

Zeitschrift: Bulletin de l'Association suisse des électriciens
Herausgeber: Association suisse des électriciens
Band: 5 (1914)
Heft: 8

Artikel: Theorie und Berechnung der Spannungswandler [Fortsetzung]
Autor: Wirz, Emil
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-1056634>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. 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. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

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. [Voir Informations légales.](#)

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. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 18.01.2025

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

Theorie und Berechnung der Spannungswandler.

Von Dr.-Ing. *Emil Wirz*, Burgdorf.

(Fortsetzung statt Schluss.)

3. Allgemeines über die Berechnung der Spannungswandler.

a) Eisenbeanspruchung, Kernquerschnitt und Eisenverluste.

Wie aus dem Vorhergehenden hervorgeht, sind die Phasenfehler eines Spannungswandlers in der Hauptsache von der Grösse des Verhältnisses $\frac{b_a}{g_a}$ zum Verhältnis $\frac{x_1}{r_1}$ abhängig und werden am kleinsten, wenn beide Verhältnisse gleich gross werden. Beim Uebersetzungsverhältnis hingegen kommt nicht nur $\frac{b_a}{g_a}$ in Betracht, sondern auch die Summe der Quadrate von b_a und g_a , da durch sie die Grösse des Magnetisierungsstromes und damit die Verluste im Eisen und zum Teil in der Primärwicklung bedingt sind. Wir wenden uns deshalb zuerst den Grössen b_a und g_a zu, welche erstere die Suszeptanz und die letztere die Konduktanz des magnetischen Kreises darstellt.

Wie aus der Theorie des allgemeinen Transformators bekannt ist, lässt sich der gesamte Magnetisierungsstrom I_a einer eisenhaltigen Spule in zwei Teile zerlegen, nämlich in den sogenannten Wattstrom I_{aw} , der in Phase mit dem erzeugten Kraftfluss ist und in den wattlosen Strom I_{aw1} , der um 90° gegen den Kraftfluss verschoben ist. Der erstere ist bedingt durch die Hysterisis- und Wirbelstromverluste im Eisen, währenddem der letztere zur Erzeugung des Kraftflusses erforderlich ist.

Bezeichnen wir mit W_{ei} die gesamten Eisenverluste und mit E_1 die induzierte elektromotorische Kraft in der Primärwicklung, die ausgedrückt wird durch die Beziehung

$$E_1 = 4 f_\varepsilon f w_1 B q_{ei} 10^{-8}$$

wenn f_ε den Formfaktor der beliebigen Kurvenform¹¹⁾, f die Periodenzahl, w_1 die primäre Windungszahl, B die maximale Induktion im Eisen und q_{ei} den effektiven Eisenquerschnitt bedeutet, so lässt sich die Wattkomponente des Magnetisierungsstromes ausdrücken durch

$$I_{aw} = \frac{W_{ei}}{E_1}$$

oder da der gesamte Eisenverlust auch durch die Beziehung $W_{ei} = E_1^2 g_a$ ausgedrückt werden kann, so ist

$$I_{aw} = E_1 g_a$$

Zur Berechnung der wattlosen Komponente gehen wir von der Ampèrewindungszahl aus, die nötig ist zur Magnetisierung des Eisenkernes und der vorhandenen Luftwege. Bezeichnen wir mit AW_{ei} die Eisenampèrewindungen und mit AW_1 die Luftampèrewindungen, so wird die wattlose Komponente

$$I_{aw1} = \frac{AW_{ei} + AW_1}{\sqrt{2} w_1} = E_1 b_a$$

Wenn uns daher die Verluste und die Ampèrewindungszahlen gegeben sind, so lassen sich aus obigen Beziehungen ohne weiteres die Grössen b_a und g_a berechnen. Die Verluste und Ampèrewindungszahlen lassen sich jedoch nicht mit der gewünschten Genauigkeit vorausberechnen, so dass man sich besser an gute Versuchsmittelwerte hält, die zur Genüge in der Literatur zu finden sind. Dadurch erleidet jedoch die Vorausberechnung derartiger

¹¹⁾ Im folgenden möge $f_\varepsilon = 1,11$, also Sinusform angenommen werden.

Apparate eine gewisse Unsicherheit, die jedoch hierbei nicht allzusehr ins Gewicht fällt, da nachträgliche Korrekturen verhältnismässig leicht vorzunehmen sind und man mit der Vorausberechnung lediglich nur bezweckt, dass der Spannungswandler unter normalen Verhältnissen in der günstigsten Zone arbeitet.

Für die Eisenverluste kann nun gesetzt werden

$$W_{ei} = I_{ei} q_{ei} w_{ei} \gamma_{ei} 10^{-3} \text{ Watt} \dots \dots \dots 22 \text{ a)}$$

und ebenso für die totale Ampèrewindungszahl

$$AW_t = AW_l + AW_{ei} = 0,8 \alpha \delta_0 B_{max} + I_{ei} aw_{ei} \dots \dots \dots 22 \text{ b)}$$

wenn w_{ei} den Verlust pro kg Eisen bei der betrachteten Induktion B_{max} , aw_{ei} die Ampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge bei der Induktion B_{max} , I_{ei} die mittlere Kraftlinienlänge im Eisen in cm, q_{ei} den effektiven Eisenquerschnitt in cm^2 , γ_{ei} das spezifische Gewicht des Eisens, bezogen auf dm^3 , α die Zahl der Stossfugen und δ_0 die aequivalente Länge des Luftweges der Stossfuge bedeuten.

