Untersuchungen über die möglichen Fehlerquellen bei Stromwandlern.

Von

Emil Wirz, Zürich.

1. Einleitung und Allgemeines.

In den letzten Jahren haben sich in der Elektrotechnik mancherlei Wandlungen vollzogen, welche teilweise zu durchgreifenden Änderungen in der Konstruktion von Maschinen und Apparaten führten und im Bau von Kraftwerken und der Verteilung der elektrischen Energie eine umfassende Neuorientierung erforderte, wodurch auch eine Umgestaltung der in Frage kommenden Meßtechnik notwendig wurde.

Solange die Spannungen, Ströme und Leistungen in den Zentralen noch verhältnismäßig kleine Werte erreichten und zudem das Gleichstromsystem verwendet wurde, bot die Messung der maßgebenden Faktoren keine besonderen Schwierigkeiten, da mit Hilfe von Vorschalt- und Parallelwiderständen die Ströme und Spannungen auf das gewünschte zulässige Maß herabgesetzt werden konnten, wenn auch dabei manchmal ganz enorme Energieverluste mit in den Kauf genommen werden mußten.

Wesentlich anders gestalteten sich jedoch die Verhältnisse, als man langsam das Gleichstromsystem mit dem Wechselstromsystem vertauschte, zu immer größeren Leistungen überging und schließlich infolge der besseren Übertragungsmöglichkeit auf große Entfernungen immer höhere Betriebsspannungen wählte. Hierbei konnte dann mit einfachen Vor- und Parallelwiderständen nichts mehr ausgerichtet werden, da einerseits solche Widerstände zu große Dimensionen annehmen würden und andererseits die erforderlichen hohen Betriebsspannungen damit nicht mehr von den Meßinstrumenten ferngehalten werden können und dadurch eine stetige Gefahr für das Betriebs- und Bedienungspersonal bilden. Man war deshalb gezwungen, hier zu anderen Mitteln zu greifen, um die maßgebenden Größen ohne Schwierigkeiten messen zu können und fand die zweckmäßigste Lösung in der Anwendung des Transformationsprinzips, indem die zur Messung nötigen Ströme und Spannungen mittelst Meßwandler auf eine für normale Meßinstrumente gebräuchliche Größe transformiert werden und zugleich noch die Hochspannung von den eigentlichen Meßinstrumenten ferngehalten wird. So einfach einerseits diese Meßwandler sind, so sind doch andererseits damit wieder gewisse Komplikationen und Fehlerquellen verbunden, die teils im Transformationsprinzip selber und teils in der Kupplung der verschiedensten Stromkreise miteinander ihre Ursache haben. Obschon man anfänglich sich ohne große Bedenken über diese Komplikationen und Fehlerquellen hinwegsetzte, da sie zu geringfügig schienen, kam man doch im Laufe der Zeit auf dieselben wieder zurück, indem es sich eben im Betriebe herausstellte, daß diese Erscheinungen nicht so kurzerhand zu vernachlässigen sind.

Dazu mag auch das immer größer werdende Interesse an einer möglichst rationalen Ausnutzung der elektrischen Energie beigetragen haben, da eben heute die Wirtschaftlichkeit einer Zentrale ausschlaggebend ist und diese nur einwandfrei nachgewiesen werden kann, wenn die verwendeten Apparate hinreichend genau ihren Zweck erfüllen.

Es hat deshalb auch nicht in den letzten Jahren an Vorschriften für die Genauigkeit derartiger Meßapparate gefehlt, welche von Jahr zu Jahr auf Grund von Beobachtungen und Untersuchungen verbessert und verschärft wurden und eigentlich so richtig zeigen, daß man der Meßtechnik als Grundlage für die Rentabilitäts- und Wirtschaft-

lichkeitsrechnung das regste Interesse entgegen bringt. Aber alle diese Vorschriften erfüllen jedoch erst dann ganz ihren Zweck, wenn man sicher weiß, daß dieselben nicht nur auf dem Prüfstand, sondern auch im Betriebe sicher erfüllt sind, d. h. solche Apparate unter den festgelegten Bedingungen unter allen Umständen befriedigend arbeiten.

Das ist nun allerdings nicht immer der Fall, weil man sich nur zu leicht der Täuschung hingibt, daß die auf dem Prüfstand erhaltenen Fehler nicht wesentlich überschritten werden. Man sieht also bereits bei solchen Vorschriften gewisse Abweichungen vor, über deren Tragweite und Größe man jedoch vielfach nicht im klaren ist. Wenn man dies auch nicht auf alle im Betriebe vorkommenden Meßapparate ausdehnen darf, so gilt es jedoch in erhöhtem Maße bei Meßwandlern, da dieselben im Betriebe durch Erscheinungen beeinflußt werden, die man auf dem Prüfstand nur sehr schwer oder meist gar nicht nachahmen kann und zudem die Verhältnisse im Betriebe nicht stabil, sondern zeitlichen, periodischen und nicht periodischen Veränderungen unterworfen sind, über deren Wirkungen man vielfach völlig im unklaren ist.

Wohl ist von den maßgebenden Werken und Prüfanstalten schon reichliches Material gesammelt worden, jedoch scheint diese hoch wichtige Materie noch viel zu wenig gesichtet und noch viel weniger theoretisch geklärt zu sein, um allgemeine Schlüsse daraus ziehen zu können oder sogar allgemeingültige Normen für die Prüfung und die Konstruktion aufstellen zu können. Auch in der Literatur ist über Meßwandler herzlich wenig zu finden, trotzdem jeder Betriebsleiter einer Zentrale zur Genüge weiß, daß solche Meßtransformatoren nicht immer einwandfrei arbeiten und bisweilen sogar zu erheblichen Störungen und Fehlern Anlaß geben. Offenbar findet diese spärliche Literatur ihre Erklärung in einer gewissen Art falscher Scheu, möglichst keine schlechten Betriebserfahrungen zu veröffentlichen, um sich damit nicht zu mißkreditieren oder der liefernden Firma nicht zu nahe zu treten, wodurch aber der Allgemeinheit ein ungemein großer Schaden zugefügt wird und das betreffende Werk selber darunter zu leiden hat.

Mit der folgenden Arbeit soll deshalb versucht werden, das wenige in der Literatur vorhandene Material zu sichten und die vom Verfasser in den letzten Jahren gemachten Erfahrungen und Beobachtungen, soweit sie die Fehler und Fehlerquellen der Stromwandler betreffen, theoretisch und teilweise auch experimentell zu untersuchen und dabei die von den Prüfämtern aufgestellten Bedingungen einer besonderen Nachprüfung zu unterziehen, um gewisse Richtlinien für die Prüfung und Konstruktion zu erhalten. Die Spannungswandler sollen einer späteren Untersuchung vorbehalten bleiben.

In bezug auf die verschiedenen Zwecke, zu welchen Stromwandler praktisch verwendet werden, kann man zwei Hauptgruppen unterscheiden, die sich voneinander hauptsächlich durch die Art der Anforderungen unterscheiden und dadurch in ihrem konstruktiven und wirtschaftlichen Aufbau voneinander verschieden sein können, nämlich:

- I. Gruppe: Stromwandler, bei denen nur das Übersetzungsverhältnis der Ströme und die Fernhaltung der Hochspannung von den Meßapparaten maßgebend ist, und
- II. Gruppe: Stromwandler, bei denen außer dem Übersetzungsverhältnis und der Fernhaltung der Hochspannung noch die Phasenabweichung zwischen Primär- und Sekundärstrom sowie die Phasenverschiebung im Primär- und Sekundärkreis ausschlaggebend ist.

Die zweite Gruppe kann dann ihrer Natur nach wiederum in die zwei Abteilungen getrennt werden:

- a) Technische Stromwandler, die dauernd im betreffenden Stromkreis liegen und dauernd unter Strom und Spannung sind, und
- b) Kontroll- und Präzisionsstromwandler, die nur vorübergehend eingeschaltet werden.

Die erste Gruppe von Stromwandlern, bei welchen nur das Übersetzungsverhältnis der Ströme und die Fernhaltung der Hochspannung von den Meßinstrumenten maßgebend ist, kommt nur dann in Frage, wenn Ströme gemessen werden sollen oder der Stromwandler nur dazu dient, gewisse Arten von Schalt-, Regulier- und Signalapparate zu betätigen. In diesem Falle ist in der Regel die Phasenverschiebung zwischen Primär- und Sekundärstrom mehr oder weniger belanglos und es braucht deshalb der Stromwandler nur auf das richtige Übersetzungsverhältnis abgestimmt zu werden. Dies bringt namentlich einige konstruktive Vorteile mit sich, da das Übersetzungsverhältnis und die Phasenabweichung bezüglich der Dimensionierung eines Stromwandlers in einem gewissen Gegensatz zueinander stehen und sich namentlich durch nicht unbeträchtliche Materialersparnisse bemerkbar macht. Gerade Materialersparnisse und die damit verbundene Preisfrage spielt ja auch im Stromwandlerbau eine einschneidende Rolle, welcher sich nur zu oft die Genauigkeit unterordnen muß.

Die Stromwandler der zweiten Gruppe, bei welchen außer dem Übersetzungsverhältnis und der Fernhaltung der Hochspannung auch noch die Phasenabweichung der Ströme maßgebend ist, dienen mittelst Zählern und Leistungsmessern zu Arbeits- und Leistungsmessungen und erfordern deshalb bezüglich der Genauigkeit die größte Aufmerksamkeit, da die Phasenabweichung zwischen Primär- und Sekundärstrom einen namhaften Teil des gesamten Fehlers ausmachen kann, besonders wenn der Netzleistungsfaktor wesentlich von der Einheit abweicht. Die unter a) und b) genannten Abteilungen der Gruppe II unterscheiden sich wiederum voneinander: durch die Anforderungen an die Genauigkeit, da naturgemäß ein Präzisions- und Kontrollapparat eine größere Genauigkeit besitzen muß als ein solcher, der ständig allen möglichen Einflüssen ausgesetzt ist und stets unter Strom und Spannung steht, und 2. durch ihren konstruktiven Aufbau, da ein transportabler Apparat ein geringeres Gewicht besitzen muß und außerdem meist auf verschiedene Stromstärken umschaltbar ist und leicht transportabel sein soll, was alles beim stationären Apparat meist gar nicht in Betracht kommt. Genau genommen müßten daher für jede Gruppe die Fehlerquellen getrennt untersucht werden, da verhältnismäßig kleine Änderungen in der Konstruktion wesentliche Fehler bedingen können und nicht selten zu Begleiterscheinungen Anlaß geben, die auf dem Prüfstand nur sehr schwer oder gar nicht festgestellt werden können, dann aber im Betriebe sich in allen möglichen Formen äußern und in erster Linie die Meßgenauigkeit stark in Mitleidenschaft ziehen. Auf solche Erscheinungen und ihre Tragweite hat der Verfasser bereits vor einiger Zeit hingewiesen¹⁾ und gezeigt, wie der Fehler nur zu leicht an einem falschen Ort gesucht und wie durch unzweckmäßige Gegenmaßnahmen das Übel nur verschlimmert als verbessert wird. Auf alle Einzelheiten dieser Kategorien von Stromwandlern hier einzugehen, würde jedoch zu weit führen und auch den Rahmen dieser Arbeit übersteigen, so daß wir im folgenden nur die Grundzüge dieser Fehlererscheinungen untersuchen und die geeigneten Gegenmaßnahmen besprechen wollen.

