehäuse zeigten vielmehr, dass sich aufgrund der Überhitzung der Primärwicklung das Isolieröl gasförmig zersetzt hatte. Die aufsteigenden Gasblasen schwächten dann die Isolation im oberen Wandlerbereich so sehr, dass es nach der Spannungszuschaltung zu einem Lichtbogen kam. Der grosse Druckanstieg zerriss das Porzellan, und das Öl-Gas-Gemisch verpuffte.

Bei der Suche nach der Störungsursache wurde im Störschreibersystem eine Aufzeichnung ausgewertet, die zu einem Zeitpunkt lange vor Eintritt der eigentlichen Störung beim Zuschalten der Leitung registriert worden war. Die Störschreiber-aufzeichnung der Leitungsspannungen (Bild 3) zeigt einen Abschaltvorgang der Leitung und dabei unverkennbar den Beginn einer Ferroresonanz. Während die Schwingungen in den Phasen L1 und L2 abklagen, blieb jene in der Phase L3 stationär mit einer Frequenz von $16\frac{2}{3}$ Hertz und einer Amplitude von rund 250 kV, was bereits mittels Oszilloskop während der Inbetriebsetzungsarbeiten

beobachtet worden war. Für die weitere Störungsanalyse und Ursachenbekämpfung stellte es einen grossen Vorteil dar, dass die Ferroresonanz am Oszilloskop festgestellt und vom Störschreibersystem aufgezeichnet worden war.

Physikalische Erklärung und Rechnersimulation

Wie bereits erwähnt, handelt es sich bei der im Bild 3 sichtbaren Resonanz in der Phase L3 um die 3. Subharmonische ($16\frac{2}{3}$ Hz). Der Schwingkreis besteht aus den Kapazitäten der abgeschalteten 220-kV-Leitung von 9,1 km Länge und den sättigungsabhängigen Induktivitäten gegen Erde der (parallelen) Spannungswandler an den beiden Enden der Leitung.

Damit es überhaupt zu einem Anstoss der Schwingung kommt, müssen zunächst die Wandler in Sättigung gehen. Der Fall ist dann gegeben, wenn die leerlaufende 220-kV-Leitung ausgeschaltet und der kapazitive Strom im Nulldurchgang oder in dessen Nähe unterbrochen wird (Phase L2 und L3). Die verbleibende Restladung auf beiden Leitern treibt die Spannungswandler in die Sättigung, und der Sättigungsstrom lädt die Leitung um. In der Phase L1 wird der kapazitive Ladestrom der Leitung anscheinend fast im Scheitelwert abgerissen, der entsprechende Momentanwert der Lei-

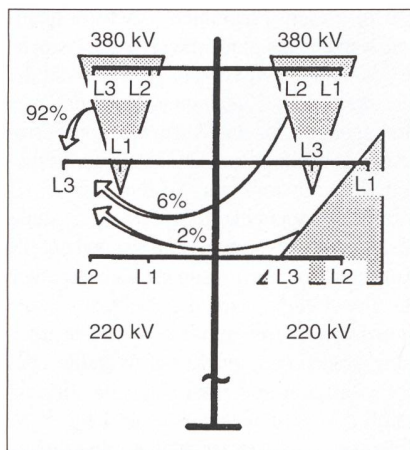


Bild 2 Mastbild

Die Prozentangaben beziehen sich auf die Höhe der eingekoppelten Spannung in die Phase L3.

tungsspannung ist sehr klein, und eine Sättigung der Wandler in dieser Phase kommt daher nicht zustande. Die kapazitiv eingekoppelte 50-Hz-Spannung in dieser Phase reicht zur Sättigung der Wandler bei weitem nicht aus. Daraus wird bereits deutlich, dass es sich bei dieser Art von Ferroresonanz ausschliesslich um Subharmonische handeln muss, weil nur dabei Spannungszeitflächen vorhanden sind, die eine Wandlersättigung zu bewirken vermögen. In dem Spannungsverlauf der Phase L3 ist an den Unstetigkeitsstellen der Einsatz und das Ende des Sättigungsstromes gut erkennbar (Bild 3 unten). Zu einer stationären Resonanz kommt es dann, wenn nach jedem Umladungsvorgang die eingekoppelte 50-Hz-Spannung immer wieder in Richtung Amplitudenvergrösserung wirkt und so, jeweils im richtigen Zeitpunkt, die im Resonanzkreis verbrauchte Leistung nachgeliefert wird.

Um die Grenzen für das Auftreten und die Beeinflussungsmöglichkeiten auf die Resonanzvorgänge untersuchen zu können, wurde ein Simulationsmodell erstellt, das die registrierten Vorgänge hinreichend genau wiedergeben sollte. Grundsätzlich würde eine einphasige Betrachtung ausreichen (im Gegensatz zu den Ferroresonanzvorgängen mit Spannungswandlern im sternpunktisierten Netz). Da jedoch die Beeinflussung durch die anderen Phasen des betroffenen Systems wie auch der einkoppelnden Systeme schwer abzuschätzen war, wurde eine dreiphasige Nachbildung gewählt. Die Modellbildung wie auch die Simulationen wurden unabhängig voneinander an zwei verschiedenen Stellen durchgeführt, beide Male wurde das Rechenprogramm EMTF [2] verwendet.

Ausgehend von den Mastbildern der homogenen Streckenabschnitte wurden die Kapazitätsmatrizen für die 4×3 und 3×3 Phasenleiter berechnet. Auf die Berücksichtigung der Längsimpedanzen wurde verzichtet, da diese vernachlässigbar klein gegenüber den Wicklungswiderständen bzw. den Streu- und Sättigungsinduktivitäten der Spannungswandler sind.

Die an den Leitungsenden installierten Spannungswandler wurden als ein Ersatzwandler je Phase modelliert. Dies erschien gerechtfertigt, weil die Sättigungscharakteristiken zunächst nicht bekannt waren und dafür Annahmen getroffen werden mussten. Diese Annahmen basierten auf Daten von Wandlern niedrigerer Nennspannung sowie auf Angaben aus der Literatur [3].

Entscheidend für die Aufrechterhaltung einer Resonanz über einen längeren Zeitraum sind die im Resonanzkreis auftretenden Verluste [4–6]. Sie müssen im Modell möglichst genau nachgebildet werden. Doch gerade das ist bei realen Spannungs-

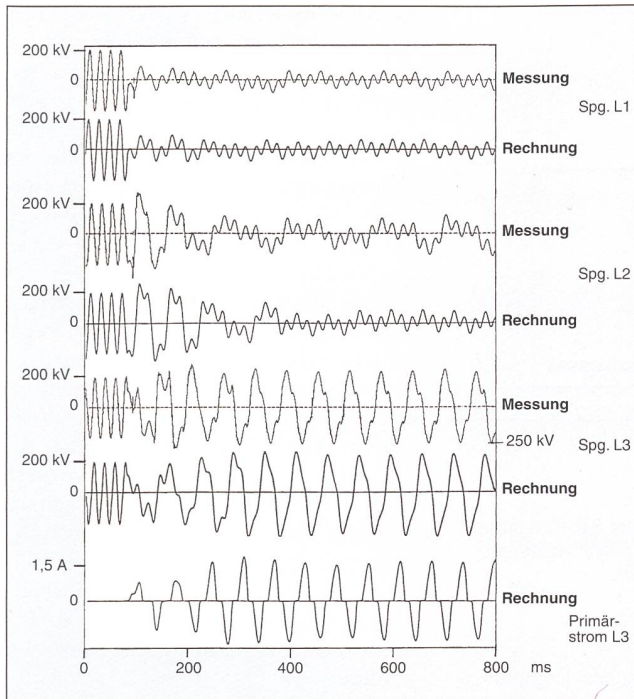


Bild 3 Störschreiber-aufzeichnung der Ferroresonanz (Messung und Simulationsergebnis (Rechnung))

Von oben nach unten: Leiter-Erde-Spannungen L1, L2 und L3 sowie Primärstrom des Wandlers in L3

wandlern nicht ganz einfach; daher beschränkte man sich auf die Darstellung der Hauptverluste (messbare Wirkverluste). Die genaueste Modellierung müsste ein dynamisches Hysteresemodell beinhalten.

Ebenso wichtig ist die realitätsgetreue Wiedergabe der Kommutierungs- oder Sättigungskurve des Spannungswandlers. Hier lassen sich nur richtige Ergebnisse erzielen, wenn diese Kurve am Kern des Wandlers und nicht am kompletten Wandler gemessen wird, damit kein kapazitiver Einfluss der Hochspannungswicklung vorhanden ist. Die Kommutierungskurve wird als Verbindung der Spitzen aller Hystereseschleifen aufgenommen. Aufgrund der Empfindlichkeit der Messgeräte und der Stabilität der Spannungsquellen wird die Kennlinie oftmals nur bis zu einem bestimmten Strombereich gemessen. Dieser Strombereich wird im Ferroresonanzfall meist weit überschritten; eine Approximation der Kennlinie im Sättigungsgebiet ist deshalb unumgänglich. Dabei wird die Annahme getroffen, dass sich die Induktivität stetig verringert und der Anstieg der Kommutierungskurve im letzten Teil des Sättigungsgebietes rund das Sechs- bis Zehnfache der entsprechenden Luftinduktivität beträgt.

Das verwendete Wandlermodell ist aus Bild 4 ersichtlich. Es zeigte sich bei den Simulationen, dass selbst relativ grosse Abweichungen in der Sättigungscharakteristik noch zu einer genügend genauen Nachbildung des Resonanzverhaltens führen, vorausgesetzt, dass die Sättigungsinduktivität, das heisst der äusserste Abschnitt auf der Sättigungskennlinie, einen Wert von rund 800 H nicht übersteigt. Im Modell

wurde die Sättigungskennlinie durch vier lineare Abschnitte angenähert, wobei der letzte Abschnitt einer Induktivität von 620 H entsprach.

Die vier Spannungssysteme sind gleichphasig (380/220 kV). Bei den Simulationen wurde von der maximalen Betriebsspannung U_m (420/245 kV) ausgegangen, was auch der Realität entspricht. Wie oben gezeigt wurde, sind die Anfangsbedingungen beim Abschalten der leerlaufenden 220-kV-Leitung für den Sättigungseintritt von entscheidender Bedeutung. Aus dem Störschreiberoszillogramm wurden diese Schaltzeitpunkte bestimmt und ebenfalls in den Simulationen verwendet. Zu diesen Zeitpunkten wird der kapazitive Leerlaufstrom der 9,1 km langen 220-kV-Leitung unterbrochen, was zum Teil ein Abreißen des Stromes vor dem natürlichen Nulldurchgang bedeutet. Das Resultat der Simulationen ist ebenfalls im Bild 3 gezeigt. Die Übereinstimmung zwischen Störschreiber-aufzeichnung und Rechnung darf als sehr gut bezeichnet werden. Mit diesem Modell steht folglich ein brauchbares Mittel für die Abklärung von Parametereinflüssen zur Verfügung.

Einfluss verschiedener Parameter auf die Ferroresonanz und Abhilfemassnahmen

Auf der Grundlage der erstellten Simulationsmodelle wurden die Einflüsse verschiedener Parameter auf das Auftreten stationärer Ferroresonanz untersucht. Es ergeben sich damit Hinweise auf die Möglichkeit von Ferroresonanz bei anderen

Leitungen und eine Auswahl geeigneter Abhilfemassnahmen.

Ferroresonanz entsteht durch Energieaustausch zwischen den Leitungskapazitäten und den Induktivitäten der Spannungswandler. Die Verluste im Schwingkreis werden durch kapazitive Einkopplung aus den Nachbarstromkreisen gedeckt. Dies weist darauf hin, dass einerseits die Dämpfung entscheidend ist und dass andererseits nur bestimmte Leitungslängen und Mastbilder eine stationäre Ferroresonanz ermöglichen.

Eine Frage in diesem Zusammenhang war, ob die Ferroresonanz nicht schon vor dem Wandlerersatz aufgetreten war, ohne dass sie bemerkt wurde. Die Frage konnte schlüssig mit *Nein* beantwortet werden. Der Vergleich zwischen den alten ölisolierten und den neuen gasisolierten Wandlern zeigt unterschiedliche Sättigungsinduktivitäten, unterschiedliche Widerstände der Primärwicklungen und unterschiedliche Eigenkapazitäten. Die Untersuchungen ergaben, dass das System mit den alten Wandlern in der Schaltanlage Laufenburg nicht schwingfähig war. Jetzt hingegen, mit SF₆-Wandlern auf beiden Seiten, ist das System sehr empfindlich für Ferroresonanz geworden.

Die Frequenz der Umladeschwingung ist durch die Wandlerinduktivität und die Leitungskapazität bestimmt. Die Wandlerinduktivität ändert sich aber je nach Aussteuerung auf der Magnetisierungskennlinie. Die stromstärksten Schwingungen treten im Sättigungsbereich bei den geringsten Induktivitäten auf. Zu diesen Induktivitätswerten gehören bestimmte Leitungskapazitäten, die Schwingungen mit $16\frac{2}{3}$ Hz ermöglichen. Schwingungen mit anderen Frequenzen sind entweder nicht stabil, weil sie nicht in einem ganzzahligen Verhältnis zur Netzfrequenz stehen, oder sie haben unter den realen Netzverhältnissen keine praktische Bedeutung. Für die resonanzkritischen Kapazitätswerte sind entsprechend den Mastbildern bestimmte Leitungslängen erforderlich. Es lässt sich eine Grenzlänge angeben, oberhalb derer keine stabile Ferroresonanz möglich ist und unterhalb derer die Umladeströme rasch kleiner werden. Diese Grenzlänge liegt bei 10–23 km für übliche 220-kV-Systeme.

Die bei einer stabilen Ferroresonanz entstehenden Verluste werden im vorliegenden Fall über die Koppelkapazitäten zu den Nachbarstromkreisen ausgeglichen. Die Simulationsrechnungen haben gezeigt, dass nur dann ausreichend Energie eingekoppelt werden kann, wenn die Kopplung zu einem System mit höherer Spannung vorhanden ist. Bei 380-kV-Systemen können sich folglich wegen der fehlenden

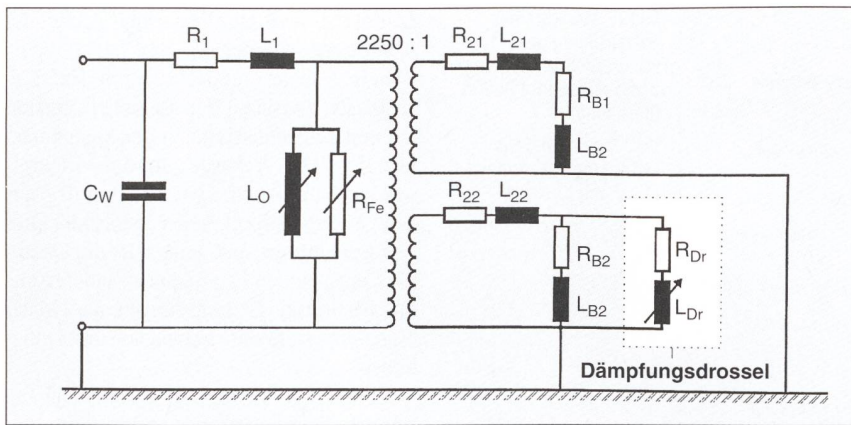


Bild 4 Ersatzschaltbild des Spannungswandlers

R_1	Widerstand der Primärwicklung	R_{B1}, R_{B2}	ohmsche Bürdenanteile
L_1	primäre Streuinduktivität	L_{B1}, L_{B2}	induktive Bürdenanteile
R_{21}, R_{22}	Widerstände der Sekundärwicklung		Kommütierungskennlinie der Dämpfungsdrossel
L_{21}, L_{22}	sekundäre Streuinduktivitäten	R_{Dr}	ohmscher Widerstand der Dämpfungsdrossel
L_0	Kommütierungskennlinie	C_W	Eigenkapazität des Wandlers
R_{Fe}	Eisenverlustwiderstand		

Kopplung zu höheren Spannungsebenen keine derartigen Ferroresonanzen ausbilden. Für induktiv geerdete 110-kV-Netze entsteht im Falle eines Erdschlusses eine dauerhafte Spannungserhöhung um den Faktor 3, die ausreichen könnte, ein benachbartes 110-kV-System anzuregen [7]. In Abhängigkeit vom Mastbild sind bestimmte Parallelführungslängen vorzusetzen, um die erforderliche Koppelkapazität zu erreichen. Doppelleitungen sind nicht gefährdet, da die Systeme auf verschiedenen Mastseiten geführt sind und damit die Kopplung zu schwach ist (vgl. Bild 2).

Diese Überlegungen und Untersuchungen führten zu der Feststellung, dass praktisch nur 220-kV-Stromkreise bis 23 km Länge, mit 380-kV-Parallelführung auf derselben Mastseite, gefährdet sind. Mit diesem Wissen sind im vorliegenden Fall theoretisch folgende Abhilfemassnahmen denkbar:

- Verstimmung des Resonanzkreises durch Änderung der Leitungsdaten (Mastbild);
- Änderung der Wandlerdaten;
- Einbau von Zusatzkapazitäten;
- rasche Erdung des freigeschalteten Leitungsabschnitts;
- Reduzierung der eingekoppelten Energie durch Änderung der Phasenbelegung auf dem Mast;
- Dämpfung des Schwingkreises durch Ableiter auf der Primärseite;
- zusätzliche Bebürdung der Wandler.

Es zeigte sich, dass Massnahmen am Mastbild entweder nicht ausreichen, um die Schwingkreisparameter ausreichend zu verändern, oder baulich zu aufwendig sind (z. B. Verdrillung). Auch der Einbau von Zusatzkapazitäten ist zu aufwendig im

induktion des Wandlers so abzusenken, dass auch bei zwei- bis dreifacher Spannungsamplitude der Sättigungsknick der Kommutierungskennlinie nicht mehr erreicht wird. Aufgrund der technischen Gegebenheiten (Kesseldurchmesser, Abmasse des Aktivteils) führt diese Lösung zu einer stark verminderten Leistungsfähigkeit (Ausgangsleistung, Grenzleistung u. a.) des Wandlers.

Neue SF₆-Wandler werden beim Wandlerhersteller nur noch ferroresonanzfrei gebaut. Die Lösung besteht in konstruktiven Veränderungen des Aktivteils, unter anderem durch Einfügen eines Luftspalts in den Eisenkern. Die Hauptinduktivität des Wandlers wird dabei so stark verringert, dass der Schwingkreis für sehr grosse Kapazitätsbereiche verstimmt wird. Die Leistungsfähigkeit des Wandlers bleibt erhalten und kann durch die Verschiebung des Leerlaufpunktes in den positiven Bereich unter Umständen noch vergrößert werden.

Die Untersuchung zeigte, dass Ferroresonanz im abgeschalteten Stromkreis durch eine Bebürdung der Spannungswandler kostengünstig vermieden werden kann. Als ideal würde sich der sekundäre Wandlerkurzschluss auswirken, da die für Ferroresonanz verantwortliche Hauptinduktivität des Wandlers überbrückt wird. Aufgrund der zulässigen Erwärmung für die entsprechende Isolierstoffklasse kann eine derartige Lösung nur für sehr kurze Zeit aktiviert werden. Hier ist bereits das zeitabhängige Schalten eines kleinen Wirkwiderstandes bekannt. Der Nachteil liegt, wegen der

Vergleich zu den möglichen Dämpfungsmassnahmen. Die Erdung des freigeschalteten Leitungsabschnitts ist zwar eine wirksame Massnahme, bedingt aber eine aufwendige Steuerung des Leitungsfeldes, da ja auch bei Schutzabschaltungen dieser Effekt auftreten kann. Ableiter sind nicht geeignet, weil deren Ableitströme bei den im Ferroresonanzfall herrschenden Spannungen zu gering sind, um ausreichend Energie abzuführen. Neben der externen Beschaltung des Wandlers kann der Schwingkreis auch durch Veränderung der Wandlerinduktivität verstimmt werden. Hier gibt es die Möglichkeit, die Nenn-

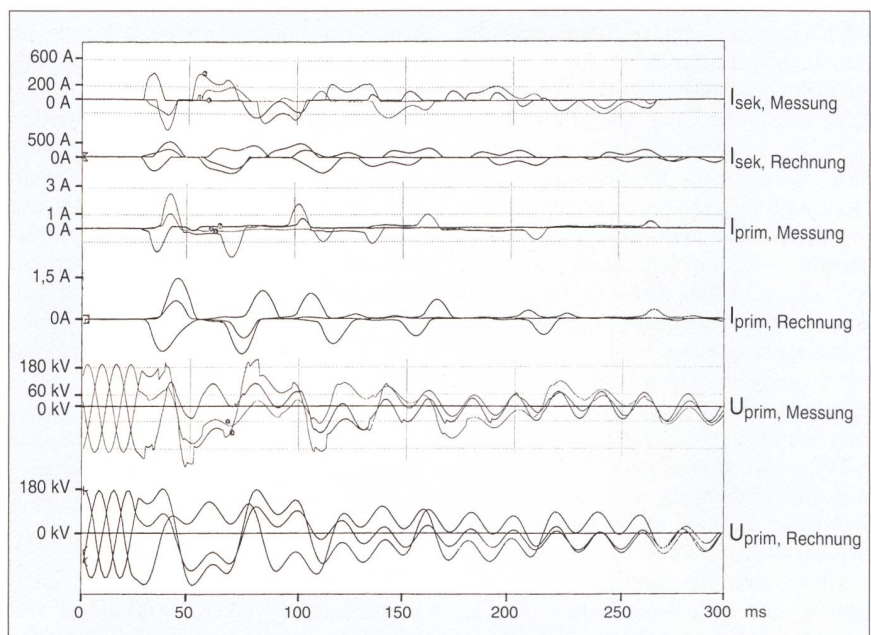


Bild 5 Abschaltversuche mit Dämpfungsdrosseln

Vergleich zwischen Messung beim Netzversuch und Rechnung mit EMTF. Von oben nach unten: Sekundärströme, Primärströme und Primärspannungen des Wandlers.

Notwendigkeit der Zuführung von Hilfsenergie, in einer mangelnden Zuverlässigkeit. Weiterhin kann das Öffnen des sekundären Kurzschlusses zu einem erneuten Anregen der Ferroresonanz führen.

Vom Wandlerhersteller wird seit vielen Jahren eine sogenannte Dämpfungsdrossel als externe Beschaltung eingesetzt. Dieses passive Element hat im normalen Betriebsfall einen Eigenverbrauch von weniger als 3 VA und beeinflusst damit die Genauigkeit des Spannungswandlers nicht. Beim Auftreten von Ferroresonanz sättigt sich die Drossel entweder durch das Auftreten hoher Spannungsamplituden oder durch Spannungen mit subharmonischen Frequenzen. Im Normalfall spricht die Drossel bei 130% der Nennspannung an. Durch die Z-Charakteristik der Kommutierungskennlinie der Drossel wirkt im Sättigungsfall nur noch der ohmsche Widerstand der Drossel. Damit wird der Spannungswandler fast kurzgeschlossen, und dem Schwingkreis wird Wirkleistung entzogen. Dämpfungsdrosseln werden seit langer Zeit in GIS-Anlagen eingesetzt und bedämpfen dort die durch Leistungsschalter mit Steuerkondensatoren hervorgerufenen Ferroresonanzen erfolgreich. Die gleichen Drosseln werden ebenso für GIS-Wandler eingesetzt.

Netzversuche mit Dämpfungsdrosseln und Schlussfolgerungen

Wie bereits im Abschnitt «Physikalische Erklärung und Rechnersimulation» erwähnt, können die Sättigungscharakteristiken der Wandler messtechnisch im Grenzbereich nur schwer erfasst werden. Damit sind die Grössen des in Bild 4 dargestellten Ersatzschemas mit entsprechenden Unsicherheiten behaftet. Streuinduktivitäten und -kapazitäten sind Rechenwerte oder geschätzte Werte. Zusatzverluste im Wandler werden vernachlässigt. Approximationen von Kommutierungskennlinien sind nur anhand des Simulationsergebnisses überprüfbar. Im allgemeinen zeigen damit Simulationsergebnisse eine schlechtere Dämpfung als der reale Wandler im Netz. Die Wirkleistung der Drossel muss für den jeweiligen Schwingkreis ausreichend dimensioniert werden. Sie kann durch Veränderung des Drosselmaterials und der Abmessungen oder auch durch in Reihe geschaltete Zusatzwiderstände dem entsprechenden Schwingkreis angepasst werden.

Deshalb wurden Versuche mit den vorgesehenen Dämpfungsdrosseln durchgeführt. Bei den Netzversuchen wurden an den Wandlern die Primärströme, die Ströme in den Dämpfungsdrosseln und die Sekundärspannungen aufgezeichnet. Für

die Strommessungen wurden ausschliesslich Stromzangen verwendet. Mit Hilfe eines Steuergeräts konnte der Ausschaltzeitpunkt der Leistungsschalter eingestellt werden. Die Wiedereinschaltung erfolgte nach 10 s von Hand. Die Leistungsschalter am anderen Leitungsende waren stets geöffnet.

Bild 5 zeigt die nach einer Leistungsabschaltung aufgezeichneten Ströme und Spannungen. Nach ungefähr 200 ms sind die sekundärseitigen Leiter-Erde-Spannungen auf die stationären 50-Hz-Spannungen, die durch die anderen Stromkreise induziert werden, abgeklungen. Nach 600 ms sind die Ströme in den Dämpfungsdrosseln nicht mehr messbar.

Mit Hilfe des Mess-Ergebnisses konnten die vorab erfolgten Simulationsrechnungen überarbeitet werden, so dass vergleichbare Ergebnisse erzielt werden konnten. Mit diesem verbesserten Modell wurde untersucht, welche Auswirkung Spannungserhöhungen der anderen Stromkreise, andere Abschaltzeitpunkte sowie andere Eisenverluste und Wicklungswiderstände auf die nun gedämpfte Ferroresonanz haben. Es wurde festgestellt, dass stationäre Schwingungen erst bei unrealistischen Netz- und Betriebsmitteldaten auftreten.

Sowohl die Simulation als auch die praktischen Erfahrungen zeigen, dass die ohne Dämpfungsdrosseln sehr leicht anregbare Ferroresonanz (z. B. durch Enterdung der Leitung) mit Dämpfungsdrosseln rasch und gleichmässig abklingt. Mehrere Schaltversuche, auch in verschiedenen Schaltungsblickungen, bestätigen dies. Deshalb kann mit grosser Sicherheit davon ausgegangen werden, dass eine Dämpfungs-

drossel je Wandler, insgesamt also sechs Drosseln, die Ferroresonanz zum Abklingen bringt. Im beschriebenen Fall wurde der Sekundärkreis mit einem 63-A-Sicherungsautomaten abgesichert. Bei Ansprechen der Dämpfungsdrossel können kurzzeitig deutlich höhere Stromspitzen auftreten, die aber aufgrund ihrer kurzen Dauer nicht zu einem Ansprechen der Sicherung führen. Bei einer richtig dimensionierten Drossel werden die Ferroresonanzen schon nach wenigen Millisekunden gedämpft. Es ist zudem geplant, einen Detektor für $16\frac{2}{3}$ -Hz-Schwingungen einzubauen, um die Unterdrückung der Ferroresonanz mit Dämpfungsdrosseln durch die Betriebspraxis weiter abzusichern.

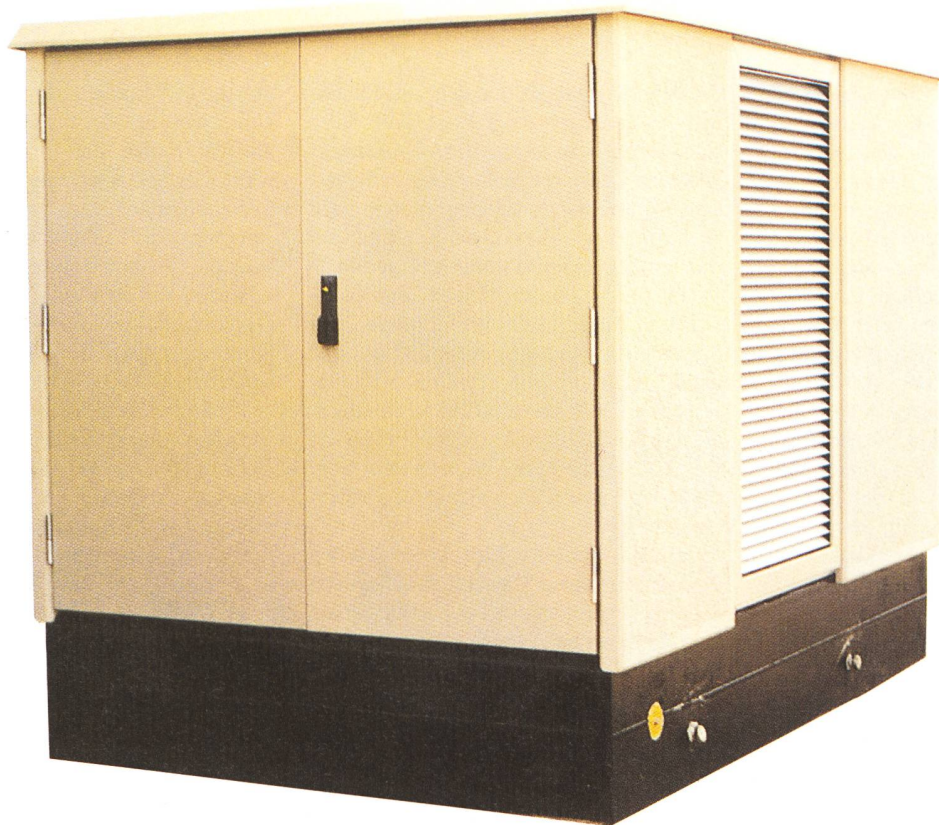
Literatur

- [1] G. Balzer: Vermeidung von Ferroresonanzen in Drehstromnetzen. *etz Archiv* 4(1982)4, S. 121-126.
- [2] Electromagnetic Transients Program (EMTP) Rule Book. Bonneville Power Administration, June 1984.
- [3] C. H. Petersen und A. Umlauf: Kippschwingungen in starr geerdeten Drehstromnetzen. *Elektrizitätswirtschaft* (1980)7, S. 236-240.
- [4] K. Dettmann: Berechnung von Ferroresonanzerscheinungen unter besonderer Berücksichtigung von Remanenz, Hysterese- und Wirbelstromverlusten. Dissertation, Hochschule der Bundeswehr Hamburg, 1984.
- [5] N. Janssens, V. Vanderstockt, H. Denoel und P. A. Monfils: Elimination of temporary Overvoltages due to ferroresonance of voltage transformers. Design and test of a damping system. *Cigré*, Paris, 26.8. till 1.9.1990.
- [6] R. A. Walling: Ferroresonant overvoltages in today's loss-evaluated distribution transformers. IEEE Transmission and Distribution Conference in a panel session of ferroresonance, 1994.
- [7] K. Dettmann, H. Heuck und R. Kegel: Ferroresonanz vor allem in Netzen mit Spannungswandlern, Teil 2. *etz* 109(1988)19, S. 900-904.

La ferrorésonance – un problème toujours d'actualité

Dommages de transformateur de mesure provoqués par une ligne parallèle 380 kV sur une ligne 220 kV mise hors tension

Les auteurs décrivent un cas de ferrorésonance qui a endommagé un transformateur de mesure sur une ligne 220 kV (fig. 1 et 2) par induction depuis une ligne 380 kV parallèle. Après le remplacement d'un transformateur de mesure à Laufenbourg, au réenclenchement de la ligne, le transformateur de mesure de l'installation voisine de transformation de Kühmoos a explosé. Dans la recherche des causes de l'incident, on a évalué un enregistrement antérieur d'une opération de coupure de la ligne, faisant apparaître sans aucun doute possible un début de ferrorésonance (fig. 3). La cause a pu être élucidée à l'aide de simulations à l'ordinateur et des remèdes ont été proposés. Au moyen de simulations sur la base d'un modèle de transformateur de mesure selon fig. 4 et des essais de commutation, on a examiné en particulier l'influence des selfs. Leur influence après une coupure de ligne est représentée à la fig. 5. Tant la simulation que les expériences pratiques montrent que la ferrorésonance très facilement excitable sans selfs (par exemple par coupure de la mise à la terre de la ligne) peut être supprimée rapidement et de manière homogène avec des selfs d'amortissement. A l'avenir, de nouveaux transformateurs de mesure au SF₆ permettront de résoudre le problème même sans selfs.



Ruhig schlafen und besser schlafen wollen wir alle.

Mit unserer neuen Trafostation Typ OSLO können Sie wirklich ruhiger schlafen, denn Ihr Bedienungspersonal und unbeteiligte Personen, die sich um die Trafostation OSLO aufhalten, sind auch bei einem internen Lichtbogenfehler sicher geschützt.

Entsprechende Störlichtbogenprüfungen nach PEHLA-Kriterien 1–6 wurden durchgeführt, und alle Punkte wurden sicher erfüllt:

- keine Türen und Lüftungen öffnen sich,
- es fliegen keine Teile davon,
- Lichtbogenemissionen aus der Station gefährden niemanden,
- Lichtbogenemissionen in die Bedienungsräume werden verhindert, es wird also auch kein Bedienungspersonal gefährdet,
- die Erdungen sind immer noch intakt.

Ihre Vorteile mit einer OSLO

- Sie haben alles getan, um Unfälle mit Personenschaden sicher zu verhindern,
- Sie müssen also keine Haftungsklagen befürchten, weil Sie nach dem aktuellen internationalen Stand der Technik investieren,
- Sie erzielen höhere Lebensdauer und brauchen weniger Wartung, weil die besondere Konstruktion auch Schwitzwasserbildung und damit Korrosion verhindert,
- Sie werden wenig Einsparungen gegen die Aufstellung einer Trafostation OSLO haben, weil die kompakte Bauweise mit nur 2 m Höhe unauffällig ist und in jede Umgebung passt,
- **die zusätzliche Sicherheit kostet nur wenige Franken pro Jahr.**

ABB Proelektra AG für mehr Sicherheit. Kontaktieren Sie uns!

Herbergstrasse
9524 Zuzwil
Tel. 073 28 22 22
Fax 073 28 22 36