Wenn uns daher der totale Verlust pro kg Eisen w_{ei} und die Ampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge aw_{ei} als Funktion der Induktion B_{max} gegeben ist, so lassen sich ohne weiteres die Faktoren b_a und g_a berechnen.

Nach früherem ist dann

$$\left. \begin{aligned} g_a &= \frac{W_{ei}}{E_1^2} = \frac{I_{ei} w_{ei} \gamma_{ei} 10^{13}}{q_{ei} w^2 (4,44 f B_{max})^2} \\ \text{und ebenso} \\ b_a &= \frac{AW_t}{\sqrt{2} w_l E_1} = \frac{I_{ei} aw_{ei} + 0,8 \alpha \delta_0 B_{max}}{\sqrt{2} w_l^2 q_{ei} 4,44 f B_{max}} 10^8 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots 23)$$

Da uns vorerst nicht diese einzelnen Grössen selber interessieren, sondern vielmehr ihr Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$, so wird dann

$$\frac{b_a}{g_a} = \left[\frac{aw_{ei}}{w_{ei}} + \frac{0,8 \alpha \delta_0 B_{max}}{I_{ei} w_{ei}} \right] \cdot \frac{4,44 f B_{max}}{\sqrt{2} \gamma_{ei}} \cdot 10^{-5} \dots \dots \dots 24)$$

Setzen wir schliesslich noch hierin $\frac{0,8 \alpha \delta_0 B_{max}}{I_{ei}} = aw_l =$ die Luftampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge, so wird dann

$$\frac{b_a}{g_a} = \left[\frac{aw_{ei} + aw_l}{w_{ei}} \right] \cdot \frac{4,44 f B_{max}}{\sqrt{2} \gamma_{ei}} \cdot 10^{-5} \dots \dots \dots 24 \text{ a)}$$

Besitzt der Spannungswandler einen vollkommen geschlossenen Eisenkern, also gar keine Verzäpfungen oder Stossfugen, so ist noch

$$\frac{b_a}{g_a} = \frac{aw_{ei}}{w_{ei}} \cdot \frac{4,44 f B_{max}}{\sqrt{2} \gamma_{ei}} 10^{-5} \dots \dots \dots 24 \text{ b)}$$

Beim stossfugenlosen Eisenkern ist also das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ nur von dem Verhältnis

$\frac{aw_{ei}}{w_{ei}}$, der Periodenzahl und der Induktion abhängig, nicht aber vom Eisenquerschnitt und der mittleren Kraftlinienlänge im Eisen.

Sieht man deshalb bei einer vorläufigen Festlegung der Hauptabmessungen eines Spannungswandlers vom Einfluss der Stossfugen ab, so kommt bei einer konstanten Periodenzahl, was ja praktisch meistens der Fall sein wird, für die Wahl des Verhältnisses $\frac{b_a}{g_a}$ um die Qualität des verwendeten Bleches und die Eisenbeanspruchung in Betracht, die aber,

wie früher bei Stromwandlern gezeigt wurde, in einem eigentümlichen gegenseitigen Verhältnis zu einander stehen. Eine nachträgliche Korrektur von $\frac{b_a}{g_a}$ infolge der unvermeidlichen Stossfugen lässt sich dann leicht vornehmen, wie weiter unten gezeigt werden soll.

Zur Berechnung der günstigsten Abmessungen der Wicklungen ist also in erster Linie die Ampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge aw_{ei} und der gesamte Eisenverlust pro kg Eisen w_{ei} als Funktion der Induktion erforderlich, welche jedoch, wie die Praxis zeigt, nicht nur von der Qualität des Eisenbleches abhängen, sondern auch durch die Bearbeitung desselben nicht unwesentlich im ungünstigen Sinne beeinflusst werden.¹²⁾ Dies gilt hauptsächlich für die Eisenverluste, die bekanntlich durch Gratbildung an den einzelnen Blechrändern und durch mangelhafte Isolation der einzelnen Bleche untereinander wesentlich erhöht werden, jedoch zeigt es sich, dass auch die Ampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge beim fertigen Transformator infolge der Stossfugen und der unvermeidlichen Strukturänderung der Bleche beim Bearbeiten erheblich höher wird, als eine Prüfung der Bleche im unbearbeiteten Zustande ergibt. Dazu mag auch die Alterungserscheinung, die bei verschiedenen Blechqualitäten sich verhältnismässig stark bemerkbar macht, nicht unwesentlich beitragen. Wenn daher zur Vorausberechnung der totalen Verluste und Ampèrewindungen des Eisenkörpers die Kurven für aw_{ei} und w_{ei} als Funktion der Eiseninduktion benutzt werden, so müssen alle diese erwähnten Erscheinungen berücksichtigt werden, indem eben zu den Werten dieser Kurven ein gewisser Prozentsatz zugeschlagen wird, der, wie Fischer-Hinnen in seiner oben erwähnten Arbeit sagt, nur aus möglichst vielen fertigen Apparaten und Maschinen gewonnen werden kann.¹³⁾ Zur Berechnung der günstigsten Abmessungen der Wicklungen in Bezug auf den Phasenfehler sind jedoch, wie oben gezeigt wurde, nicht die Eisenverluste und die Ampèrewindungszahlen einzeln nötig, sondern nur ihr Verhältnis, sodass eine Vergrösserung von aw_{ei} und w_{ei} beim fertigen Spannungswandler nur eine Vergrösserung des Uebersetzungsverhältnisses, nicht aber eine Veränderung der Phasenverschiebung Ψ_e zwischen den Spannungen P_1 und P_2 hervorruft, sofern eben aw_{ei} und w_{ei} im gleichen Masse zugenommen haben. Wie jedoch der Verfasser an einem stossfugenlosen Eisenkern gefunden hat, ist diese Zunahme der Ampèrewindungszahl nach der Bearbeitung und Zusammensetzung der Bleche ungefähr von derselben Grössenordnung wie die Zunahme der Verluste, sodass im allgemeinen nur die Zunahme infolge der Stossfugen berücksichtigt werden muss. Ob diese Annahme tatsächlich immer zutrifft, müssen erst diesbezügliche weitere Versuche lehren.

Für den Bau von Spannungswandlern werden nun meistens Bleche von 0,35 mm und 0,5 mm Stärke verwendet und zwar gibt man legierten Blechen infolge ihrer geringeren Verluste den Vorzug. In Fig. 10 und 11 sind die Faktoren aw_{ei} und w_{ei} als Funktion der Induktion für 0,5 mm starke Bleche aufgetragen und zwar beziehen sich dieselben auf unbearbeitete Bleche, wie sie vom Eisenwerk geliefert werden. Ausserdem sind noch zum Vergleich die Kurven für gewöhnliche Dynamobleche von 0,5 mm Stärke, Kurve I, für schwach legierte Kurve II, für mittlere legierte, Kurve III und stark legierte, Kurve IV, eingetragen. Für Spannungswandler werden meistens Bleche von der Qualität der Kurve III verwendet, welche durchschnittlich bei 50 Perioden und $B = 10\,000$ eine Verlustziffer von $w_{ei} = 1,8$ bis 2,0 Watt/kg besitzen. In Fig. 12 sind ausserdem für diese Blechsorte die Kurven für w_{ei} für verschiedene Periodenzahlen aufgetragen.

¹²⁾ Fischer-Hinnen hat in seiner Arbeit über die Vorausberechnung der Eisenverluste bei Transformatoren in der Zeitschrift „E. u. M.“, Heft 1 und 2, 1914 gezeigt, dass die tatsächlichen Eisenverluste beim fertigen Transformator ca. 20% höher sind, als sich diese bei der Prüfung der unbearbeiteten Bleche ergeben.

¹³⁾ Der sehr zu begrüssenden Anregung von Fischer-Hinnen, diese Aufgabe durch Zusammenwirken mehrerer grosser Firmen nach gemeinsam aufgestelltem Plane zu lösen, ist noch beizufügen, dass nicht nur die Grössenordnung dieser zusätzlichen Verluste durch die Bearbeitung und Zusammensetzung der Bleche im Elektromaschinenbau von Wichtigkeit ist, sondern auch das Verhalten der Magnetisierungskurve überhaupt, da ja bekanntlich diese letztere bei der Berechnung der Kommutatormaschinen eine ebenso wichtige Rolle spielt.

Mit diesen Kurven kann nun ohne weiteres, wie aus Gleichung 24 b) hervorgeht, für einen stossfugenlosen Eisenkern das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ für jede beliebige Periodenzahl und Eisenbeanspruchung ermittelt, und daraus der günstigste Wert für die Eisenbeanspruchung gesucht werden, da wie zahlreiche Untersuchungen zuverlässiger Autoren ergeben haben, die Ampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge aw_{ei} als von der Periodenzahl unabhängig zu betrachten ist.

In Fig. 13 ist das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ als Funktion der Induktion B bei verschiedenen Periodenzahlen [ausgezogene Kurven] für mittelstark legiertes Blech aufgetragen und zum

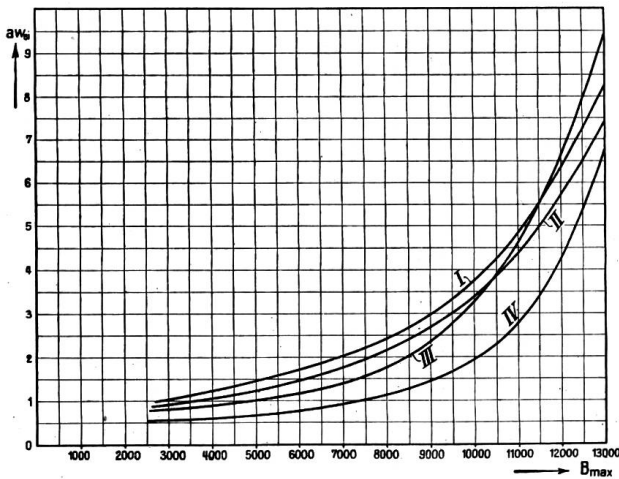


Fig. 10. Kurven für aw_{ei} für verschiedene Blechqualitäten.
 Kurve I gewönl. Dynamoblech von 0,5 mm Stärke
 Kurve II schwach legiertes Blech " " " "
 Kurve III mittelstark legiertes Blech " " " "
 Kurve IV stark legiertes Blech " " " "

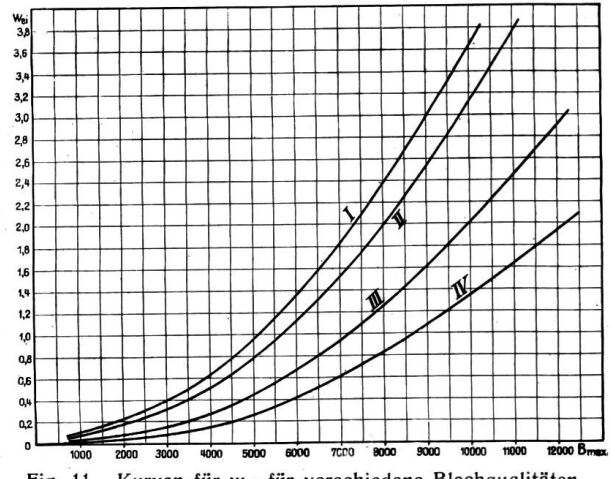


Fig. 11. Kurven für w_{ei} für verschiedene Blechqualitäten.
 Kurve I gewönl. Dynamoblech von 0,5 mm Stärke
 Kurve II schwach legiertes Blech " " " "
 Kurve III mittelstark legiertes Blech " " " "
 Kurve IV stark legiertes Blech " " " "

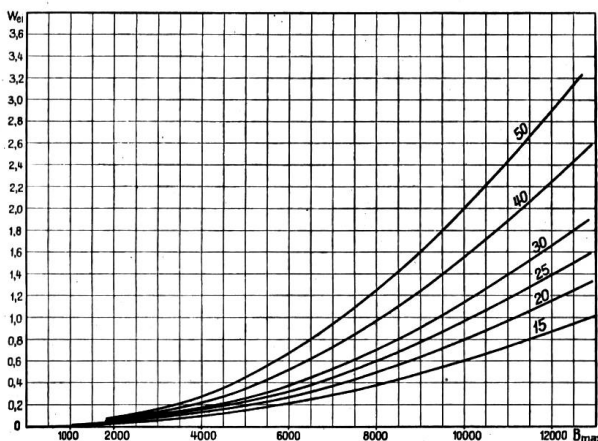


Fig. 12. Kurven für w_{ei} bei verschiedenen Periodenzahlen für mittelstark legiertes Blech. [Fig. 11. Kurve III.]

Vergleich ausserdem noch die Kurve für stark legiertes Blech bei 50 Perioden [gestrichelte Kurve] eingezeichnet. Die Kurven für gewöhnliches Dynamoblech wurden hierbei weggelassen, da man heute für Messtransformatoren wohl selten ihrer verhältnismässig hohen Verluste wegen solches verwendet. ¹⁴⁾

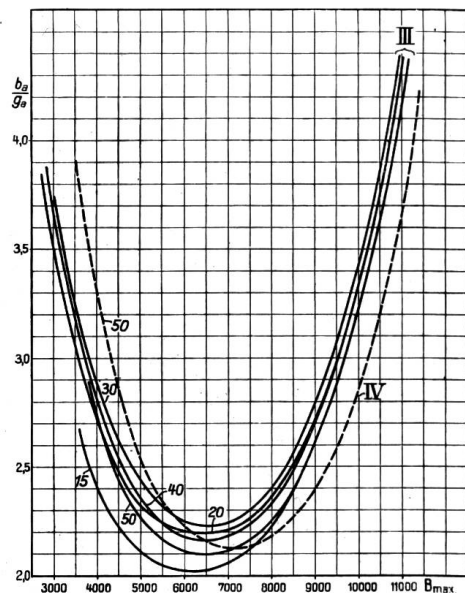


Fig. 13. Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ als Funktion der Induktion bei verschiedenen Periodenzahlen.
 Kurven III mittelstark legiertes Blech.
 Kurve IV stark legiertes Blech.

¹⁴⁾ Für legiertes und gewöhnliches Dynamoblech ist das Produkt $\frac{aw_{ei}}{w_{ei}} \cdot B_{max}$ in der Arbeit über Stromwandlung in Fig. 8 als Funktion der Induktion aufgezeichnet, jedoch wurden dort irrthümlicher Weise die Kurven falsch bezeichnet, da in jener Figur die Kurve für legiertes Blech derjenigen für gewöhnliches Blech und diejenige für gewöhnliches Blech derjenigen für legiertes Blech entspricht.

Aus diesen Kurven kann daher ohne weiteres die günstigste Induktion ermittelt werden, da das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ als Funktion der Induktion zwischen $B = 5000$ und $B = 8000$ einen typischen Wendepunkt besitzt, der für die Dimensionierung der Spannungswandler ausserordentlich wichtig ist. Wie nämlich diese Kurven zeigen, besitzt das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ in diesem Wendepunkt ein Minimum, wodurch nach früherem für einen möglichst fehlerfreien Spannungswandler das Verhältnis $\frac{x_1}{r_1}$ auch ein Minimum werden muss, sodass damit offenbar auch ein Minimalaufwand an Kupfer verbunden ist. Streng genommen kann ja von einem Minimum von $\frac{b_a}{g_a}$ nicht gesprochen werden, da wie früher bei Stromwandlern gezeigt wurde, dieses Verhältnis mit abnehmender Induktion bis etwa $B = 7000$ stetig abnimmt, dann wieder bis etwa $B = 2000$ zunimmt und schliesslich von da an stetig gegen Null hin abfällt. Da jedoch bei Spannungswandlern wohl selten eine niederere Induktion als $B = 5000$ bis 6000 zur Anwendung kommt, so wird dieser Wendepunkt auch schlechthin als Minimalpunkt der Induktion für Spannungswandler bezeichnet werden können. Für einen stossfugenlosen Eisenkern ergibt sich weiter für legiertes Blech aus diesen Kurven die günstigste Eisenbeanspruchung zu ungefähr $B = 6500$ bis 7000 . In Wirklichkeit wird jedoch beim fertigen Transformator dieselbe noch etwas tiefer liegen, da je nach der Grösse des Spannungswandlers die Ampèrewindungen für die Stossfugen eine mehr oder minder starke Verschiebung des Minimalpunktes nach abwärts verursachen. Im allgemeinen geht man aber praktisch unter eine Eisenbeanspruchung von 6500 bis 7000 nicht gern, da die Isolierung der Wicklungen und die Unterbringung der dadurch bedingten grossen Windungszahlen bei noch kleineren Induktionen erhebliche Schwierigkeiten macht und zudem solche Apparate dadurch zu teuer werden. Im Mittel kann man für Spannungswandler Induktionen von 7000 bis höchstens 8500 zulassen, wobei für Präzisionsspannungswandler am vorteilhaftesten die untere Grenze und für normale Typen mit weniger grosser Genauigkeit die obere Grenze mit 8000 bis 8500 gewählt wird. Eine Erhöhung der Induktion über 8500 hinaus ist nicht zu empfehlen, da wie die Kurven der Fig. 13 zeigen, das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ rasch zunimmt und dadurch die elektrischen Eigenschaften eines Spannungswandlers in Bezug auf Uebersetzungs- und Phasenfehler immer ungünstiger werden. Wohl lässt sich auch bei höherer Induktion durch eine geeignete Dimensionierung eine gewisse Fehlergrenze einhalten, jedoch steigt dadurch der Kupferaufwand trotz Abnahme der Windungszahl so rapid, dass solche Apparate schon bei einer Induktion von 10000 bis 11000 viel zu teuer würden, ganz abgesehen von den wesentlich höheren Verlusten, die solch hohe Induktionen im Betriebe mit sich bringen würden.

Zur Berechnung und Dimensionierung der Wicklungen kann nun nicht ohne weiteres das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ für einen stossfugenlosen Eisenkern benutzt werden, sondern dabei müssen alle diese bereits besprochenen Erscheinungen, dass die Verluste und Ampèrewindungszahlen beim fertigen Transformator höher ausfallen, berücksichtigt werden, indem zum vornherein ein gewisser Zuschlag gemacht wird. Für die Stossfugenberücksichtigung genügt jedoch im allgemeinen ein Zuschlag nicht, sondern hier scheint es zweckmässig, von Fall zu Fall die Grösse des Einflusses zahlenmässig zu berechnen. Wie bereits bei der Berechnung der Stromwandler gezeigt wurde, geschieht dies am einfachsten mit den von Ewing und Bohle auf experimentellem Wege ermittelten äquivalenten Luftwegen, wie sie in Fig. 14 für verschiedene Stossfugenverhältnisse als Funktion der Induktion im Eisen aufgezeichnet sind. Für Spannungswandler kommt in der Hauptsache nur Kurve IV, also Stossfugen mit Druck und bearbeitet in Betracht, jedoch bevorzugen einige Firmen auch für kleinere Typen verzapfte Stossfugen, die etwas günstigere Verhältnisse ergeben, jedoch in der Herstellung und Montierung teurer sind.

Aus diesen Kurven Fig. 14 können nun die totalen Ampèrewindungszahlen, welche die Stossfugen verursachen, berechnet werden, wie in Gleichung 22 b) und 23) gezeigt wurde. Zur Berechnung des Verhältnisses $\frac{b_a}{g_a}$ brauchen wir jedoch nicht die totalen Luftampèrewindungen der Stossfugen, sondern nur die Ampèrewindungszahl aw_1 pro cm Kraftlinienlänge. Diese ist nach Gleichung 24) bestimmt durch

$$aw_1 = \frac{0,8 \alpha \delta_0 B_{\max}}{I_{ei}}$$

worin α die Zahl der Stossfugen, I_{ei} die mittlere Kraftlinienlänge im Eisen und δ_0 aus den Kurven der Fig. 14 zu entnehmen ist.

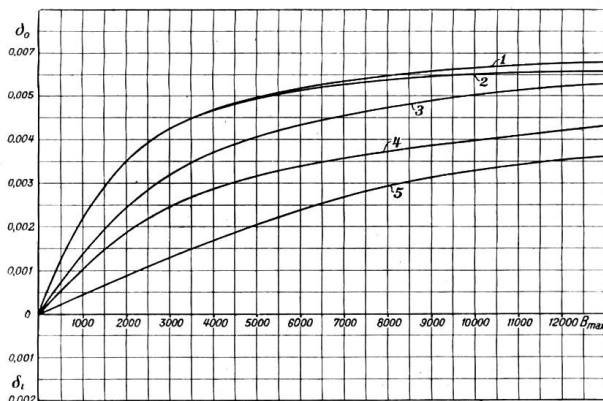


Fig. 14. Aequivalenter Luftweg der Stossfugen und Verzäpfungen bei Transformatoren als Funktion der Induktion.

- Kurve 1: Stossfuge ohne Druck und unbearbeitet.
- Kurve 2: Stossfuge ohne Druck und bearbeitet.
- Kurve 3: Stossfuge mit Druck unbearbeitet.
- Kurve 4: Stossfuge mit Druck bearbeitet.
- Kurve 5: Fuge verzäpft.

Im allgemeinen variiert die Stossfugenzahl zwischen 2 und 4 je nach der Konstruktion des Eisenkernes, sodass es noch zweckmässig erscheint die Luftampèrewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge unabhängig von der Stossfugenzahl zu machen, um dadurch allgemeingültige Kurven aufstellen zu können. Setzen wir

$$aw'_1 = \frac{aw_1}{\alpha} = \frac{0,8 \delta_0 B_{\max}}{I_{ei}} \dots \dots \dots 25)$$

so lässt sich aw'_1 für verschiedene gebräuchliche Stossfugenarten und Induktionen als Funktion der mittleren Kraftlinienlänge I_{ei} ein für alle Male berechnen.

In Fig. 15 sind solche Kurven als Funktion von I_{ei} für verzäpfte Stossfugen und für bearbeitete zusammengesetzte Stossfugen bei den Induktionen 6000, 7500 und 9000 aufgezichnet. Wie hieraus hervorgeht, ist der Einfluss der Stossfugen um so grösser, je kleiner die mittlere Kraftlinienlänge ist, also je kleiner der Spannungswandler ist. Daher erklärt sich auch jetzt, warum einzelne Firmen (S. & H.) für kleine Typen stossfugenlose Eisenkerne anwenden. Bei kleinen Typen empfiehlt es sich auch verzäpfte Stossfugen anzuwenden und die Stossfugenzahl auf 2 zu beschränken, indem die Bleche in Winkelform oder in U-Form geschnitten werden, da hierbei die Stossfugenampèrewindungen beträchtlich kleiner werden, als bei bearbeiteten unter Druck zusammengehaltenen Stossfugen.

Mit diesen aufgestellten Beziehungen kann nun das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ mit genügender Genauigkeit vorausbestimmt werden, wie es zur Vorausberechnung der Wicklungen gebraucht wird. Zur Dimensionierung des Eisenkörpers ist aber damit erst die günstigste Eisenbean-

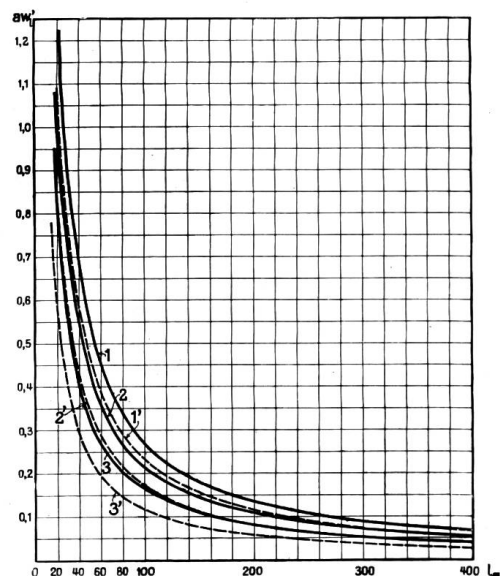


Fig. 15. Luftampèrewindungen einer Stossfuge als Funktion der mittleren Kraftlinienlänge.

- Kurve 1 für B = 9000 } Stossfuge bearbeitet und unter Druck.
- Kurve 2 für B = 7500 }
- Kurve 3 für B = 6000 }
- Kurve 1' für B = 9000 } Stossfuge verzäpft.
- Kurve 2' für B = 7500 }
- Kurve 3' für B = 6000 }

spruchung gegeben, nicht aber können damit die Eisendimensionen selber festgelegt werden, da diese in erster Linie mit den Wicklungen, insbesondere mit der Primärwicklung eng zusammen hängen, wie auch aus Gleichung 20a) hervorgeht. Die Hauptabmessungen des Eisenkörpers, die für die Vorausberechnung eines Spannungswandlers in Frage kommen, sind im wesentlichen der Kernquerschnitt und die mittlere Kraftlinienlänge im Eisen. Der Kernquerschnitt hängt jedoch wiederum von der mittleren Kraftlinienlänge und indirekt von der Betriebsspannung ab, da aus mechanischen Festigkeitsrücksichten eine Zunahme der Schenkellänge eine Vergrößerung des Eisenquerschnitts bedingt. Für die mittlere Kraftlinienlänge hingegen sind verschiedene Gesichtspunkte massgebend. In erster Linie ist dieselbe durch die Primärspannung an eine gewisse untere Grenze gebunden, da die Wicklungen und ihre Isolation einen gewissen Minimalraum beanspruchen, um eine genügende Betriebssicherheit zu gewährleisten. Andererseits aber darf die mittlere Kraftlinienlänge auch nicht zu gross gewählt werden, da sonst die dadurch bedingten grossen Eisenverluste die elektrischen Eigenschaften dieser Apparate wiederum verschlechtern würden.

Im allgemeinen pflegt man im Transformatorenbau den Kernquerschnitt nach der Grösse der abzugebenden Leistung unter Berücksichtigung eines praktisch günstigen Verhältnisses des Eisen- zum Kupfergewicht zu wählen. Bei Spannungswandlern hingegen ist dies nicht mehr ohne weiteres durchführbar, da man auf viel zu viele Typen kommen würde, weil ausserdem noch eine Abstufung nach der Höhe der Spannung erforderlich wird. Man wird daher hier am zweckmässigsten eine Abstufung nach der Höhe der Spannung vornehmen und der Berechnung eine Durchschnittsleistung zu Grunde legen, da über eine solche hinaus aus Rücksicht auf die allzu grossen entstehenden Fehler nur in ganz seltenen Fällen gegangen wird. Die Berechnung des Eisenquerschnittes unter Zugrundelegung eines praktisch günstigen Verhältnisses des Eisen- zum Kupfergewicht stösst bei Spannungswandlern insofern auf erhebliche Schwierigkeiten, als sich eben dieses Verhältnis nicht mehr für alle vorkommenden Fälle einwandfrei festlegen lässt, da es mit zunehmender Spannung sehr rasch infolge der zunehmenden Isolation wächst. Da ausserdem das primäre Kupfergewicht mit zunehmender Spannung viel schneller zunimmt als das sekundäre Kupfergewicht, erscheint hierin eine weitere Komplikation, die die Berücksichtigung eines solchen Gewichtsverhältnisses in Frage stellt. Wie jedoch die Nachrechnung zahlreicher von den verschiedensten Firmen ausgeführter Spannungswandler zeigt, lässt sich bei diesen der Eisenquerschnitt nach denselben Gesichtspunkten wie bei Grosstransformatoren berechnen, wenn hierzu nur das Verhältnis des primären Kupfergewichtes zum Eisengewicht und ausserdem noch das Verhältnis der mittleren Windungslänge zur mittleren Kraftlinienlänge im Eisen berücksichtigt wird.

Wird die Abhängigkeit des Eisenquerschnitts zur Klemmenspannung durch die Beziehung zum Ausdruck gebracht:

$$P_1 \cong E_1 = 4,44 f w_1 q_{ei} B_{max} 10^{-8}$$

so ergibt sich mit Hilfe des Gewichtsverhältnisses

$$\frac{G_{ei}}{G_{kl}} = \frac{q_{ei} I_{ei} \gamma_{ei} 10^{-3}}{w_1 q_1 I_{m1} \gamma_k 10^{-5}}$$

für den Eisenquerschnitt die Beziehung

$$q_{ei} = 0,505 \sqrt{\frac{P_1 q_1}{f B_{max}} \cdot \frac{G_{ei}}{G_{kl}} \cdot \frac{I_{m1}}{I_{ei}} \cdot 10^6} \dots \dots \dots 26)$$

Wie nun die Nachrechnung an ausgeführten Spannungswandlern weiter zeigt, schwankt dieses Verhältnis $\frac{G_{ei}}{G_{kl}} \cdot \frac{I_{m1}}{I_{ei}}$ nur in verhältnismässig engen Grenzen. Im Mittel kann man dafür die folgenden Werte annehmen:

1. für runde Spulen: $\frac{G_{ei}}{G_{kl}} \cdot \frac{I_{m1}}{I_{ei}} = 1,0$ bis 1,25
2. für rechteckige Spulen: $\frac{G_{ei}}{G_{kl}} \cdot \frac{I_{m1}}{I_{ei}} = 1,5$ bis 1,75

Der obere Wert sowohl für runde als auch für rechteckige Spulen bezieht sich dabei auf Spannungswandler, die verhältnismässig grosse Leistungen sekundär abgeben müssen.

Aus dieser Beziehung (26) geht noch hervor, dass der Eisenquerschnitt in der Hauptsache von der Spannung P_1 , von dem primären Drahtquerschnitt q_1 und von der Frequenz f bei gegebener Induktion B abhängt. Da im allgemeinen die Sekundärleistung bei diesen Apparaten auch bei den allerhöchsten Spannungen annähernd um ein und denselben Mittelwert schwankt, so wird man bei der Festlegung der Typengrößen für alle Typen aus Fabrikationsgründen auch die primäre Drahtstärke konstant annehmen dürfen (0,2 bis 0,25 mm und mehr, ohne Isolation gemessen). Bezüglich der Frequenz f ist Gleichung 26) nicht ganz durchsichtig, da sowohl $\frac{G_{ei}}{G_{kl}}$ als auch $\frac{I_{m1}}{I_{ei}}$ von der Frequenz abhängen, jedoch soll hierauf nicht näher eingegangen werden, da es sich bei der Ermittlung des Eisenquerschnittes aus Gleichung 26) sowieso nur um Nährwerte handelt. Zur vollständigen Dimensionierung des Eisenkörpers fehlt noch die mittlere Kraftlinienlänge und also auch die Schenkellänge l_k . Wie eine nähere Untersuchung in dieser Richtung zeigt, hängt diese in der Hauptsache von der Betriebsspannung, von dem Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ und auch von der Frequenz ab.

Die Abhängigkeit des mittleren Kraftlinienweges von der Frequenz braucht jedoch nicht gesondert behandelt werden, da ihre Abhängigkeit bereits im Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ bzw. $\frac{x_1}{r_1}$ enthalten ist, und diese letztere Beziehung $\frac{x_1}{r_1}$ zusammen mit der Betriebsspannung die mittlere Kraftlinienlänge bestimmt. Zur Festlegung dieser Grösse sind daher zuerst die Abmessungen der Wicklungen bei der betreffenden Betriebsspannung erforderlich, wie im folgenden Abschnitt gezeigt werden soll.