2. Einteilung der Fehler und die Grundgleichungen eines Stromwandlers.

Wir können ganz allgemein die bei einem Stromwandler auftretenden Fehler und Fehlerquellen in zwei Kategorien teilen, nämlich in solche, die dem Transformationsprinzip und den zum Bau der Stromwandler verwendeten Materialien anhaften, und in solche, die durch äußere Einflüsse hervorgerufen werden. Trotzdem wir allgemein geneigt sind, die anhaftenden Fehler als die weit wichtigeren anzunehmen, so zeigen uns jedoch neuere Untersuchungen, daß unter Umständen die durch äußere Einflüsse her-

¹⁾ Siehe ETZ 1915, S. 450 sowie Briefe hierzu ETZ 1916, S. 70, 294 und 491 und ebenso Bulletin des SEV. 1915, S. 121.

¹⁾ Die wichtigsten diesen Gegenstand behandelnden Arbeiten sind: Görner, Stromwandler, Schweiz. Elektrotechn. Zeitschr. 1906, S. 434 u. ff. — Keinath, Untersuchungen an Meßtransformatoren. Dissertation. München 1909. — L. T. Robinson, Electr. measurements on circuits requiring current and potential transformers, Proc. Amer. Instit. of Electr. Eng., Bd. 28, S. 981, 1909. — P. G. Agnew, A study of the current transformer with particular reference to iron loss, Bull. of the bur. of stand, Bd. 7, S. 423. — M. G. Lloyd and P. G. Agnew, The regulation of potential transformers and magnetising current, Bull. of the bur. of stand, Bd. 6, S. 273, 1910. — E. Orlich, Über Strom- und Spannungswandler, Helios, 1912. — E. Wirz, Ein Beitrag zur Theorie und Berechnung der Stromwandler, Bulletin des Schweiz. Elektrotechn. Vereins, 1913, S. 365. — Mark L. Harned, Operating Characteristics of Current Transformers, Electrical World, Bd. 67, S. 869, 1916.

Sekundärstrom J_2' . In Abb. 1 bedeute dann ferner x_2' und r_2' auf Primär reduzierte Reaktanz und Widerstand der Sekundärwicklung und ebenso x_A' und r_A' auf Primär reduzierte Reaktanz und Widerstand des äußeren sekundären Belastungsstromkreises.

Wenden wir nun für einen Augenblick die symbolische Schreibweise mit Rechtsdrehung der Vektoren an, wobei $+j$ einer Drehung um 90° im Sinne der Voreilung und $-j$ einer Drehung um 90° im Sinne der Nacheilung entspricht, so muß aus der Abb. 1 sich der totale primäre Strom ergeben zu

$$\mathfrak{I}_1 = \mathfrak{I}_2' + \mathfrak{I}_a \dots \dots \dots 1)$$

Aus dem allgemeinen Transformatoridiagramm (Abb. 2) läßt sich dann leicht zeigen, daß der Magnetisierungsstrom dargestellt werden kann durch die Beziehung

$$\mathfrak{I}_a = \mathfrak{I}_2'(a - jb) \dots \dots \dots 2)$$

so daß damit der primäre Strom den Wert annimmt

$$\mathfrak{I}_1 = \mathfrak{I}_2'(1 + a - jb) \dots \dots \dots 3)$$

oder in reellen Werten ausgedrückt

$$J_1 = J_2' \sqrt{(1 + a)^2 + b^2} \dots \dots \dots 4)$$

Drücken wir nun noch den Magnetisierungsstrom J_a als Funktion der EMK E_1 , der Suszeptanz b_a und der Konduktanz g_a in bezug auf die Spannungsachse $E_1 E_2'$ aus, so ergibt schließlich die Umrechnung auf den Sekundärstrom als Achse für a und b die Werte:

$$\begin{aligned} a &= (r_2' + r_A') g_a + (x_2' + x_A') b_a \} \\ b &= (x_2' + x_A') g_a - (r_2' + r_A') b_a \} \dots \dots \dots 5) \end{aligned}$$

Damit wird dann das absolute Übersetzungsverhältnis

$$p_1 = \frac{J_1}{J_2'} = \sqrt{[1 + (r_2' + r_A') g_a + (x_2' + x_A') b_a]^2 + [(x_2' + x_A') g_a - (r_2' + r_A') b_a]^2} \dots 6)$$

oder, indem wir noch den reduzierten Sekundärstrom ausdrücken, ist dann schließlich das wirkliche Übersetzungsverhältnis

$$u_1 = \frac{J_1}{J_2} = \frac{w_2}{w_1} \sqrt{[1 + (r_2' + r_A') g_a + (x_2' + x_A') b_a]^2 + [(x_2' + x_A') g_a - (r_2' + r_A') b_a]^2} \dots 7)$$

Auf dieselbe Weise läßt sich aus dem Diagramm der Abb. 2 und den Gl. 2) und 3) der Phasenweichungswinkel ψ_1 zwischen den Strömen J_2' und J_1 ermitteln. Für diesen ist dann

$$\operatorname{tg} \psi_1 = \frac{b}{1 + a} = \frac{(x_2' + x_A') g_a - (r_2' + r_A') b_a}{1 + (x_2' + x_A') b_a + (r_2' + r_A') g_a} \dots \dots \dots 8)$$

Wie diese Beziehungen vorerst allgemein zeigen, ist sowohl das Übersetzungsverhältnis als auch die Phasenabweichung von der Magnetisierung und von der sekundären Belastungsimpedanz abhängig. Da jedoch die Faktoren g_a und b_a wiederum eine Funktion des Sekundärstromes und der totalen sekundären Impedanz sind, so können die Verhältnisse am besten dadurch untersucht werden, daß wir die auftretenden Fehler und Abweichungen einmal bei konstanter totaler Sekundärimpedanz und veränderlichem Sekundär- und Primärstrom untersuchen und ein zweites Mal bei veränderlicher totaler Sekundärimpedanz und konstantem Sekundärstrom.

Im ersteren Falle, wenn also x_A' und r_A' konstante Faktoren sind, können die Gl. 6), 7) und 8) noch etwas umgeformt werden.

Gehen wir zuerst von Gl. 4) aus und nehmen den Faktor $(1 + a)^2$ aus der Wurzel heraus, so läßt sich mit Hilfe der Gl. 8) der absolute Übersetzungsfaktor p_1 auch schreiben

$$p_i = (1 + a) \sqrt{1 + \left(\frac{b}{1 + a}\right)^2} = (1 + a) \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \psi_i} = \frac{1 + a}{\cos \psi_i} \quad \dots \dots 9)$$

woraus hauptsächlich die Abhängigkeit des absoluten Übersetzungsfaktors von der Winkelabweichung hervorgeht und uns zeigt, daß bei kleiner Winkelabweichung der Übersetzungsfaktor durch dieselbe fast nicht beeinflusst wird.

Dividieren wir schließlich noch in Gl. 8) sämtliche Glieder von Zähler und Nenner durch $(r_2' + r_A') g_a$, so stellt dann nach dem allgemeinen Stromwandlerdiagramm der Abb. 2

$$\frac{x_2' + x_A'}{r_2' + r_A'} = \operatorname{tg} \varphi_{2t} \quad \text{und ferner} \quad \frac{b_a}{g_a} = \operatorname{tg} \alpha \text{ dar.}$$

Damit geht die Gl. 8) über in

$$\operatorname{tg} \psi_i = \frac{\operatorname{tg} \varphi_{2t} - \operatorname{tg} \alpha}{\frac{1}{(r_2' + r_A') g_a} + 1 + \operatorname{tg} \varphi_{2t} \cdot \operatorname{tg} \alpha} \quad \dots \dots \dots 10)$$

Auf dieselbe Weise erhält man dann schließlich für den absoluten Übersetzungsfaktor p_i und das Übersetzungsverhältnis u_i die Beziehungen:

$$p_i = \frac{1 + (r_2' + r_A') g_a \cdot (1 + \operatorname{tg} \varphi_{2t} \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\cos \psi_i} \quad \dots \dots \dots 11)$$

$$u_i = \frac{w_2}{w_1} \cdot \frac{1 + (r_2' + r_A') g_a \cdot (1 + \operatorname{tg} \varphi_{2t} \cdot \operatorname{tg} \alpha)}{\cos \psi_i} \quad \dots \dots \dots 12)$$

Diese drei Gleichungen leisten nun außerordentlich wertvolle Dienste bei der Untersuchung der einzelnen Fehlerquellen, da aus ihnen so ziemlich alles Wissenswerte der internen Fehlerquellen, ausschließlich derjenigen Erscheinungen infolge der Kurvenform und der Sättigung ermittelt werden kann.

Wie diese drei Beziehungen ergeben, ist die Winkelabweichung und das Übersetzungsverhältnis von der Größe der totalen Phasenverschiebung im Sekundärkreis, von der Phasenverschiebung des Magnetisierungsstromes gegenüber der primären EMK E_1 , von dem totalen Widerstand des Sekundärkreises und von der Konduktanz g_a der Magnetisierung abhängig.

Für einen stationären Stromwandler, welcher einmal im Betrieb ist, sind der totale sekundäre Widerstand und die totale sekundäre Phasenverschiebung konstante Faktoren und es treten daher nur $\operatorname{tg} \alpha$ und g_a als veränderliche Größen auf. Bei Kontroll- und Präzisionsstromwandlern dagegen ändert sich je nach der Art der Messung die Belastung im Sekundärkreis, so daß dort auch die Abhängigkeit von der Belastung erforderlich wird. Wir werden uns deshalb im Folgenden zuerst auf den einfacheren Fall mit konstanter Sekundärbelastung beschränken und nun zuerst noch zeigen, was für ein Zusammenhang zwischen der Magnetisierung und den Faktoren g_a und b_a besteht.

Wie bereits früher in der Arbeit über die Stromwandlerberechnung gezeigt wurde, sind g_a und b_a von den Dimensionen des Eisenkörpers, von der totalen Amperewindungszahl und von der Verlust- und Magnetisierungskurve des verwendeten Eisenbleches abhängig. Zudem spielt auch die Art der Zusammensetzung des Eisenkörpers eine gewisse Rolle.

Für einen vollkommen geschlossenen Eisenkern, welcher überall gleichen Querschnitt besitzt, gelten die einfachen Beziehungen:

$$\left. \begin{aligned} g_a &= \frac{l_{ei} w_{ei} \gamma_{ei} 10^{+18}}{q_{ei} w_1^2 (4,44 f B_{\max})^2} \\ b_a &= \frac{l_{ei} a w_{ei} 10^{+8}}{\sqrt{2} q_{ei} w_1^2 4,44 f B_{\max}} \end{aligned} \right\} \quad \dots \dots \dots 13)$$

worin l_{ei} die mittlere Kraftlinienlänge im Eisen, q_{ei} der Eisenquerschnitt, w_1 die primäre Windungszahl, f die Frequenz, $B_{\max}$ die Eiseninduktion, γ_{ei} das spezifische Gewicht des Eisens, w_{ei} der Verlust pro Kilogramm Eisen in Watt und aw_{ei} die Amperewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge im Eisen bedeuten.

Da sich die Eisenverluste aus den Hysteres- und Wirbelstromverlusten zusammensetzen, so wird die Abhängigkeit von g_a von der Induktion $B_{\max}$ verschiedenartig sein, je nachdem die Hysteres- oder die Wirbelstromverluste überwiegen. Im allgemeinen ist die Form der g_a -Kurve hyperbolischer Natur, kann jedoch, wenn die Hystereseverluste sehr klein gegenüber den Wirbelstromverlusten werden, wie dies bei chemisch reinem Eisen und bei Eisenkobaltlegierungen der Fall ist, geradlinige Form annehmen. Die Form der b_a -Kurve dagegen hängt ausschließlich von der statischen Magnetisierungskurve ab und besitzt ungefähr im Knie der Magnetisierungskurve ihren kleinsten Wert, welcher jedoch für Stromwandler nicht in Betracht kommt, da man hier bei viel kleineren Werten der Induktion arbeitet.

Sind im Eisenkörper noch Stoßfugen vorhanden, wie solche namentlich bei größeren Stromwandlertypen nicht vermieden werden können, so sind außerdem bei der Suszeptanz b_a die Amperewindungen für diese Stoßfugen zu berücksichtigen. Durch die Stoßfugen tritt aber zudem eine Erhöhung der Eisenverluste in der Nähe der Stoßfugen auf, so daß dadurch die gesamten Eisenverluste etwas größer werden und in Gl. 13) etwa um 6 bis 8% höhere Verluste einzusetzen sind.

Mit Berücksichtigung der Stoßfugen ist dann die Suszeptanz

$$b_a = \frac{l_{ei} aw_{ei} + 0,8 \alpha_s \delta_0 B_{\max} \cdot 10^8}{\sqrt{2} q_{ei} w_1^2 4,44 f B_{\max}} \quad \dots \quad 14)$$

worin α_s die Anzahl der Stoßfugen und δ_0 die äquivalente Luftstrecke einschließlich der Papierzwischenlage in cm bedeuten.

Hierin ist jedoch, wie bereits in der früheren Arbeit gezeigt wurde, δ_0 von der Eiseninduktion abhängig und nimmt verschiedene Werte an, je nachdem es sich um verzapfte, um bearbeitete oder unbearbeitete unter Druck stehende Stoßfugen handelt. Diese Stoßfugen-Amperewindungszahlen dürfen beim Stromwandler niemals vernachlässigt werden, da sie unter Umständen einen erheblichen Teil von den gesamten Eisen-Amperewindungen ausmachen können. Hierauf wird weiter unten noch näher eingegangen.

Wird der Eisenkörper aus Wirtschaftlichkeitsgründen so konstruiert, daß er an verschiedenen Stellen verschieden großen Querschnitt, also auch verschieden große Eisenbeanspruchungen besitzt, so müssen für jedes Stück die Verluste und AW-Zahlen pro cm Kraftlinienlänge für die betreffenden Eiseninduktionen getrennt ermittelt werden.

In diesem Falle erhalten wir dann für die Konduktanz und die Suszeptanz die Beziehungen:

$$\left. \begin{aligned} g_a &= \frac{l_{ei1} q_{ei1} w_{ei1} + l_{ei2} q_{ei2} w_{ei2} + l_{ei3} q_{ei3} w_{ei3} + \dots}{q_{eik}^2 w_1^2 (4,44 f B_{\max})^2} \cdot \gamma_{ei} \cdot 10^{13} \\ b_a &= \frac{l_{ei1} aw_{ei1} + l_{ei2} aw_{ei2} + l_{ei3} aw_{ei3} + \dots + 0,8 \alpha_s \delta_0 B_{\max} \cdot 10^8}{\sqrt{2} w_1^2 q_{eik} 4,44 f B_{\max}} \end{aligned} \right\} \quad \dots \quad 15)$$

Hierin haben die einzelnen Buchstaben dieselbe Bedeutung wie in Gl. 14) und 13), nur beziehen sie sich entsprechend den Indizes auf die einzelnen Kernstücke. q_{eik} bedeutet den aktiven Kernquerschnitt.

Wie uns Gl. 15) aussagt, können wir offenbar durch ganz verschiedene Dimensionierungen des Eisenkörpers dieselben qualitativen magnetischen Eigenschaften erhalten, wie wenn wir dem Eisenkörper überall gleichen Querschnitt geben, nur wird dabei das Material besser ausgenützt, so daß damit eine wesentliche Materialersparnis zu erwarten ist.

Legen wir nun unseren Betrachtungen über die Fehlerquellen, die allein von der Eisenmagnetisierung herrühren, einen vollkommen geschlossenen Eisenkern zugrunde, so können wir daran am zweckmäßigsten die Verhältnisse studieren, da dann nur wenige veränderliche Größen auftreten.

Durch Gl. 10), 11) und 12) haben wir kennen gelernt, daß das Übersetzungsverhältnis und die Winkelabweichung hauptsächlich von dem Phasenverschiebungswinkel α zwischen dem Magnetisierungsstrom und seiner Wattkomponente, sowie von der Veränderlichkeit und Größe der Konduktanz g_a abhängig ist. Für den Winkel α ergibt sich nun für einen vollständig geschlossenen Eisenkern aus Gl. 13:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{b_a}{g_a} = \frac{a w_{ei} 4,44 f B_{\max} 10^{-5}}{w_{ei} \gamma_{ei} \sqrt{2}} = \frac{a w_{ei}}{w_{ei}} \cdot B_{\max} \cdot \frac{\pi f}{\gamma_{ei}} \cdot 10^{-5} \quad \dots \dots 16)$$

d. h. bei einem vollkommen geschlossenen Eisenkern ist die Größe dieses Winkels ganz unabhängig von den Dimensionen des Eisenkernes und nur abhängig von der Magnetisierungs- und Verlustkurve, beziehungsweise von der Induktion bei konstanter Frequenz.

In diesem Falle tritt deshalb bei konstanter Frequenz nur als veränderlicher Faktor

$$\frac{a w_{ei}}{w_{ei}} B_{\max} = \frac{f_1(B)}{f_2(B)} B \quad \dots \dots \dots 17)$$

auf, welcher je nach der Gesetzmäßigkeit, die die $a w_{ei}$ - und w_{ei} -Kurve befolgen einen verschiedenartigen Verlauf nehmen kann. So z. B. zeigt dieser Faktor bei gewöhnlichem Dynamoblech, bei verschieden legierten Blechen, bei Eisen-Kobalt-Legierungen und bei annähernd reinem Eisen als Funktion der Eiseninduktion ein voneinander ganz abweichendes Verhalten. Gewöhnliches Dynamoblech gibt bei den bei Stromwandlern üblichen Induktionen eine teilweise nach abwärts und teilweise nach aufwärts stark gekrümmte Kurve, während legierte Bleche, Eisen-Kobalt-Legierungen und annähernd reines Eisen Kurven ergeben, die sich mehr und mehr einer geraden Linie nähern. Diese Erscheinungen sind außerordentlich wichtig für die Fehlerkurven der Stromwandler, da durch sie der charakteristische Verlauf derselben und damit die Größe der auftretenden Fehler bestimmt wird. Dies trifft jedoch nur so lange zu, als keine Stoßfugen oder sonstige Luftstrecken und auch keine Sättigungsstege im Eisenkörper vorhanden sind. Sind solche vorhanden, so wird die Kurve für $\operatorname{tg} \alpha$ meist für sonst vorzügliche Blechqualitäten derart geändert, daß sie sich stark derjenigen einer minderwertigen Blechqualität nähert, weil durch die Stoßfugen, wie Gl. 14) und 15) zeigen, die Amperewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge rapid zunimmt. Auf diese Erscheinungen werden wir weiter unten noch speziell zu sprechen kommen und wollen uns vorerst nur mit unseren Betrachtungen auf einen vollkommen geschlossenen Eisenkern beschränken.

3. Interne Fehlererscheinungen und Diskussion der Hauptgleichungen.

a) Einfluß der Magnetisierungs- und Verlustkurve. Wir untersuchen zunächst den Einfluß der Magnetisierungskurve und der Verlustkurve. Da man heute wohl allgemein im Stromwandlerbau nur hochlegierte Eisenbleche verwendet, so legen wir unseren Untersuchungen in der Hauptsache nur solche zugrunde, werden jedoch an geeigneter Stelle auch den Einfluß anderer Blechqualitäten zum Vergleiche besprechen.

In Abb. 3 sind die statistische Magnetisierungskurve und die Verlustkurve für legiertes Blech von 0,5 mm Stärke mit einer Verlustziffer $v_{10} = 1,75$ Watt/kg (Kurve 2 und II), sowie diejenigen für gewöhnliches Dynamoblech (Kurve I und I) als Funktion der Eiseninduktion bei 50 Perioden bis etwa $B_{\max} = 5000$ Maxwell/cm² aufgezeichnet.

Vergleichen wir vorerst nur kurz die beiden Magnetisierungskurven miteinander, so zeigt schon Abb. 3, daß offenbar die aus Gl. 16) berechneten Werte für den Winkel α

für beide Blechsorten einen ganz verschiedenen Verlauf nehmen müssen und daß dieser Winkel um so kleiner wird, je kleiner für die betreffende Induktion die aw_{ei} -Zahlen sind und je mehr sich die aw_{ei} -Kurve der Abszissenachse nähert. Zudem spielt auch der Verlauf der Magnetisierungskurve eine enorm wichtige Rolle und da zeigt uns Abb. 3, daß offenbar der Verlauf derselben bei legiertem Blech bedeutend günstiger ist, als bei gewöhnlichem Dynamoblech und daher bei ersterem sich bessere Fehlerkurven ergeben müssen.

Abb. 3. Verlust- und Magnetisierungskurven für gewöhnliches und legiertes Blech bei 50 Perioden.

Kurve I, 1: Verlust- und Magnetisierungskurven für gewöhnliches Blech.

Kurve II, 2: Verlust- und Magnetisierungskurven für legiertes Blech.

Wir berechnen nun aus Gl. 16) für einen stoßfugenlosen Eisenkern und für legiertes Blech die Größe von $\tan \alpha$ und zwar für 50 und 25 Perioden und erhalten folgende Tabelle. In der Tabelle sind außerdem einige Werte für gewöhnliches Dynamoblech zum Vergleiche bei 50 Perioden eingetragen.

Tabelle I.

B_{max}	leg. Blech 50 Perioden					leg. Blech 25 Perioden					gewöhnl. Blech 50 Perioden			
	aw_{ei}	w_{ei}	$\frac{aw_{ei}}{w_{ei}}B$	$\tan \alpha$	α^0	w_{ei}	$\frac{aw_{ei}}{w_{ei}}B$	$\tan \alpha$	α^0		aw_{ei}	w_{ei}	$\frac{aw_{ei}}{w_{ei}}B$	$\tan \alpha$
50	0,025	0,0027	463,7	0,0964	$5^0 30,4'$	0,0013	961	0,10	$5^0 43'$					
100	0,045	0,0062	720	0,1497	$8^0 30,7'$	0,003	1500	0,157	$8^0 55,3'$	0,155	0,01	1550	0,312	
200	0,090	0,0125	1400	0,2915	$16^0 15'$	0,0055	3270	0,3425	$18^0 54,4'$					
400	0,165	0,027	2445	0,509	$26^0 58,6'$	0,011	6000	0,625	$32^0 0,3'$	0,48	0,036	3335	1,0725	
600	0,225	0,040	3375	0,7025	$35^0 5,2'$	0,0175	7720	0,803	$38^0 46'$					
800	0,275	0,055	4000	0,833	$39^0 47,7'$	0,026	8455	0,880	$41^0 21'$	0,765	0,075	8160	1,642	
1000	0,310	0,070	4430	0,923	$42^0 42,2'$	0,034	9120	0,948	$43^0 29,8'$	0,87	0,0975	8925	1,793	
1250	0,3425	0,090	4760	0,991	$44^0 44,6'$	0,045	9520	0,990	$44^0 42,8'$					
1500	0,366	0,110	4995	1,0385	$46^0 4'$	0,056	9810	1,02	$45^0 33,3'$	1,095	0,155	10600	2,135	
1750	0,385	0,130	5180	1,078	$47^0 6,7'$	0,068	9910	1,031	$45^0 51,6'$					
2000	0,405	0,1525	5310	1,103	$47^0 50'$	0,080	10120	1,052	$46^0 26,7'$	1,26	0,22	11460	2,305	
2500	0,433	0,20	5410	1,125	$48^0 21,7'$	0,1045	10360	1,078	47^0					
3000	0,467	0,25	5605	1,167	$49^0 24,3'$	0,1325	10575	1,10	$47^0 43'$	1,545	0,378	12260	2,465	
4000	0,545	0,3675	5940	1,236	$51^0 1,3'$	0,190	11475	1,1925	$50^0 0,7'$	1,860	0,605	12300	2,475	
5000	0,640	0,517	6190	1,288	$52^0 10'$	0,250	12800	1,332	$53^0 6,2'$	2,265	0,907	12480	2,517	

Tragen wir diese Werte für $\operatorname{tg} \alpha$ und α als Funktion der Induktion auf, so erhalten wir die in Abb. 4 aufgezeichneten Kurven. Auf den ersten Blick zeigen diese wiederum einen ähnlichen Verlauf wie die Magnetisierungskurven der Abb. 3; daß heißt mit andern Worten, daß dieser Winkel α in seinem Verlauf durch die Magnetisierungskurve bestimmt wird. Auffallend ist die starke Abnahme dieses Winkels bei kleinen Induktionen, wodurch auch unbedingt eine starke Beeinflussung der Fehlerkurven bei kleinen Induktionen eintreten muß. Dies geht ja auch ohne weiteres aus den Gl. 10), 11) und 12) hervor, worin $\operatorname{tg} \alpha$ eine sehr große Rolle spielt, jedoch hat auch der Eisenverlust einen sehr großen Einfluß auf die Größe dieses Winkels, indem ein kleiner Eisenverlust den Wert für $\operatorname{tg} \alpha$ vergrößert und ein großer Verlust ihn verkleinert.

Abb. 4. Abhängigkeit des Phasenwinkels α als Funktion der Induktion B .

Kurve 1: α } bei 50 Perioden
 „ I: $\operatorname{tg} \alpha$ }

Kurve 2: α } bei 25 Perioden.
 „ II: $\operatorname{tg} \alpha$ }

Man könnte sich daher nach den Kurven der Abb. 4 und der Gl. 16) sehr leicht zu dem Trugschlusse verleiten lassen, daß gerade dieser Winkel α nach Verlauf und Größe allein für die Größe der auftretenden Fehler maßgebend sei. Dies ist jedoch, wie eine nähere Untersuchung zeigt, nicht der Fall, da als zweite veränderliche Größe in diesen Gleichungen die Konduktanz g_a der Primärwicklung auftritt, die auch von den Eisenverlusten und der Induktion abhängt. Soviel zeigen uns aber doch die Kurven der Abb. 4, daß wir bei einem neu zu entwerfenden Stromwandler die Eiseninduktion nicht ganz beliebig wählen dürfen, sondern stets darauf bedacht sein müssen, daß der Stromwandler normal bei einer solchen Induktion innerhalb eines Meßbereiches arbeitet, bei welcher dieser Winkel α die kleinste Veränderung erleidet und dies tritt nach Abb. 4 bei einer Eisenbeanspruchung $B_{\max} \gtrsim 800$ Maxwell/cm² ein. Über $B_{\max} = 5000$ Maxwell/cm² wird man schon aus Sättigungsgründen nicht gehen dürfen, da oberhalb diesem Wert der Stromwandler wiederum zu große Fehler ergeben würde und zudem der beträchtliche Mehraufwand an Material schon bei kleineren Eisenbeanspruchungen Halt gebietet.

Nun steht aber die Wahl der Eiseninduktion auch mit der Größe der totalen Amperewindungszahl eines Stromwandlers im engen Zusammenhange und diese bewirkt mit zunehmender Größe wiederum eine Reduktion der Konduktanz g_a , so daß dadurch sowohl der Übersetzungsfehler als auch die Winkelabweichung verbessert wird und

deshalb auch, wie die Kurven der Abb. 4, für eine höhere Eisenbeanspruchung sprechen. Dem steht jedoch, wie bereits oben erwähnt wurde, der wirtschaftliche Aufbau eines Stromwandlers stark im Wege, da es für eine marktfähige Type nicht gleichgültig ist, ob günstige Fehlerverhältnisse bei einer Materialverschwendung oder bei einer guten Materialausnutzung erreicht werden.

Gerade diese Erscheinungen zwingen uns die Fehlerquellen nach allen nur möglichen Richtungen zu untersuchen, damit wir Klarheit bekommen, welche Maßnahmen wir von Fall zu Fall zu ergreifen haben.

Wie uns nun weiter die Gl. 10) bis 12) lehren, hängt noch eine weitere Erscheinung mit diesem Winkel α zusammen, indem die Winkelabweichung bei kleiner sekundärer Phasenverschiebung φ_{2t} stärker in Mitleidenschaft gezogen wird, als das Übersetzungsverhältnis. Bei großen totalen sekundären Phasenverschiebungen φ_{2t} dagegen wird die Beeinflussung beider sehr groß. Diese Abweichungen können jedoch, wie die Erfahrung lehrt, durch eine Vergrößerung der totalen Amperewindungszahl auf Kosten des wirtschaftlichen Aufbaues wieder herabgesetzt werden, da mit zunehmender Amperewindungszahl die Eiseninduktion zunimmt und nach Gl. 13) die Konduktanz g_a mit dem Quadrate der Windungszahl reduziert wird. Diese Verbesserung der Fehler geschieht daher nicht allein mit dem Winkel α , da von etwa $B_{\max} = 1000 \text{ Maxwell/cm}^2$ an aufwärts derselbe nur sehr wenig zunimmt, so daß wir zunächst die Abhängigkeit der Konduktanz g_a von der Eiseninduktion untersuchen müssen.

Wir setzen zu diesem Zwecke wiederum einen vollständig geschlossenen Eisenkern voraus und legen unseren Betrachtungen Gl. 13) zugrunde.

Bei unseren bisherigen Untersuchungen haben wir stillschweigend sinusförmige Kurvenform der Spannungskurve vorausgesetzt und wollen nun im folgenden auch eine beliebige Kurvenform in den Kreis unserer Betrachtungen ziehen. An den Gl. 13) bis 16) ändert sich in der Hauptsache nur der Faktor 4,44, da wir nunmehr an seine Stelle den Faktor $4 \cdot f_s$ setzen müssen, wenn f_s den Formfaktor der Kurvenform bedeutet. Damit wird aber auch nach Gl. 16) der Winkel α mit der Größe dieses Formfaktors geändert, da die Suszeptanz b_a umgekehrt proportional dem Formfaktor und die Konduktanz g_a umgekehrt proportional dem Quadrate des Formfaktors ist. Wir wollen uns aber vorerst nicht auf diese Abhängigkeit einlassen, da wir später beim Einfluß der Periodenzahl darauf zurückkommen werden und es uns nur darum zu tun ist, allgemein gültige Gleichungen aufzustellen.

Für eine ganz beliebige Kurvenform ist daher jetzt die Größe der Konduktanz bestimmt durch:

$$g_a = \frac{l_{ei} w_{ei} \gamma_{ei} 10^{13}}{q_{ei} w_1^2 (4 f_s f B_{\max})^2} \dots \dots \dots 18)$$

Wie die vorhergehenden Untersuchungen gezeigt haben, ist in der Regel die Abhängigkeit der Übersetzungsfehler und der Winkelabweichung von der Größe der Induktion hauptsächlich durch die Konduktanz g_a bedingt.

Wir untersuchen deshalb zuerst in Gl. 18) den Zusammenhang zwischen den Eisenverlusten w_{ei} pro kg Eisen und der Eiseninduktion $B_{\max}$.

Da sich die gesamten Eisenverluste zusammensetzen aus den Hysteres- und den Wirbelstromverlusten, so können wir für w_{ei} setzen

$$w_{ei} = w_h + w_w = \sigma_h \left(\frac{f}{100} \right) \left(\frac{B_{\max}}{1000} \right)^{1,6} \cdot \frac{1}{\gamma_{ei}} + \sigma_w \left(A \frac{f}{100} \frac{f_s \cdot B_{\max}}{1000} \right)^2 \frac{1}{\gamma_{ei}} \dots \dots 19)$$

worin A = die Blechstärke bedeutet.

Setzen wir diesen Wert in Gl. 18) ein, so ergibt sich schließlich für die Konduktanz g_a die Beziehung:

$$g_a = \frac{l_{ei}}{q_{ei} w_1^2} \cdot \left(\frac{\sigma_h 10^{6,2}}{16 f_s^2 f B_{\max}^{0,4}} + \frac{\sigma_w A^2 10^3}{16} \right) \dots \dots \dots 20)$$

Hierin bedeuten dann die Faktoren σ_h und σ_w die Hysterese- und Wirbelstromkonstanten, die beide etwas von der Induktion abhängen, jedoch können wir dieselben bei den bei Stromwandlern üblichen Induktionen und Periodenzahlen als annähernd konstant ansehen.

Aus Gl. 20) folgt daher, daß sich die Konduktanz g_a aus zwei Teilen zusammensetzt, nämlich aus einem annähernd konstanten Teil, welcher von den Wirbelströmen im Eisen herrührt und aus einem von der Hysterese im Eisen herrührenden Teil. Nun wissen wir auch bereits, daß diejenigen Verluste, welche durch die Hysterese hervorgerufen werden, in der Regel bedeutend größer sind als diejenigen, welche durch die Wirbelströme verursacht werden. Ferner wissen wir auch, daß das Steinmetzsche Gesetz, welches uns angibt, daß der Hystereseverlust ungefähr proportional mit der 1,6ten Potenz der Induktion wächst, nicht über den ganzen Verlauf der Magnetisierungskurve zutrifft und zudem auch noch von der Beschaffenheit des Materials nicht unerheblich abhängt, so daß durch eine zweckmäßige Wahl der Eiseninduktion und des Materials die Abhängigkeit der Konduktanz g_a in ganz verschiedener Richtung beeinflußt werden kann. Betrachten wir einmal Gl. 20) etwas näher, so sehen wir, daß der von der Hysterese herrührende Teil mit zunehmender Induktion abnimmt und der von den Wirbelströmen herrührende Teil scheinbar konstant bleibt, oder wenn er sich verändert, mit zunehmender Induktion zunimmt.

Diese Erscheinung ist von außerordentlich großer Bedeutung für die Fehler bei einem Stromwandler, da sich offenbar diese beiden Teile derart aufeinander abstimmen lassen, daß im Bereiche bestimmter Induktionen die Konduktanz g_a sich nur wenig ändert oder sogar vollständig konstant bleibt. Auf diese Erscheinung weist bereits Agnew¹⁾ und später auch Orlich²⁾ hin, jedoch ohne die Verhältnisse rechnerisch oder experimentell abzuklären, indem diese Autoren einfach angeben, daß hierbei nur das Gesetz der Hysterese, welches in der Hauptsache die Verluste befolgen, ausschlaggebend sei. Dies trifft jedoch nur so lange zu, wie Gl. 20) zeigt, solange die Wirbelstromverluste im Eisen vernachlässigbar klein gegenüber den Hystereseverlusten und dieselben zudem annähernd konstant sind, wie dies ungefähr bei vollkommen geschlossenem Eisenkern aus sehr dünnen Blechen der Fall ist. Sind dagegen Stoßfugen vorhanden, so werden dadurch die Wirbelstromverluste ganz wesentlich erhöht, und der Wirbelstromfaktor σ_w ändert sich dann mit der Induktion entsprechend der Stoßfugenzusammensetzung derart, daß er mit zunehmender Induktion zunimmt oder unter Umständen sogar abnimmt.

Wir können daher beim Stromwandler sowohl durch die Qualität des verwendeten Eisenbleches als auch durch die Konstruktion des Eisenkörpers bzw. der Stoßfugen die Fehlerverhältnisse in ganz verschiedenen Richtungen beeinflussen, so daß es unter Beachtung aller dieser magnetischen Eigenschaften möglich sein muß, praktisch genügend gute Fehlerkurven zu erhalten. Dies ist um so mehr der Fall, als es in neuester Zeit gelungen ist, solche ferromagnetische Materialien herzustellen, die äußerst kleine Hystereseverluste aufweisen, wie z. B. hochlegierte Transformatorbleche, Elektrolyt-eisen und einige Eisen-Kobalt-Legierungen, bei welchen letzteren außerdem noch die Hystereseverluste bei kleinen Induktionen nicht mit der 1,6ten Potenz der Induktion wachsen, sondern ihr Exponent näher bei 2 liegt, was wiederum nach Gl. 20) ein Vorteil bedeutet. Wir werden auf diese Erscheinungen noch mehrfach bei den Fehlerkurven verschiedener Stromwandler zu sprechen kommen.

Wir können nun diese Abhängigkeit der Konduktanz g_a von der Größe der Induktion am besten an einem Rechnungsbeispiel zeigen, indem wir die Verlustkurven der Abb. 3 für legiertes und gewöhnliches Blech zugrunde legen und für einen ge-

¹⁾ Orlich, Über Strom- und Spannungswandler, Helios, 1912, Sonderdruck S. 21.

²⁾ Agnew, Bull. of the bur. of stand., Bd. 7, S. 439ff, 1911.

benen Eisenkern und eine beliebige Windungszahl bei sinusförmiger Spannungskurve g_a als Funktion der Induktion berechnen. Da nun aber in den späteren Rechnungen für die Fehlerkurven nach den Gl. 10) bis 12) g_a in Verbindung mit dem totalen reduzierten Sekundärwiderstand $r_{2t}' = r_2' + r_A'$ vorkommt und je nach der Größe des Primärstroms, für welchen der Stromwandler bestimmt ist, sich die primäre Windungszahl ändert, ist es zweckmäßig, die Konduktanz g_a auf das Sekundärsystem zu reduzieren, da die Stromwandler meistens für eine konstante Sekundärstromstärke gebaut werden, wodurch innerhalb ein und derselben totalen Amperewindungszahl die sekundäre Windungszahl konstant bleibt.

Es ist dann

$$g_a r_{2t}' = g_a'' r_{2t}, \quad \text{da } r_{2t}' = \left(\frac{w_1}{w_2}\right)^2 r_{2t} = \left(\frac{w_1}{w_2}\right)^2 (r_2 + r_A)$$

ist, so daß nun ähnlich wie in Gl. 13) g_a'' wird

$$g_a'' = \frac{l_{ei} w_{ei} \gamma_{ei} 10^{18}}{q_{ei} w_2^2 (4,44 f B_{\max})^2} \quad \dots \quad 21)$$

An Stelle von w_1 tritt also nur die sekundäre Windungszahl w_2 , sonst ändert sich der übrige Ausdruck nicht.

Für unser Beispiel wählen wir einen Stromwandler mit einem Querschnitt von $q_{ei} = 7,35 \text{ cm}^2$ und einer mittleren Kraftlinienlänge von $l_{ei} = 35,6 \text{ cm}$. Ferner legen wir der Rechnung die Windungszahlen $w_2 = 80$ und $w_2 = 240$ Windungen entsprechend den Amperewindungszahlen $AW_t = 400$ und 1200 bei 5 Ampere Sekundärstrom zugrunde und beschränken uns auf die Frequenz 50.

Dann ist nach Gl. 20) der Ausdruck vor der Klammer

$$\text{bei } w_2 = 80 \text{ Wdg.} \quad \frac{l_{ei}}{q_{ei} w_2^2} = 7,57 \cdot 10^{-4}$$

$$\text{und} \quad \text{bei } w_2 = 240 \text{ Wdg.} \quad \frac{l_{ei}}{q_{ei} w_2^2} = 8,41 \cdot 10^{-5}$$

Nehmen wir eine Blechstärke von $\Delta = 0,5 \text{ mm}$ an und einen Wirbelstromfaktor $\sigma_w = 0,45$ für legierte Bleche und $\sigma_w = 1,4$ für gewöhnliche Bleche, so wird der konstante Teil der Konduktanz g_a'' , welcher von den Wirbelströmen herrührt:

bei $w_2 = 80 \text{ Wdg.}$ $k_w = 0,005325$ für leg. Bleche und $k_w = 0,01656$ für gew. Bleche,
bei $w_2 = 240 \text{ Wdg.}$ $k_w = 0,000592$ für leg. Bleche und $k_w = 0,00184$ für gew. Bleche.

Bezeichnen wir ebenso mit k_h denjenigen Teil der Konduktanz g_a'' , welcher von der Hysterese herrührt, so ergibt sich für diesen Teil und die ganze Konduktanz g_a' , folgende Tabelle.

Tabelle II.

B	Legiertes Blech				Gewöhnliches Blech	
	g_a'' für $w_2 = 80$	k_h für $w_2 = 80$	g_a'' für $w_2 = 240$	k_h für $w_2 = 240$	g_a'' für $w_2 = 240$	k_h für $w_2 = 240$
50	1,2525	1,2471	0,1391	0,1385		
100	0,725	0,7197	0,0805	0,0799		
200	0,3625	0,3572	0,0403	0,0397	0,058	0,05616
400	0,196	0,1907	0,02177	0,02118		
600	0,1288	0,1235	0,0143	0,01371		
800	0,0998	0,09447	0,01108	0,01049		
1000	0,0811	0,07577	0,00901	0,008418	0,01223	0,01039
1500	0,0568	0,05147	0,0063	0,005708		
2000	0,04274	0,03741	0,004745	0,004153		
2500	0,0371	0,03177	0,00412	0,003528	0,00721	0,00537
3000	0,03225	0,02692	0,00358	0,002988		
4000	0,02565	0,02032	0,00296	0,002368		
5000	0,024	0,01867	0,002665	0,002073	0,00567	0,00383

Wie aus dieser Tabelle hervorgeht, bilden die Hystereseverluste den weitaus größeren Teil von g_a'' und bei kleinen Induktionen verschwindet sogar der von den Wirbelströmen im Eisen herrührende Teil fast vollständig. Da aber in Wirklichkeit σ_w etwas von der Induktion abhängt, d. h. mit derselben zunimmt, so folgt daraus, daß die Wirbelstromverluste die Konduktanz g_a'' nicht wesentlich im günstigen Sinne beeinflussen können, sondern in der Hauptsache nur eine Vergrößerung derselben bedingen, was nach Gl. 10) bis 12) eine Vergrößerung der Fehler bei gleicher totaler Amperewindungszahl verursachen würde.

Gerade in dieser Richtung wurde früher sehr häufig versucht, die Fehlerkurven zu verbessern, wie namentlich ältere Stromwandlertypen zeigen, indem man durch künstliche Vergrößerung der Wirbelstromverluste den ungünstigen Einfluß der Hystereseverluste herabzusetzen versuchte, jedoch, wie es scheint, ohne allzu großen Erfolg, da dadurch wiederum eine nicht unwesentliche Vergrößerung der Konduktanz hervorgerufen wird, welche wiederum nur durch eine größere Amperewindungszahl ausgeglichen werden kann.

Abb. 5. Abhängigkeit der Konduktanz g_a'' von der Hysterese und den Wirbelströmen als Funktion der Induktion B für gewöhnliches und legiertes Blech.

Diese letztere Erscheinung geht auch deutlich aus der Tabelle II hervor, indem dort die Konduktanz g_a'' für die Windungszahlen $w_2 = 80$ und $w_2 = 240$ bei legiertem Blech im letzteren Falle auf den 9. Teil derjenigen bei 80 Windungen herabsinkt, wobei jedoch der Verlauf als Funktion der Induktion nicht geändert wird. Wir können daher stets die Fehlerkurven durch Vergrößern der Windungszahlen verbessern, wenn nicht wirtschaftliche Momente dies verbieten. Auch die bei gewöhnlichen Dynamo-blechen auftretende größere Konduktanz kann durch eine größere Windungszahl zum Teil wieder ausgeglichen werden, jedoch ist ihr Verlauf in Abhängigkeit der Induktion ein etwas anderer wie bei legierten Blechen, und vor allen Dingen ist hierbei der Verlauf des Winkels α ein so verschiedener, daß auch eine große Windungszahl den ungünstigen Verlauf der Fehlerkurven nicht wesentlich zu verbessern vermag.

Wir erkennen daher schon jetzt, daß der Verlauf der Fehlerkurven in der Hauptsache durch die Hystereseverluste bedingt ist, da diese wiederum den Verlauf der

Magnetisierungskurven und damit den Verlauf und die Größe des Winkels α und der Konduktanz g_a'' bestimmen.

In Abb. 5 sind zum Vergleich die Konduktanzen der Tabelle II für legiertes und gewöhnliches Blech bei $w_2 = 240$ Windungen als Funktion der Induktion dargestellt und zeigen recht deutlich sowohl den Einfluß der Hysterese als auch der Wirbelströme.

Gehen wir nunmehr noch einen Schritt weiter und ermitteln für denselben Stromwandler, wie oben die Konduktanz ermittelt wurde, auch nach Gl. 10) und 11) die Winkelabweichung ψ_1 und den absoluten Übersetzungsfaktor p_1 für die Windungszahlen $w_2 = 80$ und $w_2 = 240$ Windungen, wobei wir jedoch in beiden Fällen eine konstante totale Sekundärreaktanz z_{2t} bei verschiedenen sekundären Phasenverschiebungen φ_{2t} voraussetzen wollen, da dieser Fall wohl am häufigsten in der Praxis vorkommt und, wie die Gl. 10) und 11) zeigen, die Winkelabweichung und der Übersetzungsfaktor stark von der sekundären Phasenverschiebung abhängt.

Wir wollen jedoch dabei unsere Betrachtungen nicht nur auf positive Phasenverschiebungen ausdehnen, sondern auch auf negative, d. h. auf kapazitive Belastungen, da bekanntlich sehr häufig als Leitungen zwischen der Sekundärwicklung des Stromwandlers und den Anschlußapparaten Kabel verwendet werden, deren Kapazität unter Umständen über die Induktivität des Sekundärstromkreises überwiegen kann.

Wir legen unserem Rechnungsbeispiel eine konstante Sekundärreaktanz von $z_{2t} = 2,5$ Ohm zugrunde und erhalten dann zunächst für die verschiedenen Phasenwinkel folgende Werte für den ohmschen und induktiven Widerstand des Sekundärkreises, indem die Impedanz z_{2t} ausgedrückt werden kann durch

$$z_{2t} = \sqrt{r_{2t}^2 + x_{2t}^2} = r_{2t} \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi_{2t}} = \frac{r_{2t}}{\cos \varphi_{2t}},$$

oder auch

$$z_{2t} = x_{2t} \sqrt{1 + \operatorname{ctg}^2 \varphi_{2t}} = \frac{x_{2t}}{\sin \varphi_{2t}}.$$

Tabelle III.

φ_{2t}	$\operatorname{tg} \varphi_{2t}$	$\cos \varphi_{2t}$	$\sin \varphi_{2t}$	z_{2t}	r_{2t}	x_{2t}
$+90^\circ$	$+\infty$	0	1	2,5	0	2,5
$+60^\circ$	+1,732	0,5	0,866		1,25	2,165
$+30^\circ$	+0,5774	0,866	0,50		2,165	1,25
0°	0	1	0		2,5	0
-30°	-0,5774	0,866	0,50		2,165	-1,25
-60°	-1,732	0,50	0,866		1,25	-2,165
-90°	$-\infty$	0	1		0	-2,5

Mit diesen Werten berechnen wir nun ferner bei den verschiedenen Phasenwinkeln φ_{2t} die Faktoren $r_{2t} g_a''$, $\frac{1}{r_{2t} g_a''}$ und $\operatorname{tg} \varphi_{2t} \operatorname{tg} \alpha$ als Funktion der Induktion $B_{\max}$ bei 50 Perioden und für legiertes Blech. Dabei lassen wir jedoch den Phasenwinkel $\varphi_{2t} = -90^\circ$, d. h. reine kapazitive Belastung weg, da eine solche wohl nie vorkommt und auch kein besonderes theoretisches Interesse bietet. Dagegen besitzt reine induktive Belastung, also $\varphi_{2t} = +90^\circ$, als Grenzwert schon mehr Interesse und liegt in einigen Fällen mit besonderen Schaltungen praktisch vor.

Für diesen Fall kann jedoch der Übersetzungsfaktor p_1 und die Winkelabweichung ψ_1 nicht direkt aus Gl. 10) und 11) ermittelt werden, sondern es sind die Gl. 6) und 8) zu Hilfe zu nehmen, da $\operatorname{tg} 90^\circ = \infty$ ist.

Da ferner nach Tabelle III $r_{2t} = 0$ ist, so ist auch $r_{2t} g_a'' = 0$, so daß nach einiger Umrechnung wird

Tabelle IV
für $w_2 = 80$ Windungen.

B	$\text{tg } \alpha$	$\varphi_{2t} = 0$			$\varphi_{2t} = \pm 30^\circ$			$\varphi_{2t} = \pm 60^\circ$			$\varphi_{2t} = \pm 90^\circ$		
		$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$x_{2t} g''$	$\frac{1}{x_{2t} g''}$	$x_{2t} g'' \text{tg } \alpha$
100	0,1497	1,813	0,551	0	1,572	0,5642	0,0864	0,906	1,1025	0,2595	1,813	0,551	0,2717
200	0,2915	0,907	1,101		0,786	1,2715	0,1683	0,454	2,20	0,505	0,907	1,101	0,2642
400	0,509	0,490	2,04		0,425	2,354	0,294	0,2452	4,077	0,8825	0,490	2,04	0,2496
600	0,7025	0,322	3,102		0,2795	3,578	0,4055	0,1620	6,171	1,217	0,322	3,102	0,2201
800	0,833	0,2497	4,00		0,2162	4,623	0,481	0,1248	8,005	1,443	0,2497	4,00	0,2078
1000	0,923	0,2025	4,930	0	0,1758	5,684	0,533	0,10135	9,870	1,599	0,2025	4,93	0,187
1500	1,0385	0,1420	7,040		0,1233	8,100	0,599	0,07105	14,075	1,799	0,142	7,04	0,1474
2000	1,103	0,1068	9,360		0,09265	10,79	0,637	0,05345	18,70	1,910	0,1068	9,36	0,118
3000	1,167	0,0807	12,39		0,06995	14,29	0,673	0,04035	24,79	2,020	0,0807	12,39	0,09415
4000	1,236	0,0642	15,58		0,05565	17,96	0,713	0,0321	31,17	2,140	0,0642	15,58	0,07935
5000	1,288	0,050	16,65		0,05205	19,205	0,744	0,030	33,33	2,232	0,050	16,65	0,0773

Tabelle V
für $w_2 = 240$ Windungen.

B	$\text{tg } \alpha$	$\varphi_{2t} = 0$			$\varphi_{2t} = \pm 30^\circ$			$\varphi_{2t} = \pm 60^\circ$			$\varphi_{2t} = \pm 90^\circ$		
		$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$r_{2t} g''$	$\frac{1}{r_{2t} g''}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$x_{2t} g''$	$\frac{1}{x_{2t} g''}$	$x_{2t} g'' \text{tg } \alpha$
100	0,1497	0,2014	4,966	0	0,1744	5,735	0,0864	0,1007	9,925	0,2595	0,2014	4,966	0,03015
200	0,2915	0,10078	9,924		0,0874	11,425	0,1683	0,0504	19,81	0,505	0,10078	9,924	0,02935
400	0,509	0,0544	18,375		0,04715	21,20	0,2940	0,0272	36,78	0,8825	0,0544	18,375	0,02771
600	0,7025	0,03576	27,98		0,0310	32,21	0,4055	0,01787	55,9	1,217	0,03576	27,98	0,02513
800	0,833	0,02772	36,05		0,024	41,65	0,481	0,0138	72,2	1,443	0,02772	36,05	0,0231
1000	0,923	0,02252	44,4	0	0,0195	51,27	0,533	0,01125	88,8	1,599	0,02252	44,4	0,02078
1500	1,0385	0,01574	63,5		0,01365	73,30	0,599	0,00787	120,9	1,799	0,01574	63,5	0,01636
2000	1,103	0,01187	84,25		0,01028	97,25	0,637	0,00593	168,5	1,910	0,01187	84,25	0,0131
3000	1,167	0,00896	111,6		0,00776	128,8	0,673	0,00447	223,1	2,02	0,00896	111,6	0,01045
4000	1,236	0,0074	135,0		0,00642	155,9	0,713	0,00370	270,0	2,14	0,0074	135,0	0,00915
5000	1,288	0,00666	150,0		0,00577	173,0	0,744	0,00333	300,0	2,232	0,00666	150,0	0,008595

$$\left. \begin{aligned} \operatorname{tg} \psi_1 &= \frac{1}{\pm \frac{1}{x_{2t} g_a''} + \operatorname{tg} \alpha} \\ p_1 &= \frac{1 \pm x_{2t} g_a'' \operatorname{tg} \alpha}{\cos \psi_1} \end{aligned} \right\} \text{für } \varphi_{2t} = \pm 90^\circ \dots 22)$$

In den Tabellen IV und V für die Windungszahlen $w_2 = 80$ und 240 sind deshalb für $\varphi_{2t} = \pm 90^\circ$ die Werte $x_{2t} g_a''$ bzw. $\frac{1}{x_{2t} g_a''}$ und $x_{2t} g_a'' \operatorname{tg} \alpha$ an Stelle von $r_{2t} g_a''$, $\frac{1}{x_{2t} g_a''}$ und $\operatorname{tg} \varphi_{2t} \operatorname{tg} \alpha$ berechnet worden.

Beide Tabellen zeigen schon recht deutlich den Einfluß der Faktoren $r_{2t} g_a''$, $\frac{1}{r_{2t} g_a''}$ und $\operatorname{tg} \varphi_{2t} \operatorname{tg} \alpha$ mit zunehmender Windungszahl in Abhängigkeit der Induktion. Den Tabellen wurden nur die Induktionen zwischen den Werten $B_{\max} = 100$ bis 5000 Maxwell/cm² zugrunde gelegt, da die meisten Stromwandler mit solchen Induktionen arbeiten. Wir werden jedoch weiter unten sehen, daß gerade für $w_2 = 80$ Windungen bei der angenommenen Belastung höhere Induktionen auftreten, d. h. diese Windungszahl für diese Belastung nicht mehr ausreicht.

Mit Hilfe der Werte dieser zwei Tabellen IV und V läßt sich nun ohne weiteres aus Gl. 10), 11) und 22) der absolute Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung berechnen. Die so erhaltenen Werte sind für die Windungszahlen $w_2 = 80$ und $w_2 = 240$ in Abb. 6, 7, 8 und 9 in Kurvenform als Funktion der Induktion aufgetragen.

Sehen wir zunächst vom Einfluß der totalen sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} ab, so erkennen wir, wenn wir die entsprechenden Kurven für legiertes Blech der Abb. 5 zum Vergleiche heranziehen, daß sowohl der Verlauf der Winkelabweichung ψ_1 , als auch des absoluten Übersetzungsfaktors p_1 fast ausschließlich vom Gesetz der Hysterese beherrscht wird, d. h. daß diese Faktoren mit abnehmender Induktion einen hyperähnlichen Verlauf nehmen. Wie beide Tabellen weiter zeigen, ist dies sowohl bei kleinen, als auch bei großen Windungszahlen der Fall; bei beiden äußert sich ein Unterschied nur hinsichtlich der Größe der auftretenden Abweichungen. Z. B. ändert sich für $w_2 = 80$ Windungen und $\varphi_{2t} = +60^\circ$ der absolute Übersetzungsfaktor zwischen den Induktionen 1500. und 5000 bezogen auf den letzteren Wert um $\frac{1,2 - 1,1}{1,1} \cdot 100 = 9,08\%$, dagegen für $w_2 = 240$ Wdg. nur um

$$\frac{1,0215 - 1,011}{1,011} \cdot 100 = 1,04\%$$

Bei beiden Windungszahlen ist jedoch der Verlauf der Kurven der gleiche.

Genau im gleichen Maße tritt auch bei der Winkelabweichung mit zunehmender Windungszahl nur eine prozentuale Abnahme derselben ein, dagegen wird ihr Verlauf als Funktion der Induktion dadurch nicht geändert, wie deutlich die Kurven der Abb. 6 und 8 zeigen.

In diesen vier Kurventafeln kann nun auch an Stelle der Eiseninduktion $B_{\max}$ die Größe des Sekundärstromes J_2 angegeben werden.

Da für beide Windungszahlen die gleiche sekundäre Belastung angenommen wurde, so ist die induzierte sekundäre E. M. K. $E_2 = J_2 z_{2t}$ für beide gleich groß. Dann ergeben sich für die entsprechenden Werte des Sekundärstromes die in der Tabelle VI zusammengestellten Werte der zugehörigen Induktionen.

Abb. 6. Winkelabweichung ψ_1 als Funktion der Induktion B bei verschiedenen Phasenverschiebungen φ_{2t} .
Sekundäre Windungszahl $w_2 = 80$.

Abb. 7. Absoluter Übersetzungsfaktor p_1 als Funktion der Induktion B bei verschiedenen Phasenverschiebungen φ_{2t} .
Windungszahl $w_2 = 80$ sekundär.

Abb. 9. Absoluter Übersetzungsfaktor p_i als Funktion der Induktion B bei verschiedenen Phasenverschiebungen φ_{2t} . Sekundäre Windungszahl $w_2 = 240$.

Abb. 8. Winkelabweichung ψ_i als Funktion der Induktion B bei verschiedenen Phasenverschiebungen φ_{2t} . Windungszahl $w_2 = 240$ sekundär.

Tabelle VI.

J_2	$J_2 z_{2t}$	$B_{\max}$ für $w_2 = 80$	$B_{\max}$ für $w_2 = 240$
0,25	0,625	478	159,3
0,50	1,25	957	319
1,0	2,5	1913	638
2,0	5,0	3820	1273
2,5	6,25	4780	1593
3,0	7,5	5740	1912
4,0	10,0	7650	2550
5,0	12,5	9570	3190

Wie aus dieser Tabelle zu ersehen ist, erreicht die Induktion im Stromwandler mit $w_2 + 80$ Windungen für $J_2 = 5$ Amp. bei dieser Sekundärbelastung unzulässig große Werte, d. h., für diese Belastung reicht die angenommene Amperewindungszahl 400 nicht mehr aus. Das geht übrigens auch aus den Kurven der Abb. 6 und 7 für den Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung hervor, da diese für kleine Induktionen viel zu große Abweichungen ergeben. Der Stromwandler für $w_2 = 240$ Windungen dagegen würde für diese Belastung gerade noch knapp gehen. Beide Beispiele zeigen deshalb sehr gut, wie stark gerade die prozentualen Fehler durch eine Vergrößerung der totalen Amperewindungszahl vermindert werden können, zeigen jedoch auch, daß damit der Verlauf der Fehlerkurven nur unwesentlich oder meist gar nicht beeinflußt wird. Wir können deshalb unsere folgenden Untersuchungen nur auf eine Windungszahl beschränken, nämlich auf $w_2 = 240$ Wdg., da sich dann an diesem Stromwandler alle noch zu besprechenden Fehlerquellen behandeln lassen.

Wir kehren nun nochmals kurz zum Einfluß der Eisenverluste auf die Fehlerkurven zurück, da wir bereits früher bei den Hauptgleichungen eines Stromwandlers kennen gelernt haben, daß sich dieselben in zweifacher Art äußern. Die Gl. 10) bis 12) haben uns gezeigt, daß das Übersetzungsverhältnis und die Winkelabweichung infolge der Eisenverluste durch den Phasenwinkel α , zwischen dem Magnetisierungsstrom und seiner Wattkomponente, und durch die Konduktanz g_a beeinflußt wird.

Wir haben auch bereits in Tabelle I die Größenordnung dieses Winkels α für legiertes Blech und einen stoßfugenlosen Eisenkern festgestellt und ferner kennen gelernt, daß derselbe in diesem Falle vollkommen unabhängig von der Windungszahl, dem Eisenquerschnitt und der mittleren Kraftlinienlänge im Eisen ist, dagegen bestimmt wird durch die Form der Magnetisierungskurve und die Größe der Eisenverluste pro Kilogramm Eisen. Für die Konduktanz g_a dagegen haben wir in Gl. 20) und in Tabelle III festgestellt, daß diese fast ausschließlich nur durch das Gesetz der Hysterese beherrscht wird und aller Wahrscheinlichkeit nach auch den Verlauf und die Größe der Fehlerkurven bestimmt. Wir können jedoch aus allen diesen bis jetzt durchgeführten Untersuchungen noch nicht feststellen, von welcher Größenordnung die Abweichungen beider Faktoren sind, da beide stets gleichzeitig ihren Einfluß geltend machen. Für die Konstruktion und die Beurteilung eines Stromwandlers spielt aber gerade die genaue Kenntnis aller Einflüsse auf die Fehlerkurven eine enorm wichtige Rolle, so daß wir auch bei unserem Rechnungsbeispiel mit $w_2 = 240$ Windungen die Größenordnung dieser beiden Einflüsse feststellen müssen. Dies kann auf sehr einfache Weise geschehen, indem wir bei einer beliebigen sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} einmal den Winkel α konstant lassen und ein zweites Mal die Konduktanz g_a und für beide Fälle die Kurven für die Winkelabweichung und den absoluten Übersetzungsfaktor als Funktion der Induktion im Eisen ermitteln.

Wir gehen zu diesem Zwecke von einer konstanten sekundären Phasenverschiebung $\varphi_{2t} = +60^\circ$ aus, da dieser Fall praktisch wohl am häufigsten bei allen gangbaren

Stromwandlertypen ungefähr zutrifft¹⁾ und wählen zuerst für einen konstanten Winkel α den Wert bei $B = 1500$ Maxwell/cm², also $\operatorname{tg} \alpha = 1,0385$ entsprechend dem Winkel $\alpha = 46^\circ 4'$ und berechnen nun bei veränderlicher Konduktanz g_a'' damit die Winkelabweichung und den Übersetzungsfaktor. Ebenso nehmen wir für eine konstante Konduktanz g_a'' aus der Tabelle V die entsprechenden Werte bei $B_{\max} = 1500$ Maxwell/cm², nämlich für

$$\frac{1}{r_{2t} g_a''} = 126,9 = \text{konstant und}$$

$$r_{2t} g_a'' = 0,007876 = \text{konstant.}$$

Damit ergeben sich dann die in der Tabelle VII zusammengestellten Werte.

Tabelle VII.

$B_{\max}$	$\alpha = 46^\circ 4' = \text{konstant}$			$g_a'' = \text{konstant}$		
	$\operatorname{tg} \varphi_i$	ψ_i	p_i	$\operatorname{tg} \psi_i$	ψ_i	p_i
200	0,03063	$1^\circ 45,3'$	1,1415	0,01121	$38,7'$	1,01187
400	0,01751	$1^\circ 0'$	1,07625	0,00954	$33'$	1,01483
600	0,0118	$40,7'$	1,05052	0,00803	$27,7'$	1,01745
800	0,00925	$32'$	1,0388	0,00700	$24,1'$	1,01925
1000	0,00757	$26,1'$	1,03155	0,0063	$22'$	1,02045
1500	0,00535	$18,4'$	1,02205	0,0054	$18,6'$	1,02205
2000	0,00405	$14'$	1,0166	0,0049	$17'$	1,02292
3000	0,00307	$10,6'$	1,01253	0,0044	$15,2'$	1,02378
4000	0,00254	$8,75'$	1,01030	0,00386	$13,3'$	1,02475
5000	0,00229	$7,9'$	1,00933	0,00346	$12'$	1,02544

Tragen wir nun diese Werte wiederum in Kurvenform als Funktion der Induktion auf, so erhalten wir schließlich die in Abb. 10 aufgetragenen Kurven. In diesem Kurvenblatt sind ebenfalls die normalen Kurven für ψ_i und p_i der Abb. 8 und 9 für $\varphi_{2t} = +60^\circ$ zum Vergleiche eingetragen und geben so ein gutes Bild über den Einfluß dieser beiden Faktoren. Wie diese Kurven ganz allgemein zeigen, wird die Winkelabweichung und der Übersetzungsfaktor durch α und g_a in ganz verschiedener Weise beeinflusst. So z. B. erfährt der Übersetzungsfaktor bei kleinen Induktionen mit konstantem Winkel α eine erhebliche Zunahme, dagegen bei höheren Induktionen eine ganz unerhebliche Abnahme. Daraus folgt deshalb, daß der Verlauf des Übersetzungsfaktors als Funktion der Induktion um so günstiger wird, je mehr sich bei kleinen Induktionen der Winkel α verändert. Ein vollkommen konstanter Winkel α ist daher, so lange die Konduktanz g_a veränderlich ist, nicht erwünscht, da α und g_a einander beim Übersetzungsfaktor entgegenwirken und sich mehr oder weniger dadurch kompensieren können.

Im Gegensatze dazu steht das Verhalten der Winkelabweichung. Hier ruft ein konstanter Winkel α bei veränderlicher Konduktanz g_a stets eine Verbesserung der Winkelabweichung hervor, so daß in diesem Falle immer eine möglichst geringe Veränderlichkeit dieses Winkels α anzustreben ist und auch mehr oder weniger durch die Wahl des magnetischen Materiales erreicht werden kann.

Wesentlich verschieden verhält sich eine konstante Konduktanz g_a bei einem veränderlichen Winkel α . In diesem Falle wird sowohl der Verlauf der Winkelabweichung, als auch des Übersetzungsfaktors um so günstiger, je mehr sich g_a einem konstanten Wert nähert. Wird schließlich $g_a = \text{konstant}$, so erhält der Übersetzungsfaktor den gleichen Verlauf wie die Magnetisierungskurve und die Kurven für $\operatorname{tg} \alpha$ und α der

¹⁾ Meist liegt sogar der Winkel φ_{2t} unter normalen Verhältnissen noch wesentlich höher und kann gelegentlich Werte bis zu 75° erreichen, je nach der Schaltung und der Sekundärbelastung. Bei kleiner Amperewindungszahl ist φ_{2t} meist kleiner als 45° .

Abb. 4, d. h. mit abnehmender Induktion nimmt der Übersetzungsfaktor bei konstanter Konduktanz nicht mehr zu, sondern ab. Die Winkelabweichung dagegen behält ihren früheren Verlauf mehr oder weniger bei, weil auch noch die sekundäre Phasenverschiebung mitbestimmend wirkt.

Wir erhalten daher aus diesen Untersuchungen auch die Bestätigung der bereits früher getanen Äußerungen, daß der Verlauf der Fehlerkurven fast zum größten Teil durch die Konduktanz der Magnetisierung bestimmt wird, also die Abhängigkeit der Eisenverluste von der Induktion einen viel größeren Einfluß ausübt, als der Verlauf der Magnetisierungskurve, beziehungsweise des Phasenwinkels α zwischen dem Magnetisierungsstrom und seiner Wattkomponente.

Abb. 10. Absoluter Übersetzungsfaktor p_i und Winkelabweichung ψ_i unter verschiedenen Bedingungen als Funktion der Induktion B .

Kurve	1: $\alpha = \text{konstant}$; $g_a'' = \text{veränderlich}$	} Übersetzungsfaktor p_i für $\varphi_{2t} = +60^\circ$ und $z_{2t} = 2,5 \Omega$.
„	2: α und g_a'' veränderlich	
„	3: $\alpha = \text{veränderlich}$; $g_a'' = \text{konstant}$	
„	I: $\alpha = \text{konstant}$; $g_a'' = \text{veränderlich}$	} Winkelabweichung ψ_i für $\varphi_{2t} = +60^\circ$ und $z_{2t} = 2,5 \Omega$.
„	II: α und g_a'' veränderlich	
„	III: $\alpha = \text{veränderlich}$; $g_a'' = \text{konstant}$	

Aber auch der Einfluß des Verlaufes der Magnetisierungskurve darf nicht vernachlässigt werden, da dadurch gerade die Winkelabweichung ganz erheblich beeinflußt wird. Dieser Einfluß macht sich namentlich bei kleinen sekundären Phasenverschiebungen und bei kleinen Induktionen sehr stark bemerkbar, wie aus den Kurven der Abb. 6 und 8 zu ersehen ist. Bei einem Neuentwurf eines Stromwandlers muß deshalb gerade auf die Größe und den Verlauf der Konduktanz das größte Gewicht gelegt werden. Die Größe der Konduktanz kann aber nach Gl. 20) verändert werden, entweder durch die Windungszahl oder durch entsprechende Wahl der Eisenabmessungen und der Verlauf derselben wird nur allein durch das Gesetz der Hysterese bestimmt, welches die Eisenverluste befolgen. Aber gerade mit den Eisenabmessungen wird meist in falscher Richtung vorgegangen, indem in der Regel nur der Eisenquerschnitt

herangezogen wird, dagegen die mittlere Kraftlinienlänge im Eisen nur in ganz seltenen Fällen zur Korrektur benutzt wird.

Das mag seinen Grund darin haben, daß eine Änderung in der mittleren Kraftlinienlänge viel zu große Änderungen in den gesamten Abmessungen des Stromwandlers hervorrufen würde, während dies bei einer Änderung des Eisenquerschnittes nicht der Fall ist. Die Wirkungen, welche jedoch in beiden Fällen verursacht werden, sind so verschieden voneinander, daß sie auch hier Erwähnung verdienen.

Betrachten wir einen Augenblick Gl. 14) für die Suszeptanz und Gl. 20) für die Konduktanz etwas näher, so ergibt sich, daß eine Verkürzung oder Verlängerung der mittleren Kraftlinienlänge sowohl auf die Suszeptanz als auch auf die Konduktanz im gleichen Maße einwirkt, so daß dadurch, wie Gl. 16) zeigt, der Winkel α nicht verändert wird. Nun verursacht aber eine Änderung der mittleren Kraftlinienlänge bei der Sekundärwicklung ungefähr im selben Maße eine Änderung des induktiven und ohmschen Widerstandes, so daß sich dadurch auch der Phasenwinkel φ_{2t} nur sehr wenig oder gar nicht ändert. Bei der Winkelabweichung Gl. 10) und beim Übersetzungsfaktor Gl. 11) kommt aber nun als einzige Veränderliche die Konduktanz g_a vor und diese erleidet, auch wenn die Eiseninduktion konstant bleibt, bei einer Verkürzung oder einer Verlängerung der mittleren Kraftlinienlänge eine Verkleinerung oder Vergrößerung, so daß im ersten Falle die Winkelabweichung und der Übersetzungsfaktor eine erhebliche Verbesserung und im letzteren Falle eine erhebliche Verschlechterung erleiden muß.

Wesentlich anders liegen die Verhältnisse bei einer Änderung des Eisenquerschnittes. Hierbei ändern sich die Konduktanz und Suszeptanz nicht im gleichen Maße, da sich die Induktionsverhältnisse im Eisen mit dem Querschnitt ändern. So z. B. bewirkt eine Vergrößerung des Eisenquerschnittes auf den doppelten Wert bei gleichbleibender Belastung nur die halbe Eiseninduktion, wodurch sich die Konduktanz weit stärker ändert als die Suszeptanz, so daß sich in diesem Falle naturgemäß auch der Winkel α ändern muß. Nun bedingt aber ferner ein größerer Eisenquerschnitt auch eine erhebliche Widerstandszunahme der Sekundärwicklung, wobei der induktive Widerstand nur unwesentlich zunimmt, so daß auch der Phasenwinkel φ_{2t} eine nicht unerhebliche Abnahme erfährt. Hierdurch wird aber die Winkelabweichung nach Gl. 10) bedeutend stärker beeinflusst als nach Gl. 11) der Übersetzungsfaktor, weil sich bei letzterem die Konduktanz g_a und die Phasenwinkel φ_{2t} und α mehr oder weniger das Gleichgewicht halten.

Diese Ansicht bestätigt sich auch tatsächlich durch Versuche, wie die folgenden experimentellen Untersuchungen an zwei Stromwandlern für 50/5 Amp. bei 400 Amperewindungen zeigen. Beim einen Stromwandler betrug der Eisenquerschnitt $q_{ei} = 7,35 \text{ cm}^2$ und beim andern $q_{ei} = 14,5 \text{ cm}^2$, also ungefähr den doppelten Wert des ersten. Bei beiden war die mittlere Kraftlinienlänge $l_{ei} = 35,6 \text{ cm}$ und die Windungszahlen $w_1 = 8$ und $w_2 = 80$ Windungen. Die Untersuchungen wurden bei 50 Perioden durchgeführt und die Belastung auf der Sekundärseite bildete nur ein Hitzdrahtstrommesser und die feststehenden Spulen des zweiten Wattmeters. Die feststehenden Spulen des ersten Wattmeters waren in Reihe mit der Primärwicklung des Stromwandlers geschaltet, währenddem die beweglichen Spulen beider Wattmeter in Reihe an einer Hilfsstromquelle von ca. 150 Volt lagen, deren Kurvenform ziemlich genau mit derjenigen des Hauptstromes übereinstimmte. Die Phasenfehler der Wattmeter wurden durch Eichung derselben ermittelt, so daß die Winkelabweichung der Stromwandler ziemlich genau durch Einstellung der Ströme mittelst Phasenschieber ermittelt werden konnte.

Die so erhaltenen Werte der Winkelabweichung und des absoluten Übersetzungsfaktors sind in Kurvenform in Abb. 11 aufgetragen und die eingezeichneten Punkte stellen die aufgenommenen Werte dar.

Dabei ergab sich nun, daß bei beiden Stromwandlern der absolute Übersetzungsfaktor ziemlich genau übereinstimmt, dagegen wie bereits oben klargelegt wurde, die

Winkelabweichung bei beiden verschieden große Werte annimmt. Wie ferner Abb. 11 zeigt, wird durch eine Vergrößerung des Querschnittes die Winkelabweichung erheblich verbessert, jedoch steht diese Verbesserung in gar keinem Verhältnis zu dem dadurch verursachten Mehraufwand an Material. Durch den doppelten Eisenquerschnitt steigt nicht nur das Eisengewicht, sondern auch ganz gewaltig das Kupfergewicht, weil eben dadurch auch der mittlere Durchmesser der Wicklungen größer geworden ist.

Abb. 11. Übersetzungsfaktor p_i und Winkelabweichung ψ_i eines Stromwandlers von 50/5 Amp. und 400 AW für $q_{ei} = 7,35 \text{ cm}^2$ und $q_{ei} = 14,5 \text{ cm}^2$ Eisenquerschnitt.

Die Theorie stimmt also hier mit dem Versuch vollkommen überein und zeigt recht deutlich, daß von einer allzu starken Querschnittsvergrößerung nicht die erhofften Erfolge zu erwarten sind. Wohl wird dagegen namentlich von seiten der Konstrukteure geltend gemacht, daß ein kleiner Eisenquerschnitt eine starke Verzerrung der Kurvenform auf der Sekundärseite bedinge und deshalb ein möglichst großer Eisenquerschnitt notwendig sei, jedoch hält auch diese Annahme einer genaueren Untersuchung nicht stand, wenn wir von vornherein dafür sorgen, daß beim untersten Meßbereich der Magnetisierungsstrom noch in einem ganz bestimmten Verhältnis zum gesamten Primärstrom steht. Man ist übrigens viel zu ängstlich gerade über den Einfluß des Magnetisierungsstromes auf die Kurvenform, da wir offenbar gerade hierüber noch viel zu wenig aufgeklärt sind, jedoch lassen sich die Verhältnisse durch eine zweckmäßige und folgerichtige Dimensionierung ganz normal und einwandfrei fast für alle vorkommenden Beanspruchungen gestalten.

Auf gleiche Weise könnte auch mit der mittleren Kraftlinienlänge nachgewiesen werden, daß durch eine Änderung derselben der Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung in gleicher Weise beeinflusst werden, solange die aktive Schenkellänge nicht allzu stark verändert wird. Eine sehr starke Verlängerung derselben würde dagegen eine wesentliche Verringerung der Reaktanz der Sekundärwicklung bedingen und damit würde die Winkelabweichung stärker als der Übersetzungsfaktor beeinflusst werden. Wir sehen also auch hieraus, daß durch eine zweckmäßige Konstruktion die Fehler eines Stromwandlers herabgesetzt werden können, wenn wir alle Fehlereinflüsse in Betracht ziehen.

Durch alle diese Untersuchungen sind aber die durch die magnetischen Eigenschaften des verwendeten Eisens verursachten Fehler noch nicht völlig abgeklärt, da auch noch weitere Einflüsse teils innerer und teils äußerer Natur darauf einwirken. Als reine interne Fehlerquelle sind noch die Stoßfugen anzusehen, dagegen sind die Einflüsse der Periodenzahl, der Kurvenform, des primären Netzleistungsfaktors, der sekundären Phasenverschiebung und der Sekundärbelastung mehr oder weniger als externe Fehlerquellen zu betrachten, da dieselben größtenteils durch äußere Einflüsse hervorgerufen werden.

b) Einfluß der Stoßfugen. Im folgenden wollen wir deshalb noch den Einfluß der Stoßfugen einer genaueren Untersuchung unterziehen, da dieselben namentlich bei größeren Typen aus Fabrikationsgründen nicht mehr gut umgangen werden können. Wie wir bereits früher in Gl. 14) kennen gelernt haben, verursachen die Stoßfugen, gleichviel welcher Art sie auch sind, stets eine Vermehrung der Erregeramperewindungen, wodurch in erster Linie die Suszeptanz der Magnetisierung betroffen wird, indem dieselbe dadurch vergrößert wird. In der Regel ist aber damit stets auch eine Vergrößerung der gesamten Eisenverluste, insbesondere der Wirbelstromverluste verbunden, die durch den Verlauf der magnetischen Kraftlinien in und um die Stoßfugen bedingt sind. Diese zusätzlichen Verluste sind natürlich um so kleiner, je dünner die verwendeten Bleche und je besser die Stoßfugen durchgebildet sind. Da man im Stromwandlerbau in der Regel Bleche von 0,5 mm Dicke und weniger verwendet und man zudem den Stoßfugen die größte Aufmerksamkeit schenkt, so wollen wir bei den folgenden Untersuchungen diese zusätzlichen Verluste vernachlässigen, da diese zudem nicht durch Rechnung, sondern nur durch Schätzung berücksichtigt werden können. Nach Gl. 14) erfahren nun die wattlosen Amperewindungen durch die Luftamperewindungen der Stoßfugen eine Erhöhung von der Größe $0,8 \delta_0 \alpha_s B_{\max}$, die jedoch nicht linear von der Eiseninduktion abhängen, da die äquivalente Luftstrecke δ_0 auch wiederum von der Induktion und zudem von der Stoßfugenbeschaffenheit abhängt. Über diese Abhängigkeit von δ_0 liegen bereits zuverlässige Versuchswerte in der Literatur vor; wir wollen im folgenden die bereits vom Verfasser in seiner früheren Arbeit über die Berechnung der Stromwandler zusammengestellten und in Kurvenform aufgetragenen Werte benutzen, wie sie von Ewing und Bohle¹⁾ experimentell ermittelt wurden. Für $B_{\max} = 0$ ist δ_0 gleich der Papierstärke zwischen den Stoßfugen und für alle übrigen Werte von $B_{\max} > 0$ nimmt δ_0 langsam bei allen Stoßfugenarten zu und erreicht schließlich bei etwa $B_{\max} = 12000$ Maxwell/cm² einen konstanten Wert. Dieser Wert ist am größten bei unbearbeiteten Stoßfugen ohne Druck und am kleinsten bei verzapften Stoßfugen. Für die bei Stromwandlern üblichen Induktionen nimmt δ_0 bei verzapften Stoßfugen annähernd linear zu, dagegen bei allen andern zuerst schneller und dann langsam zu. Da bei Stromwandlern wohl am meisten verzapfte und bearbeitete unter Druck stehende Stoßfugen verwendet werden, wollen wir im folgenden nur diese beiden Stoßfugenarten berücksichtigen und rechnen nun bei einigen Eisenbeanspruchungen die Werte für den Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung nach. Wir legen dabei unserer Rechnung wieder denselben Stromwandler wie früher mit $w_2 = 240$ Windungen zugrunde. Dabei wollen wir jedoch unsere Betrachtungen nur auf eine totale sekundäre Phasenverschiebung von $\varphi_{2t} = 60^\circ$ ausdehnen, da die Verhältnisse bei allen übrigen gleich liegen. Bei der äquivalenten Luftstrecke δ_0 setzen wir ferner voraus, daß keine besondere Papierzwischenlage in den Stoßfugen vorhanden ist, jedoch wollen wir eine um 50% höhere Luftstrecke einsetzen, wie wir sie aus den Kurven für die entsprechende Stoßfugenart und Induktion erhalten, da durch Gratbildung und Unebenheiten dieselbe praktisch doch größer ausfallen wird, wie die Kurven

¹⁾ Ewing und Bohle, Journ. of the Inst. of El. Eng. 1908 und auch E. Wirz, Theorie und Berechnung der Stromwandler, