

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins
Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke
Band: 55 (1964)
Heft: 2

Artikel: Modellversuche zur Ermittlung der maximal möglichen Überspannung beim Ausschalten leerlaufender Transformatoren
Autor: Staub, B.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-916670>

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: 03.04.2026

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

BULLETIN

DES SCHWEIZERISCHEN ELEKTROTECHNISCHEN VEREINS

Gemeinsames Publikationsorgan des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins (SEV)
und des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätswerke (VSE)

Modellversuche zur Ermittlung der maximal möglichen Überspannung beim Ausschalten leerlaufender Transformatoren

Von B. Staub, Zürich

621.3.001.57 : 621.314.21.064.2.015.38

An Modellkernen aus Transformatorblechen wird die Frequenzabhängigkeit der Verluste aus den Flächen der stationären Magnetisierungsschleifen experimentell bestimmt. Die beim Ausschalten des Leerlaufstromes derselben Kerne hervorgerufenen Überspannungen können aus der dynamischen Magnetisierungsschleife berechnet werden. Der Einfluss der Blechqualität wird diskutiert. An einem Beispiel wird die Umrechnung der Modellresultate auf andere Transformatoren gezeigt.

A l'aide de modèles de noyaux feuilletés de transformateurs, on peut déterminer expérimentalement les pertes en fonction de la fréquence, d'après les aires des boucles d'aimantation stationnaire. Les surtensions qui se produisent lors de la coupure du courant à vide de ces noyaux peuvent être calculées d'après la boucle d'aimantation dynamique. L'auteur discute de l'influence de la qualité des tôles. Par un exemple, il montre comment les résultats obtenus avec le modèle peuvent être convertis pour d'autres transformateurs.

Der Stromkreis eines leerlaufenden Transformators besteht aus dem speisenden Netz, einem Leistungsschalter, den Sammelschienen und Zuleitungen zwischen Schalter und Transformator und der Wicklung des Transformators. Im Ersatzschema (Fig. 1) kann das Netz durch die Spannungsquelle G , der Leistungsschalter durch den Schalter S , die Transformatorwicklung durch die Induktivität L_1 und die Kapazität von Wicklung, Zuleitungen und Sammelschienen durch den zur Induktivität L_1 parallelen Kondensator C dargestellt werden.

Magnetisierungsströme sind im allgemeinen klein. Während der Lichtbogen in einem technischen Hochspannungsschalter beim Ausschalten grosser Ströme nur im Stromnulldurchgang gelöscht werden kann, hat er bei kleinen Magnetisierungsströmen das Bestreben, schon vor dem Stromnulldurchgang abzureissen [1] ¹⁾. In jeder Halbperiode des speisenden Netzes wird in der Transformatorinduktivität magnetische Energie W_m gespeichert, und zwar zwischen Stromnulldurchgang und Stromscheitelwert. Während des Rückganges des Stromes auf Null wird die magnetische Energie wieder abgebaut. Die freiwerdende Energie W_f ist kleiner als die aufgenommene. Sie ist um die Verlustenergie W_v vermindert, welche während des Auf- und Abbaus des magnetischen Feldes im Kern verloren geht.

Wird der Strom i_1 im Schalter in einem beliebigen Zeitpunkt, ausser im Nulldurchgang, unterbrochen, so wird sich die freiwerdende magnetische Energie W_f in elektrische Energie in den genannten Kapazitäten umwandeln:

$$W_f = \frac{u_c^2 C}{2}$$

Daraus kann die Spannung, welche an der Kapazität, d. h. über der Transformatorwicklung entsteht, berechnet werden. Diese Spannung kann ein mehrfaches des Scheitelwertes der Betriebsspannung betragen. Im allgemeinen wird

aber im Schalter eine Rückzündung des Lichtbogens erfolgen, bevor die Überspannung einen gefährlichen Wert erreicht hat. Die auftretenden Überspannungen sind dann durch die dielektrische Verfestigung der Lichtbogenstrecke begrenzt. Die Rückzündungsspannung ist je nach Verlauf der Löschung des Lichtbogens starken Streuungen unterworfen. In einem internen Bericht der FKH ²⁾ wurde vermutet, dass unter Umständen bei modernen Transformatoren mit Kernen aus kornorientierten Blechen, die aus dem Kern rückgewinnbare Energie W_f so gering ist, dass sie zur Erzeugung einer gefährlichen Überspannung nicht mehr ausreicht. Die Überspannungen sind dann schon durch den Transformator auf ungefährliche Werte begrenzt, unabhängig von den Rückzündungen des Schalters. Die experimentelle Untersuchung dieser Zusammenhänge wurde dem Hochspannungslaboratorium der ETH ³⁾ übertragen; über die diesbezüglichen Versuche und Resultate soll im Folgenden berichtet werden.

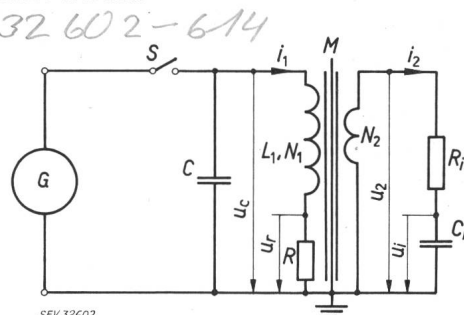


Fig. 1
Ersatzschema

G Generator, $u = 0 \dots 500$ V, $f = 5 \dots 2200$ Hz, $S = 25$ kVA; S Synchronschalter (Hg-Relais); M Modelltransformator; N_1 Primärwicklung; N_2 Sekundärwicklung; L_1 Hauptinduktivität; R_i , C_i Integrationsnetzwerk, $u_i \sim B_m(t)$; R Stromshunt: 0,1 bzw. 1,0 Ω ; i_1 Primärstrom; i_2 Sekundärstrom; C Kapazität (Eigenkapazität + Zusatzkapazität), Eigenkapazität $C_e < 800$ pF

²⁾ Forschungskommission des SEV und VSE für Hochspannungsfragen.

³⁾ Vorstand: Prof. Dr. K. Berger.

¹⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

Nr.	Kernmaterial	Kernbauart	Blechdicke d [mm]	Effektiver	Mittlere Länge
				Eisenquerschnitt A_{Fe} [cm ²]	des Magnetpfades l_{Fe} [cm]
1	Dynamoblech IV, $\approx 4\%$ Si	Kreisring	0,35	2,99	43,3
2	Dynamoblech II, 1% Si	Kreisring	0,5	2,99	43,3
3	Dynamoblech IV, $\approx 4\%$ Si	Kreisring	0,35	4,50	43,3
4	Dynamoblech IV, $\approx 4\%$ Si	Schnitttring	0,35	2,99	43,3
5	Armco oriented M-6W, 3,3% Si	Bandring	0,37	2,99	43,3
6	Armco oriented M-6W, 3,3% Si	Schnittbandring	0,37	4,50	30,3

Wicklung: Primär $N_1 = 400$ Wdg., 0,4 mm, $R_1 = 3,5 \Omega$
Sekundär $N_2 = 15$ Wdg., Cu-Litze $6 \times 0,1$ mm, $R_2 = 0,3 \Omega$

Zur systematischen Untersuchung des Elementarvorganges muss der stationäre Magnetisierungsstrom durch einen Schalter in einem beliebigen Punkt der Stromkurve rückzündungsfrei unterbrochen werden. Dies ist mit einem Quecksilberrelais möglich, welches innert einigen Nanosekunden die volle Spannfestigkeit erreicht, aber infolge seiner kleinen Leistung von 250 VA die Grösse der Versuchstransformatoren beschränkt.

Gemäss der Formel für die Überspannung ist für das mögliche Maximum die aus dem magnetischen Kreis (Eisenkern und Luftspalt) rückgewinnbare, d. h. freiwerdende Energie massgebend. Diese Energie lässt sich aus der Hysteresisschleife $B(H)$ des betreffenden Materials bestimmen [2]. (B : magnetische Induktion [Vs/m²]; H : magnetische Feldstärke [A/cm]). Die zwischen der Kurve $B(H)$ von $B = 0$ bis \hat{B} und der Ordinatenachse liegende Fläche stellt direkt die Energie W_m dar, welche in den Kern gesteckt wird. Die Fläche zwischen Hysteresisschleife und Ordinatenachse von $B = \hat{B}$ bis $H = 0$ ist die freiwerdende Energie W_f . Legt man der Berechnung der Überspannung die Energie zu Grunde, welche aus der stationär für 50 Hz gültigen Hysteresisschleife bestimmt wird, so führt dies zu Werten, die höher sind als die gemessenen. Die freiwerdende Energie muss deshalb kleiner sein, und die Kurve $B(H)$ wird eben während der Abschalterschwingung nicht den Verlauf der stationären 50-Hz-Schleife aufweisen. Ein wesentlicher Teil dieser Arbeit war somit die Messung der nichtstationären Hysteresiskurve beim Ausschalten des Modelltransformators. Die Berechnung der Schaltüberspannung aus der freiwerdenden Energie sollte zeigen, ob es möglich ist, die Leer-schalt-Überspannung von Modell-Eisenkernen genau vorauszuberechnen. Dabei stellen die aus den Messungen bestimmten Überspannungen die höchstmöglichen Spannungen dar, die nur beim rückzündungsfreien Abreissen des Stromes im Scheitelwert entstehen können. Die Auswertung der Kurve $B(H)$ nach dem Ausschalten zeigt, welchen Einfluss die Transformator-konstruktion und die Blechqualität auf die Überspannung haben.

Neben den Untersuchungen über den Ausschwingvorgang nach dem Abreissen des Stromes im Schalter wurden zusätzlich die stationären Magnetisierungskurven bei verschiedenen Frequenzen und Sättigungen aufgenommen. Solche Messungen können in bescheidenem Umfang auch an Kernen von Grosstransformatoren durchgeführt werden, so dass ein Vergleich dieser Kerne mit den Modellmessungen möglich ist.

Die Messung der Magnetisierungskurven $B(H)$ erfolgt durch Abgriff der Spannung u_r über dem Shunt $R(u_r \sim i_1 \sim H)$

und durch Integration der Sekundärspannung $u_2(u_2 \sim dB/dt)$ [3]. Damit die Kurve verzerrungsfrei auf dem Schirm eines Kathodenstrahl-Oscillographen (KO) erscheint, darf der Integrator weder Phasen- noch Linearitätsfehler aufweisen. Die Integration wird deshalb über einen rückgekoppelten Gleichspannungsverstärker in Miller-Schaltung durchgeführt [4], da passive RC -Glieder nur für verhältnismässig kurze Integrationszeiten genügend genau arbeiten. Die Induktion B wird möglichst sinusförmig gehalten. Die Summe aller Maximalamplituden der Oberwellen, verglichen mit dem Scheitelwert der Grundschwingung der Induktion, ist bei allen Messungen kleiner als 5%. Der Scheitelwert von u_2 wird als Ausgangsgrösse für die Berechnung der maximalen Induktion \hat{B} benützt. Infolge der Wirbelströme tritt bei hohen Ummagnetisierungsfrequenzen eine Flussverdrängung auf, die bewirkt, dass die Induktion nicht mehr gleichmässig über den Blechquerschnitt verteilt ist. Bei konstanter Sekundärspannung u_2 muss bei konstantem Fluss Φ die Induktion B am Blechrande wesentlich höhere Werte annehmen als im Blechinnern. Die aus dem Verhältnis von magnetischem Fluss zu Kernquerschnitt A berechnete Induktion B_m ist deshalb ein Mittelwert, der nach aussen wirksam ist:

$$B_m = \frac{\Phi}{A} = \frac{1}{N_2 A} \int u_2 dt$$

N_2 Windungszahl der Sekundärseite

Tabelle I gibt eine Übersicht über die verwendeten Modellkerne.

1. Stationäre Magnetisierungskurven

Die Oszillogramme der Fig. 2 zeigen die bei verschiedenen Frequenzen aufgenommenen stationären Schleifen. Die von der Kurve $B(H)$ umschlossenen Flächen sind ein Mass für die Arbeit pro Zyklus, welche im Kern pro Volumeneinheit in Wärme umgesetzt wird. Die Wechselstromschleifen weisen bei kleinen Wirbelstromverlusten (niedrige Ummagnetisierungsfrequenz) Spitzen auf. Bei grossen Wirbelstromverlusten sind ihre Ecken gerundet. Bei diesen ellipsenförmigen Schleifen besteht eine Phasenverschiebung zwischen den Scheitelwerten \hat{B} und \hat{H} . Diese Phasenverschiebung ist beim Kern aus kornorientiertem Blech viel grösser als beim Dynamoblech. Bei 1 kHz und $\hat{B}_m = 1,3$ Vs/m² (Osz. i) erreicht sie über 45° [5].

Das Oszillogramm der Fig. 3 zeigt die Magnetisierungsschleifen bei konstantem Scheitelwert der magnetischen Feldstärke \hat{H} am Beispiel des orientierten Bleches Armco M-6W. Mit steigender Frequenz nehmen die Wirbelstrom-

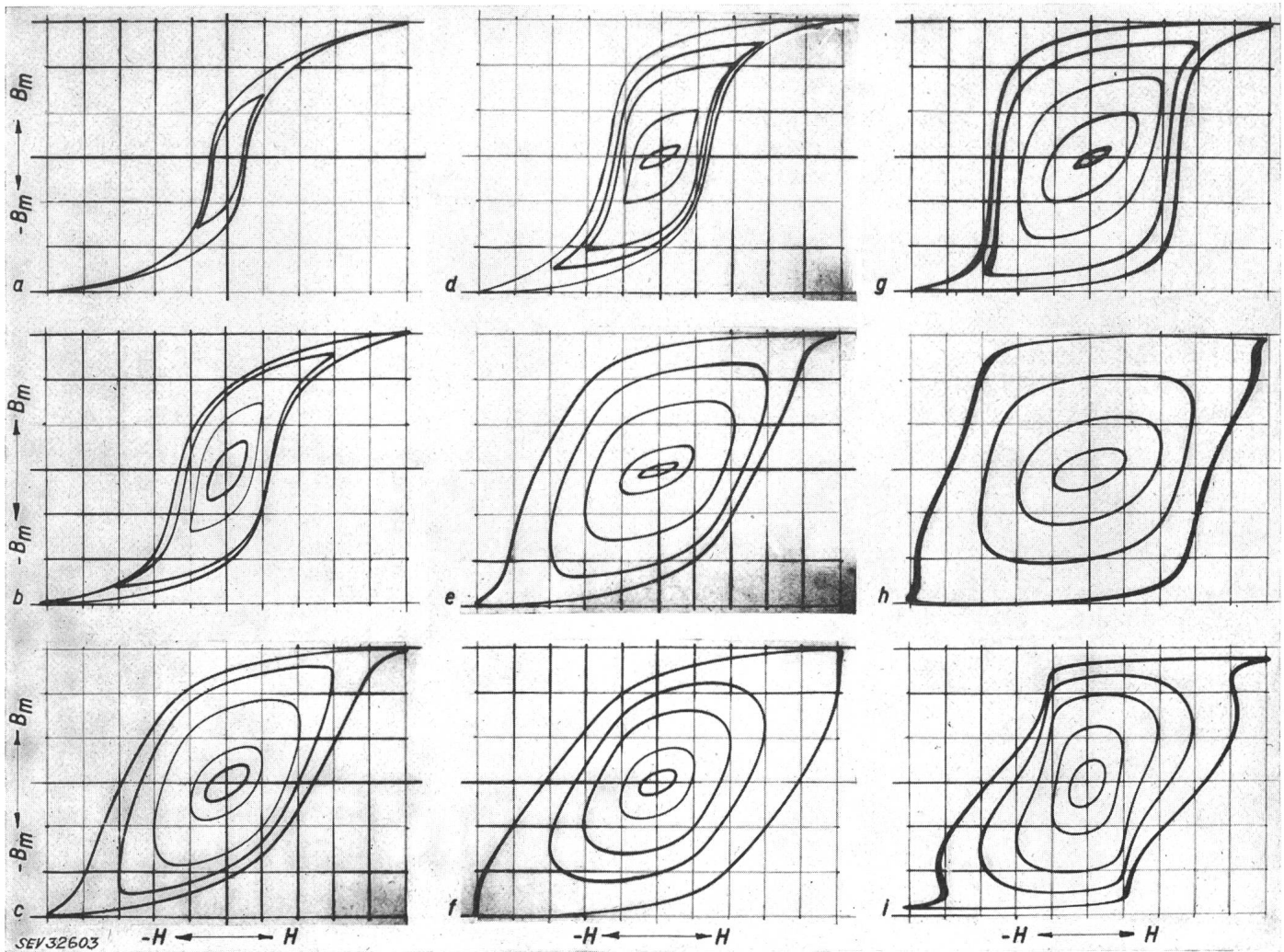


Fig. 2

Stationäre Magnetisierungsschleifen bei verschiedenen Frequenzen

B_m magnetische Induktion, Mittelwert über dem Blechquerschnitt; H magnetische Feldstärke; $\hat{B}_m \max$, $\hat{H}_m \max$ Scheitelwerte der grössten gezeichneten Schleifen

- Osz. a, b, c: Kern Nr. 1 (Dynamoblech IV)
- Osz. d, e, f: Kern Nr. 2 (Dynamoblech II)
- Osz. g, h, i: Kern Nr. 5 (Armco oriented M-6W)

Osz.	f [Hz]	$\hat{B}_m \max$ [Vs/m ²]	$\hat{H}_m \max$ [A/cm]
a	50	1,2	5,0
b	250	1,2	5,0
c	1000	1,2	5,0
d	50	1,23	5,0
e	250	1,23	5,0
f	1000	1,23	10,0
g	50	1,5	0,5
h	250	1,5	1,0
i	1000	1,4	4,0

verluste zu, bis die Schleife für 100 Hz über 80 % der möglichen Rechteckfläche umschreibt. Bei weiter steigender Frequenz und konstantem Magnetisierungsstrom wird der resultierende Fluss im Eisen kleiner und die mittlere Induktion \hat{B}_m im Kern nimmt ab.

Eine Auswertung dieser Oszillogramme zeigen die Fig. 4...6. Die Kurven der Verlustarbeit W_v pro Zyklus und pro Volumeneinheit (Fig. 4 und 5) werden aus den Flächen der stationären Schleifen erhalten. Die Verlustarbeit setzt sich in erster Näherung aus der frequenzunabhängigen Hysteresisarbeit W_h und der frequenzabhängigen Wirbelstromarbeit W_w zusammen. Bei der Berechnung unter vereinfachenden

Annahmen findet man, dass die Verlustarbeit pro Zyklus bei tiefen Frequenzen linear, bei steigender Frequenz nur noch mit der Quadratwurzel aus der Frequenz zunimmt. Dies tritt infolge verstärkter Feldverdrängung ein und gilt nur, wenn die mittlere Induktion \hat{B}_m konstant bleibt [6].

Beim Auftragen der Verlustarbeit pro Zyklus in der Ordinatenachse und der Frequenz f in der Abszissenachse, sollten die Kurven für tiefe Frequenzen zu Geraden werden und mit steigender Frequenz in eine Sättigung übergehen. Dies ist aus den Kurven des kornorientierten Bleches tatsächlich ersichtlich. Der Einfluss der Feldverdrängung wirkt sich erst ab ca. 400 Hz aus. Die Verluste der beiden Werk-

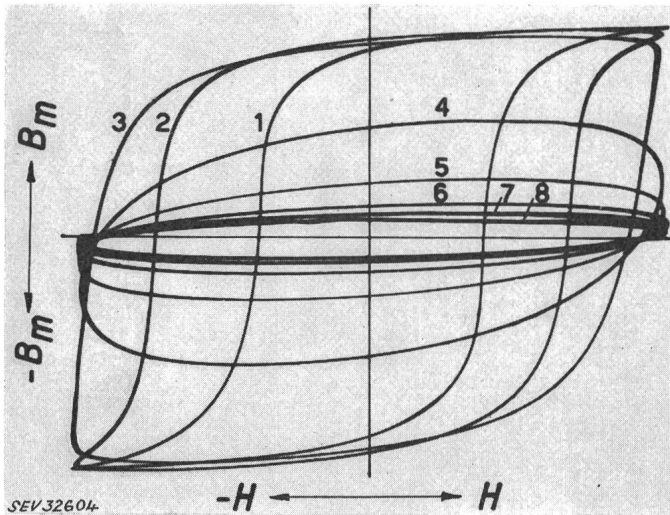


Fig. 3

Stationäre Magnetisierungskurven bei konstanter magnetischer Feldstärke \hat{H}

Kern Nr. 5, Armco M-6W

$\hat{B}_{m \max} = 1,4 \text{ Vs/m}^2$; $\hat{H} = 0,35 \text{ A/cm}$

Kurve	1	2	3	4	5	6	7	8
Frequenz [Hz]	10	50	100	200	500	1000	1500	2000

stoffe bewegen sich bei $50 < f < 2000 \text{ Hz}$ in der gleichen Größenordnung.

In Fig. 6 ist zuletzt die notwendige Feldstärke \hat{H} , für konstante mittlere Induktion \hat{B}_m , in Funktion der Frequenz aufgezeichnet. Die Frequenzabhängigkeit ist beim kornorientierten Blech viel grösser als beim Dynamoblech. Auffallend ist, dass die Feldstärke H für konstante mittlere Induktion bei beiden Kernen mit der Frequenz linear zunimmt.

2. Dynamische Ausschwingkurven

2.1 Eisenkern ohne Luftspalt

Fig. 7 und 8 zeigen die Oszillogramme einiger charakteristischer Magnetisierungskurven beim Ausschwingvorgang. Erst wurde ein Zyklus der stationären Kurve mit Netzfrequenz aufgezeichnet und dann der Schalterstrom im Scheitelwert unterbrochen. Man stellt fest, dass die Ausschwingkurve

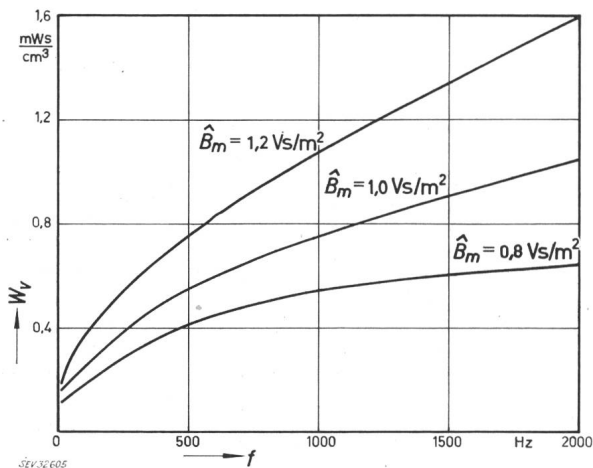


Fig. 4

Verlustarbeit W_v pro Periode und pro Volumeneinheit in Funktion der Frequenz f

Kern 1, Dynamoblech IV

während der ersten Viertelperiode in jedem Fall höher liegt als die vorangehende stationäre 50-Hz-Schleife. Die freiwerdende Energie ist deshalb immer kleiner als bei einem Ausschwingverlauf entlang der 50-Hz-Schleife. Nach dem Abklingen der Schwingung ist die Remanenz B_r stets kleiner als die Remanenz der 50-Hz-Schleife. Sobald die Sättigung

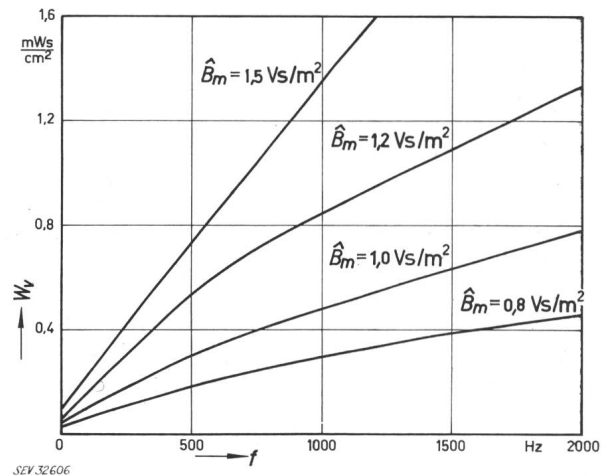


Fig. 5

Verlustarbeit W_v pro Periode und pro Volumeneinheit in Funktion der Frequenz f

Kern 5, Armco oriented M-6W

erreicht ist, wird die Remanenz mit zunehmender Ausgangsinduktion B_m kleiner. Für Dynamoblech wird $B_r = 0$ für $B_m = 1 \text{ Vs/m}^2$ (Fig. 7). Bei kornorientiertem Blech ist die Dämpfung der Eigenschwingung so stark, dass auch bei grosser Ausgangsinduktion keine Entmagnetisierung des Eisens eintritt (Fig. 8).

In Tabelle II sind verschiedene Grössen in Funktion der Induktion B_m und der Kapazität C eingetragen.

Die Eigenfrequenz, angegeben in Kolonne 3, wird aus der ersten Halbperiode des Ausschwingvorganges berechnet. Da die Induktivität der Eisenspule mit abnehmender Magnetisierung grösser wird, nimmt die Eigenfrequenz beim Ausschwingen ab (siehe z. B. Fig. 7 und 8, Spannung u_c).

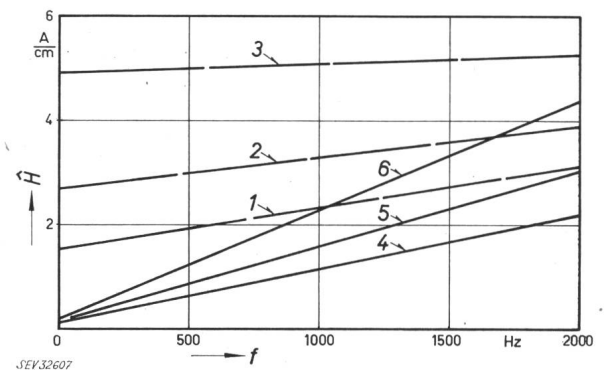


Fig. 6

Feldstärke \hat{H} bei konstantem Fluss, bzw. \hat{B}_m
 \hat{B}_m mittlere Induktion; f Frequenz

Kurve	Material	\hat{B}_m [Vs/m ²]
1	Kern 1, Dynamoblech IV	0,8
2	Kern 1, Dynamoblech IV	1,0
3	Kern 1, Dynamoblech IV	1,2
4	Kern 5, Armco M-6W	0,8
5	Kern 5, Armco M-6W	1,0
6	Kern 5, Armco M-6W	1,2

\hat{B}_m Vs/m ²	C μF	f Hz	$W_m \cdot 10^{-4}$ VAs/cm ²	W_f / W_m %	\hat{u}_c V	\hat{u}_m V	B_r Vs/m ²	k $\hat{u}_c / \hat{u}_{stat.}$
1	2	3	4	5	6	7	8	9
Kern 1, Dynamoblech IV, A _{Fe} = 2,99 cm ²								
0,8	2,0		98	25,5	47	49	+0,18	1,6
1,0			197	34,8	74	82	-0,05	2,1
1,2			367	46,3	118	130	-0,20	2,5
1,5		≈ 250	1 010	63,0	230	245	+0,19	4,0
0,8	1,0		98	25,0	63	70	+0,23	2,1
1,0			197	35,0	104	117	0	2,9
1,2			367	51,0	170	193	-0,18	3,7
1,5		≈ 350	1 010	58,0	320	340	+0,21	5,6
0,8	0,5		98	23,8	87	94	+0,22	2,9
1,0			197	32,5	145	160	+0,07	4,0
1,2			367	43,0	230	265	-0,13	4,9
1,5		≈ 500	1 010	61,0	450	495	+0,12	7,8
0,8	0,25		98	20,4	125	126	+0,27	4,2
1,0			197	25,4	195	200	+0,23	5,4
1,2			367	37,8	310	333	-0,09	6,6
1,5		≈ 750	1 010	53,5	600	655	-0,24	10,4
Kern 3, Dynamoblech IV, A _{Fe} = 4,5 cm ²								
0,8	0,5		98	24,4	117	125		2,5
1,0			197	32,5	173	196		3,3
1,2			367	39,1	270	284		3,9
1,5		≈ 500	1 010	58,5	540	595		6,0
Kern 5, Armco oriented M-6W, A _{Fe} = 2,99 cm ²								
1,0	0,5		28	3,9	23	21	+0,75	0,60
1,2			51	4,0	28	28	+0,9	0,62
1,5			66	8,2	44	47	+1,12	0,77
1,8		≈ 250	152	11,2	84	83	+1,15	1,25
1,0	0,25		28	3,4	30	28	+0,75	0,81
1,2			51	3,5	37	38	+0,92	0,82
1,5			66	6,1	56	56	+1,15	0,98
1,8		≈ 330	152	13,8	125	126	+1,20	1,85
1,0	0,1		28	2,4	37	37	+0,80	1,00
1,2			51	2,9	49	55	+0,95	1,10
1,5			66	5,3	78	83	+1,20	1,37
1,8		≈ 570	152	12,5	170	190	+1,30	2,25
1,0	0,01		28	2,1	50	49	+0,82	1,35
1,2			51	2,7	65	75	+1,00	1,45
1,5			66	4,5	100	110	+1,27	1,75
1,8		aper.	152	9,2	220	236	+1,39	3,26

\hat{B}_m Induktion; C Kapazität; f Frequenz; W_m vom magnetischen Kreis aufgenommene Energie; W_f beim Ausschwingvorgang bis zum ersten Nulldurchgang des Stromes frei werdende Energie; \hat{u}_c an der Kapazität gemessene Überspannung; \hat{u}_m Überspannung aus der freiwerdenden Energie berechnet; B_r Remanenzinduktion; k Überspannungsfaktor; $\hat{u}_{stat.}$ Stationäre Spannung vor dem Ausschalten.

Die Werte der Kolonne 4 stellen die vom magnetischen Kreis pro Volumeneinheit aufgenommene Energie dar, wenn die stationäre Hysteresisschleife bei 50 Hz von $B_m = 0 \dots \hat{B}_m$ durchlaufen wird (Energie-Aufbau):

$$W_m = \int_0^{\hat{B}_m} H dB_m$$

W_m nimmt stark zu, sobald der Kern gesättigt ist. Dies ist bei Dynamoblech IV bei $\hat{B}_m = 1,2$ Vs/m² und beim kornorientierten Blech Armco M-6W für $\hat{B}_m = 1,5$ Vs/m² der Fall.

In Kolonne 5 ist die Energie W_f , bezogen auf die aufgenommene Energie W_m , angegeben. W_f ist die Energie, welche beim Ausschwingvorgang bis zum ersten Nulldurchgang des Stromes frei wird. Dieses Verhältnis W_f/W_m kann als Wirkungsgrad des magnetischen Kreises angesehen werden. Bei der Leerlaufabschaltung strebt man einen möglichst schlechten Wirkungsgrad an, damit die freiwerdende Energie und dadurch die Überspannung klein wird. Die freiwerdende Energie wird mit zunehmender Eigenfrequenz, d. h.

verkleinerter Parallelkapazität C kleiner. Diese Abnahme von W_f beträgt zwischen 200 und 800 Hz bei beiden Blechen ca. 20 %. Beim Kern aus kornorientiertem Material ist der magnetische Wirkungsgrad für gleiche Induktion und gleiche Kapazität ca. 8mal kleiner als beim Dynamoblech. Ein Vergleich von Kern 1 und Kern 3 aus gleichem Material, deren Eisenquerschnitte sich wie 1:1,5 verhalten, zeigt ferner, dass die freiwerdende Energie pro Volumeneinheit von den geometrischen Abmessungen des Kerns unabhängig ist.

Kolonne 6 gibt die an der Kapazität gemessene Überspannung \hat{u}_c an. Die Messreihe veranschaulicht deutlich den Einfluss der Maximalinduktion auf die Höhe der Überspannung. Bei einer Steigerung der Induktion von $\hat{B}_m = 1,2$ auf 1,5 Vs/m², bzw. von 1,5 auf 1,8 wird die Überspannung ungefähr verdoppelt. Beachtenswert ist die Tatsache, dass die Überspannung beim Kern aus kornorientiertem Blech für gleiche Induktion und gleiche Kapazität zwischen 6 und 10mal kleiner ist, als beim Dynamoblech.

Die aus der freiwerdenden Energie, bei bekannter Kapazität, berechneten Überspannungen \hat{u}_m befinden sich in Kolonne 7. Die Werte sind durchschnittlich 10 % höher als die

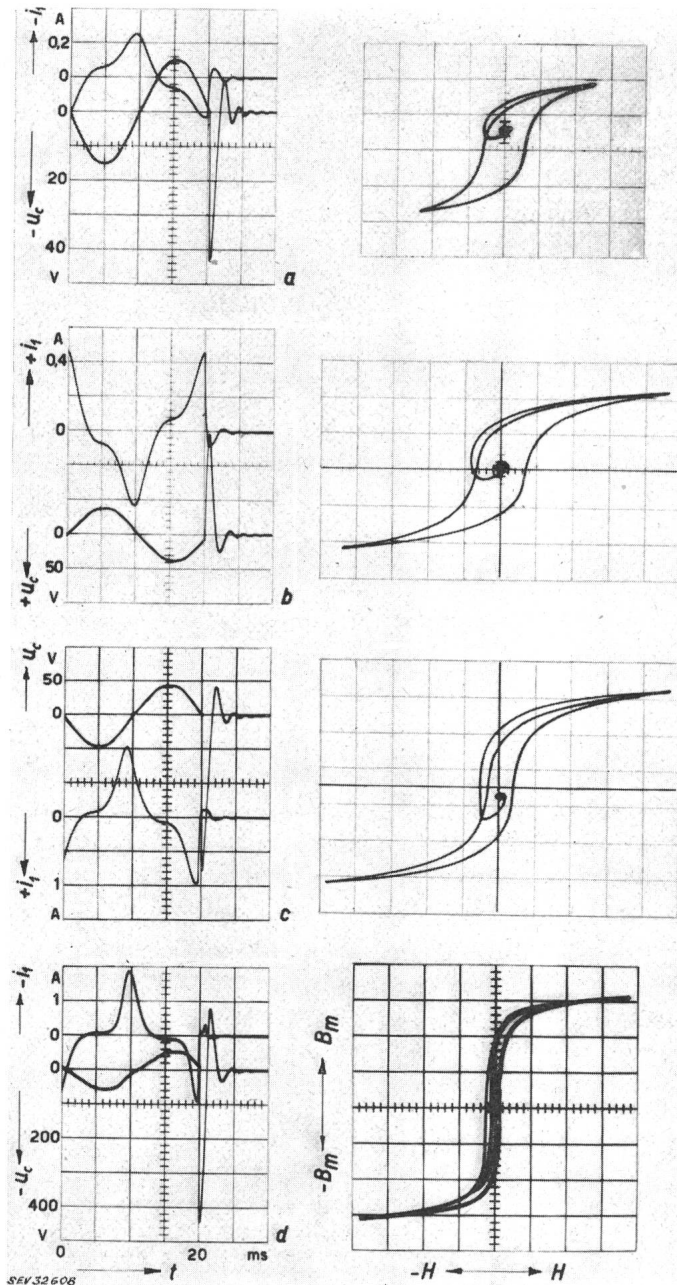


Fig. 7

50-Hz-Wechselstromschleife mit Ausschwingkurve
Dynamoblech IV, Kern 1
Kapazität $C = 0,5 \mu\text{F}$

Osz.	a	b	c	d	Einheit
\hat{B}_m	0,8	1,0	1,2	1,5	Vs/m ²
\hat{H}	2,12	4,06	9,0	35	A/cm

u_c Primärspannung; i_1 Primärstrom; t Zeitachse, Abschaltmoment bei $t \approx 20$ ms; B_m magnetische Induktion; H magnetische Feldstärke; η Luftspaltverhältnis

gemessenen. Wie man sah, ist die Energie in magnetischer Form in der Transformator-Hauptinduktivität gespeichert und der Kondensator praktisch ohne Ladung. Bevor nun über der Kapazität eine Spannung erscheinen kann, muss ein Ausgleichsstrom vom Magnetspeicher in den Kondensator fließen. Der Widerstand R_1 der Wicklung, sowie der Stromshunt R bewirken einen Energieverlust, so dass die effektiv an der Kapazität erscheinende Spannung etwas kleiner sein muss als die Berechnete. Der mit vereinfachten

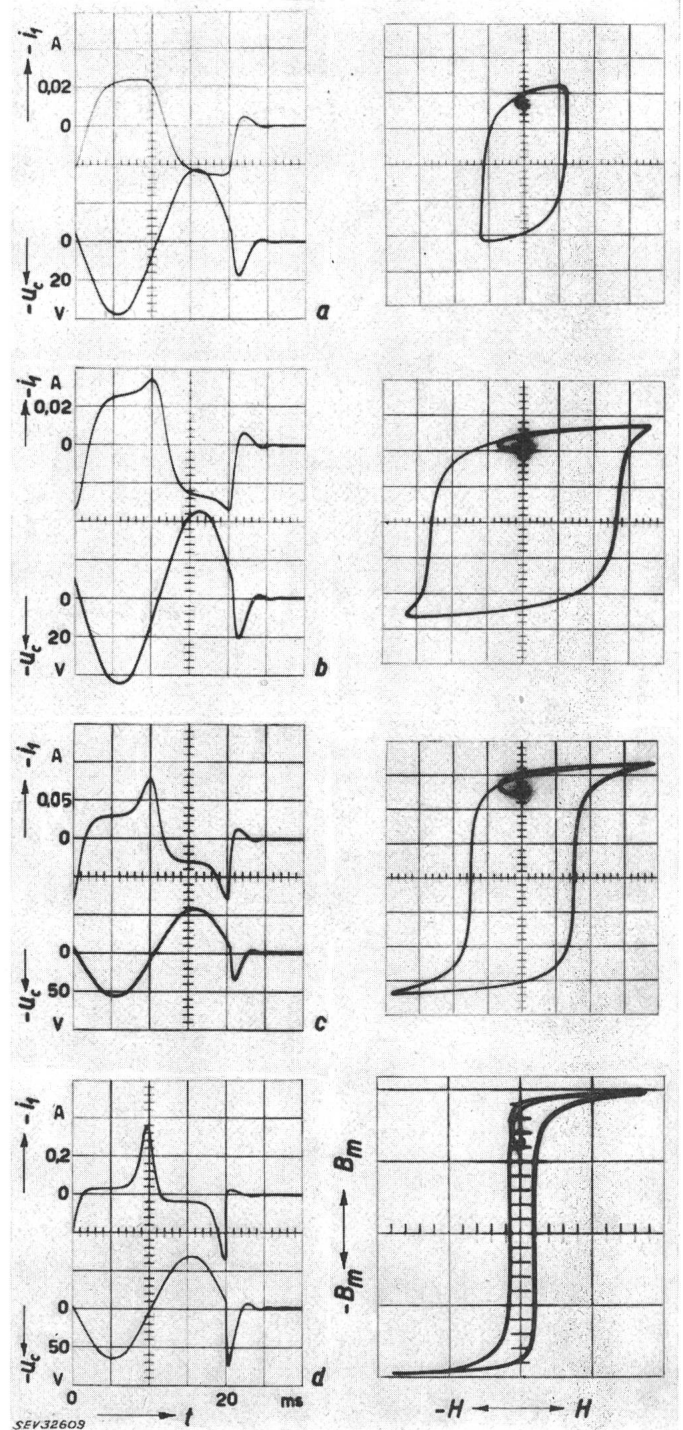


Fig. 8

50-Hz-Wechselstromschleife mit Ausschwingkurve
Armco oriented M-6W, Kern 5
Kapazität $C = 0,5 \mu\text{F}$

Osz.	a	b	c	d	Einheit
\hat{B}_m	1,0	1,2	1,5	1,8	Vs/m ²
\hat{H}	0,231	0,315	0,715	3,23	A/cm

Bezeichnungen siehe Fig. 7

Annahmen berechnete Spannungsunterschied liegt in der feststellbaren Größenordnung.

In Kolonne 8 sind die Remanenzinduktionen B_r angegeben, welche im Kern nach dem Abklingen der Ausschwingung vorhanden sind.

Die Überspannungsfaktoren k in Kolonne 9 werden aus dem Verhältnis: grösste Spannungsspitze während der Ausschaltung \hat{u}_c , geteilt durch den Scheitelwert der stationären Spannung vor der Schaltung \hat{u}_{stat} , berechnet. Bei gleicher Eigenfrequenz ist der Überspannungsfaktor beim Kern aus kornorientiertem Blech je nach Ausgangsinduktion 4...5 mal kleiner als beim Dynamoblech.

In erster Näherung ist bei konstanter Induktion \hat{B}_m die Energie W_f pro Volumen V konstant. Dies gilt, solange der relative Streufluss derselbe ist, und die Eigenfrequenzen nicht zu sehr voneinander abweichen. Damit wird die Überspannung:

$$\hat{u}_c \sim \sqrt{\frac{V}{C}}$$

Die stationäre Spannung ist bei zeitlich sinusförmiger Änderung des Feldes:

$$\hat{u}_{stat} = 2\pi f N_1 \hat{B}_m A$$

und bei konstanter Netzfrequenz:

$$\hat{u}_{stat} \sim N_1 A$$

Daraus wird der Überspannungsfaktor:

$$k = \frac{\hat{u}_c}{\hat{u}_{stat}} \sim \frac{l}{N_1 \sqrt{C V}}$$

Mit Hilfe dieser Proportionalitätsrelation können die an Kernen mit ungleichen Dimensionen gemessenen Überspannungsfaktoren auf gleiche Kernabmessungen umgerechnet werden.

$$\frac{k_1}{k_2} \sim \frac{l_1 N_{12} \sqrt{C_2 V_2}}{l_2 N_{11} \sqrt{C_1 V_1}}$$

k_1 gemessener Überspannungsfaktor; k_2 gesuchter Überspannungsfaktor.

Voraussetzung bleibt, dass der Streufluss derselbe ist und dass die Eigenfrequenzen nicht zu sehr verschieden voneinander sind, sonst darf die freiwerdende Energie pro Volumeneinheit nicht mehr als konstant angenommen werden.

In Fig. 9 sind schliesslich die an Kern 1 (Dynamoblech) gemessenen Überspannungen in Funktion des Ausschaltwinkels aufgetragen. Die Überspannung weist beim Strommaximum ebenfalls ein ausgeprägtes Maximum auf, entsprechend der Form des Erregerstromes.

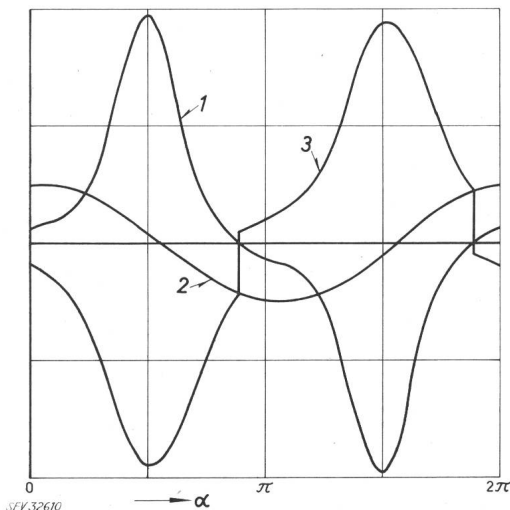


Fig. 9
Überspannung \hat{u} , in Funktion des Ausschaltwinkels
1 Leerlaufstrom i_l ; 2 Primärspannung $u_{c, stat}$ vor dem Ausschalten;
3 Überspannung \hat{u}_c nach dem Ausschalten

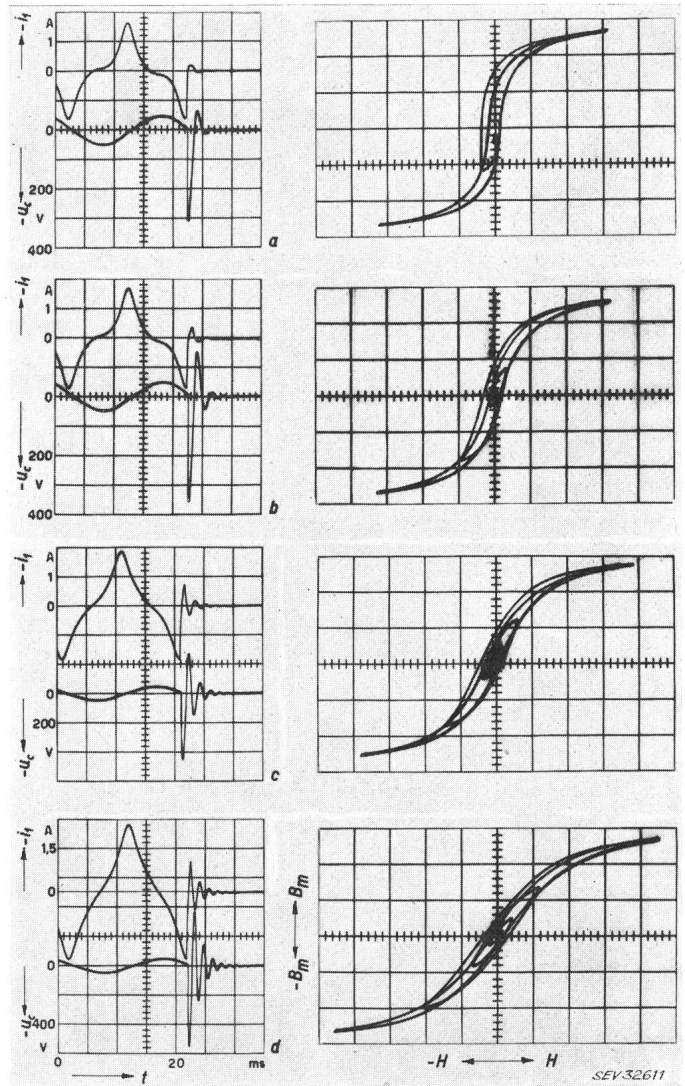


Fig. 10
50-Hz-Wechselstromschleife mit Ausschwingkurve bei veränderlichem Luftspalt

Dynamoblech IV, Kern 4; Induktion: $\hat{B}_m = 1,2 \text{ Vs/m}^2$

Osz.	a	b	c	d	Einheit
η	0,06	0,4	0,7	1,2	mm/m
\hat{H}	14,8	15,8	17,1	20,8	A/cm

Bezeichnungen siehe Fig. 7

3. Eisenkern mit Luftspalt

Zur Illustration des Einflusses des Luftspaltes dienen die Oszillogramme in Fig. 10 und 11. Sie sind für Dynamoblech bei $\hat{B}_m = 1,2 \text{ Vs/m}^2$ und für das orientierte Blech bei $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$ gemessen. Man bewegt sich dadurch bei beiden Magnetisierungskurven ungefähr gleich stark in der Sättigung. Der magnetische Kreis besteht jetzt aus einem Eisen- und einem Luftweg. Von den aufgebrauchten Ampèrewindungen wird deshalb nur ein Teil für den Aufbau des Feldes im Eisen aufgewendet, während der Rest für die Luftspaltmagnetisierung «aufgebraucht» wird. Für gleichen Luftspalt erwartet man beim kornorientierten Blech, dass der relative Anteil der Energie W_L im Luftspalt zur Energie W_{Fe} im Eisen wesentlich grösser ist als beim Dynamoblech.

Das Luftspaltverhältnis η stellt den Quotienten aus Luftspatlänge in mm zu Eisenweg in m dar. Je grösser das Luftspaltverhältnis, desto flacher verläuft die Magnetisie-

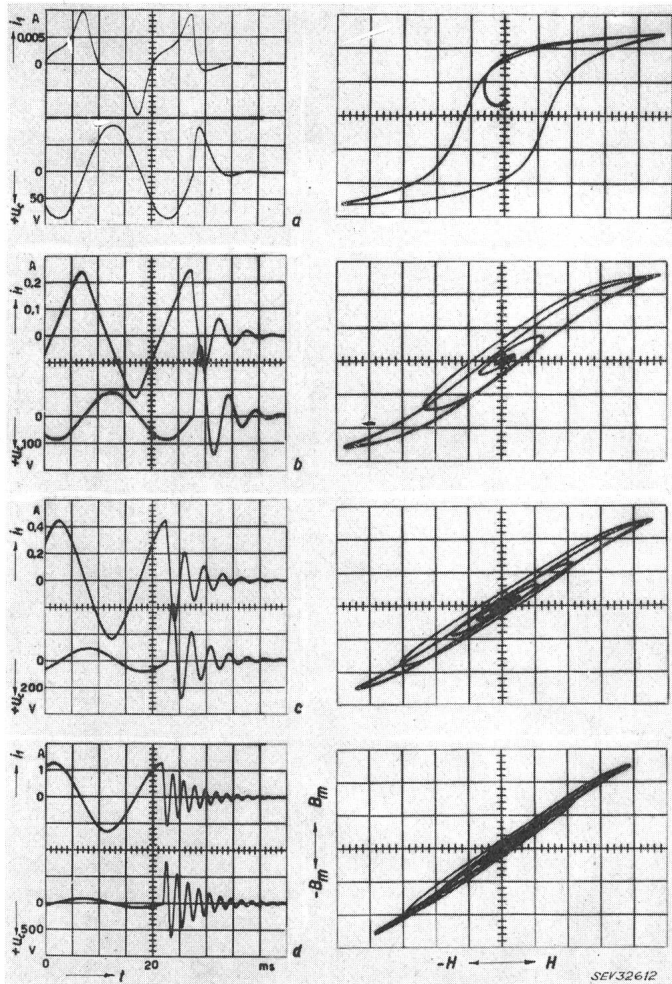


Fig. 11

50-Hz-Wechselstromschleife mit Ausschwingkurve bei veränderlichem Luftspalt

Armco oriented M-6W, Kern 6; Induktion: $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$

Osz.	a	b	c	d	Einheit
η	0,05	0,23	0,56	0,99	mm/m
\hat{H}	1,25	3,1	5,81	9,9	A/cm

Bezeichnungen siehe Fig. 7

rungsschleife und umso öfters wird das Eisen ummagnetisiert bis zum Abklingen der Schwingung. Dabei bleibt die Zeitkonstante der Umhüllenden der Abschalterschwingung praktisch konstant, d. h. die Schwingung klingt unabhängig vom Luftspalt und von der Eigenfrequenz nach einer festen Zeit ab. Die Eigenfrequenz nimmt infolge verkleinerter Induktivität mit zunehmender Luftspallänge zu.

Im Stromverlauf macht sich die Zunahme der Luftspaltmagnetisierung bei sinusförmiger Induktion durch die Addition des sinusförmigen Stromes der Luftspaltmagnetisierung zum verzerrten Magnetisierungsstrom bemerkbar.

In Fig. 12 ist der magnetische Wirkungsgrad, d. h. der Quotient aus der in der ersten Viertelperiode der Eigenschwingung freiwerdenden Energie W_f zur Energie W_m in Funktion des Luftspaltverhältnisses η angegeben. W_m wird jetzt im Eisen und im Luftspalt gespeichert, bzw. verbraucht. Die Energie W_f hängt von der Grösse des Luftspaltes ab. Der Kern aus kornorientiertem Blech gibt für die kleinste Luftspalte weniger als 10 % der aufgenommenen Energie wieder frei, der Kern aus Dynamoblech über 40 %. Mit zunehmendem Luftspalt ändern sich die Verhältnisse sehr

rasch. Bei $\eta = 1 \text{ mm/m}$ ist die freiwerdende Energie beim orientierten Blech bereits auf 80 %, beim Dynamoblech erst auf 60 % der Energie W_m gestiegen.

Die durch die freiwerdende Energie bedingten Überspannungsfaktoren sind in Fig. 13 in Funktion des Luftspaltverhältnisses η dargestellt. Die Kurven 1 und 2 stellen Messwerte dar. Die Kurve 3 ist die von Kern 6 auf Kern 4 umgerechnete Kurve 2 ($k_3/k_2 = 1,46$). Beim Vergleich der Kurven 1 und 3 muss berücksichtigt werden, dass Kurve 1 bei Dynamoblech IV mit $B_m = 1,2 \text{ Vs/m}^2$ und Kurve 3 bei Armco M-6W mit $B_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$ bestimmt sind. Aus dem Verlauf der Kurven $k(\eta)$ sieht man, dass es bei sorgfältiger Konstruktion des Transformatorernes möglich ist, den Überspannungsfaktor trotz höherer Induktion, kleiner zu machen als bei Dynamoblech. Die Kurven weisen für kleine Luftspalte die grösste Steilheit auf. Dabei reagiert der Kern aus kornorientiertem Blech sehr empfindlich auf die Vergrößerung des Luftspaltes. Bei rückzündungsfreier Abschaltung wird der Überspannungsfaktor zwischen $\eta = 0 \text{ mm/m}$ und $\eta = 0,5 \text{ mm/m}$ für Armco M-6W ungefähr verzehnfacht, für Dynamoblech IV nur verdoppelt. Für $\eta = 2 \text{ mm/m}$ sind unter den gemachten Voraussetzungen für Kerne aus kornorientierten Blechen sogar grössere Überspannungen zu erwarten. Der spezifische Vorteil des orientierten Bleches, der kleine magnetische Wirkungsgrad, wird also schon durch einen relativ kleinen Luftspalt illusorisch gemacht. Er kann daher nur durch einen geschachtelten Kern ausgenützt werden.

Unter den bei der Ableitung der Proportionalitätsrelation gemachten Einschränkungen lässt sich ein bekannter Überspannungsfaktor von einem Transformator auf einen andern umrechnen. Kernmaterial und Luftspaltverhältnis müssen bei beiden Transformatoren gleich sein. Variabel sind Eisen volumen, Kapazität und Windungszahl.

Ein Beispiel soll zeigen, wie mit den Modellmessungen die in der Praxis zu erwartende max. Grösse der Überspannungsfaktoren aus den Kurven der Fig. 13 bestimmt werden kann.

Gegeben sind:

Einphasentransformator	50 Hz
Nennleistung	4300 kVA
Nennspannung	40/53 kV
Induktion \hat{B}_m	1,2 Vs/m ²
Kern: Material	Dynamoblech IV
Effektiver Eisenquerschnitt	850 cm ²
Eisenweg	555 cm
Luftspalt (Stossfugen)	$4 \times 0,4 \text{ mm} = 1,6 \text{ mm}$
Luftspaltverhältnis	$\approx 0,3 \text{ mm/m}$

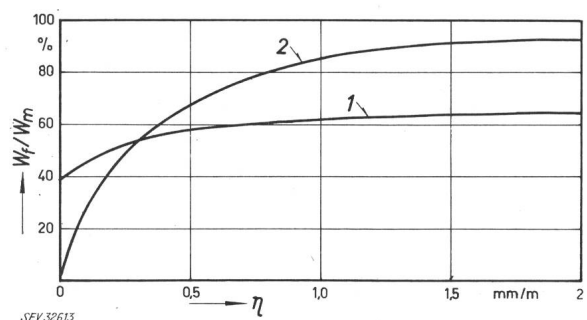


Fig. 12

Verhältnis der freiwerdenden Energie W_f zur aufgenommenen Energie W_m in Funktion des Luftspaltverhältnisses η

1 Dynamoblech IV, Kern 4; $\hat{B}_m = 1,2 \text{ Vs/m}^2$

2 Armco M-6W, Kern 6; $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$

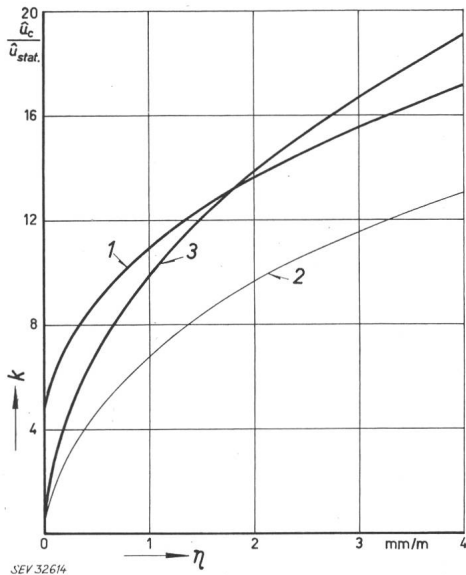


Fig. 13

Überspannungsfaktor k von Modelltransformatoren in Funktion des Luftspaltverhältnisses η
Kapazität $C = 0,5 \mu\text{F}$

- 1 Dynamoblech IV, Kern 4; $\hat{B}_m = 1,2 \text{ Vs/m}^2$
- 2 Armco M-6W, Kern 6; $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$
- 3 Kurve 2 (Kern 6) auf Kern 4 umgerechnet; $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$

Windungszahl, primär 1330 Wdg.
Eigenkapazität 3100 pF
Zusatzkapazität 9300 pF

Überspannungsfaktor k_1 aus Fig. 13, Kurve 1

Gesucht wird:

Überspannungsfaktor k_2 des Transformators mit Zusatzkapazität.

Das Verhältnis der Überspannungsfaktoren ergibt sich aus der Proportionalitätsrelation: $k_1/k_2 = 2,13$. Zum Vergleich wird noch der Überspannungsfaktor für einen geschachtelten Kern ($\eta = 0,025 \text{ mm/m}$) und für einen Kern aus Armco oriented M-6W bei $B_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$ angegeben. (Windungszahl 1065 Wdg., $k_1/k_2 = 1,7$). Die Resultate sind in Tab. III zusammengestellt.

Die letzte Kolonne in Tab. III stellt den von der FKH gemessenen Höchstwert k_2 gemessen aus 20 Abschaltungen mit einem ölarmen Schalter dar. Der aus der Modellmessung bestimmte, theoretisch mögliche, d. h. der bei rückzündungsfreier Abschaltung des Leerlaufstromes im Scheitelwert zu erwartende Überspannungsfaktor $k_2 = 3,6$ wird nicht erreicht, doch ist es durchaus möglich, dass bei genügend grosser Zahl von Abschaltungen dieser Wert auch bei einem technischen Schalter erreicht werden kann. Mit einem Kern

Resultate des Beispiels

Tabelle III

Kernmaterial	\hat{B}_m Vs/m ²	η mm/m	k_1 aus Fig. 13	k_2 (Trans- formator 4,3 MVA)	k_2 (ge- messen)
Dynamoblech IV	1,2	0,3 0,025	7,8 5,5	3,6 2,4	1,75
Armco oriented M-6W	1,5	0,3 0,025	5,8 1,4	3,4 0,8	

aus orientiertem Blech, $\hat{B}_m = 1,5 \text{ Vs/m}^2$ und $\eta = 0,3 \text{ mm/m}$, liegt der mögliche Überspannungsfaktor mit $k_2 = 3,4$ ebenfalls über dem in der Praxis oft angesetzten Höchstwert von 2,5.

Um den Transformator gegen Beschädigungen zu schützen, wurde die wirksame Eigenkapazität von 3100 pF auf 12 400 pF vergrössert. Infolge des Kapazitätsverhältnisses von 1:4 sind bei der reinen Eigenkapazität doppelt so hohe Überspannungsfaktoren zu erwarten. Nur ein Transformator in geschachtelter Bauart aus kornorientierten Blechen wird in diesem Fall, unabhängig vom Schalter, die Überspannung auf zulässige Werte begrenzen. Für einen Überspannungsfaktor von $k = 2,5$ beträgt der zulässige totale Luftspalt im vorliegenden Beispiel 0,3 mm.

Ob die Umrechnung der Modellresultate auf Leistungstransformatoren zulässig ist, lässt sich aus dem Vergleich in Tab. III vermuten, sollte aber durch Messungen an verschiedenen Transformatoren noch bestätigt werden. Vor allem wäre der grosse Einfluss des Luftspaltes, d. h. der Einfluss des Schachtelns der Bleche noch experimentell zu beweisen.

Literatur

- [1] K. Berger, R. Pichard: Die Berechnung der beim Abschalten leerlaufender Transformatoren, insbesondere mit Schnellschaltern entstehenden Überspannungen. Bull. SEV, Bd. 35, 1944.
P. Baltensberger: Surtension lors du déclenchement de faible courants inductifs. CIGRE 116, 1950.
A. W. Roth, H. R. Strickler: Etude de la réduction des surtensions résultant du déclenchement de transformateurs marchant à vide. CIGRE 129, 1954.
P. Baltensberger: Form und Grösse der Überspannungen beim Schalten kleiner induktiver sowie kapazitiver Ströme in Hochspannungsnetzen. BBC-Mitt., Jg. 47, 1960.
- [2] K. Berger: Schaltüberspannungen und ihre Begrenzungsmöglichkeiten. Bull. SEV, Bd. 53, 1962.
- [3] A. Goldstein: Die Messung der Wechselstromhystereseschleife mit dem Oszillographen. BBC-Mitt., Jg. 32, 1945.
- [4] Millman und Taub: Pulse and Digital Circuits. Mc. Graw-Hill, 1956.
- [5] G. Weissenberger: Über die Flussverzögerung in ferromagnetischen Kreisen. Diss. ETH 1952.
- [6] K. Küpfmüller: Einführung in die theoretische Elektrotechnik.

Adresse des Autors:

Bernhard Staub, dipl. Ingenieur ETH, Hochspannungslaboratorium der ETH, Gloriastrasse 35, Zürich 7/6.

Der elektrische Kontakt als Gegenstand der Forschung und eines internationalen Erfahrungsaustausches

Von A. Keil, Schwäbisch Gmünd

621.3.066.6

Einleitung

Es ist das grosse Verdienst von Ragnar Holm, die praktisch seit den Anfängen der Verwertung der Elektrizität für technische Zwecke bestehenden Probleme der möglichst verlustfreien Kontaktierung stromführender Bauelemente in ihrer Gesamtheit klar erkannt und zu einem eigenen Forschungsgebiet ausgebaut zu haben [1]. Entsprechend ent-

halten seine Arbeiten die Definitionen für die speziellen, in diesem Bereich beobachteten physikalischen Erscheinungen, und die aus ihnen entwickelten gesetzmässigen Beziehungen stellen das Fundament aller Kontaktforschung dar.

Die fortschreitende Entwicklung der Technik hat aber dann immer deutlicher gezeigt, dass die Problematik des elektrischen Kontaktes nicht einfach physikalisch ist. Es