Eine weitere Erscheinung soll hier bei den Eisenverhältnissen noch erwähnt werden, die hauptsächlich bei der Eichung von Spannungswandlern von Wichtigkeit ist, nämlich die Abweichungen zwischen P_1 und E_1 bzw. E'_2 .

Bei der Vorausberechnung von Grosstransformatoren ist es allgemein üblich, die primäre Windungszahl aus der Beziehung:

$$P_1 \cong E_1 = 4,44 f w_1 q_{ei} B_{max} \cdot 10^{-8}$$

zu berechnen, wobei die Abweichungen zwischen P_1 und E_1 als klein vorausgesetzt und deshalb vernachlässigt werden. Bei Spannungswandlern hingegen ist dies nicht mehr ohne weiteres zulässig, da wie die Erfahrung lehrt, die Abweichungen im Uebersetzungsverhältnis bei Leerlauf hauptsächlich bei grösseren Typen zu gross würden und durch nachträgliches Entfernen von Windungen beim Eichen sich viel zu grosse Kupferabfälle ergeben würden. Wie die Erfahrung zeigt, schwanken diese Abweichungen zwischen 0,8% und 5% je nach der Grösse des Spannungswandlers und können gelegentlich noch beträchtlich höhere werden, je nach der Grösse der Eisen- und Kupferverluste, also auch je nach der Grösse des Eisengewichtes. Nach der allgemeinen Spannungsgleichung (Gleichung 1 und 6) wird das Verhältnis $\frac{P_1}{E_1}$ bzw. $\frac{P_1}{E'_2}$ bei Leerlauf ausgedrückt durch:

$$\frac{P_1}{E_1} = \frac{P_1}{E'_2} = C_1 = \sqrt{[1 + g_a r_1 + b_a x_1]^2 + [r_1 b_a - x_1 g_a]^2} \quad \dots \quad 27)$$

Betrachten wir einen solchen Spannungswandler, bei welchem die Phasenverschiebung zwischen den Spannungen P_1 und E_1 bzw. P_2 und E'_2 bei Leerlauf Null oder doch wenigstens verschwindend klein ist, so geht obige Beziehung nach einiger Umformung nach Gleichung 20) über in

$$\frac{P_1}{E_1} = \frac{P_1}{E'_2} = 1 + r_1 g_a \left[1 + \left(\frac{b_a}{g_a} \right)^2 \right] \quad \dots \quad 27a)$$

Hieraus folgt, dass bei einem fertigen Spannungswandler die Abweichungen zwischen P_1 und E_1 bzw. P_1 und E'_2 um so grösser sind, je grösser der Widerstand r_1 ist und je grösser das Verhältnis $\frac{b_a}{g_a}$ gewählt wird.

Zu demselben Resultat gelangt man auch, wenn von den Verlusten bei Leerlauf ausgegangen wird. Der gesamte Leerlaufverlust eines Spannungswandlers kann ausgedrückt werden durch $W_0 = P_1^2 g_0$, worin g_0 die Leerlaufkonduktanz bedeutet. Diese letztere Beziehung kann noch in eine etwas andere Form gebracht werden, indem nach früherem $\eta_0 = \frac{W_a}{C_1}$ gesetzt wird, woraus nach einiger Umformung für g_0 folgt

$$g_0 = \frac{g_a}{C_1^2} \left[1 + r_1 g_a \left(1 + \frac{b_a^2}{g_a^2} \right) \right]$$

Setzen wir diesen Wert in die Beziehung für W_0 ein, so wird

$$W_0 = P_1^2 \frac{g_a}{C_1^2} \left\{ \left[1 + \left(\frac{b_a}{g_a} \right)^2 \right] r_1 g_a + 1 \right\} \dots \dots \dots 28)$$

Da weiter noch der gesamte Eisenverlust durch die Beziehung

$$W_{ei} = E_1^2 g_a$$

ausgedrückt werden kann, so folgt schliesslich als Verhältnis dieser beiden Verluste die Beziehung

$$\frac{W_0}{W_{ei}} = \frac{P_1^2}{E_1^2} \frac{1}{C_1^2} \left\{ \left[1 + \left(\frac{b_a}{g_a} \right)^2 \right] r_1 g_a + 1 \right\} = 1 + r_1 g_a \left[1 + \left(\frac{b_a}{g_a} \right)^2 \right] \dots \dots \dots 29)$$

d. h. wenn keine Phasenverschiebung zwischen P_1 und E'_2 bzw. P_1 und E_1 vorhanden ist, so stimmt das Verhältnis $\frac{P_1}{E_1}$ bzw. $\frac{P_1}{E'_2}$ mit dem Verhältnis $\frac{W_0}{W_{ei}}$ überein und hängt also lediglich nur von den Verlusten ab, ist jedoch noch eine Phasenverschiebung vorhanden, so weicht $\frac{P_1}{E_1}$ um so mehr von $\frac{W_0}{W_{ei}}$ ab, je grösser diese Phasenverschiebung ist, wie übrigens auch ein Vergleich der beiden Gleichungen 27) und 29) zeigt.

Aus diesen Betrachtungen folgt, dass auch beim Verhältnis $\frac{P_1}{E_1}$ bzw. $\frac{P_1}{E'_2}$ die günstigsten Verhältnisse erzielt werden bei einem phasenfehlerfreien Spannungswandler.

(Fortsetzung in No. 9.)

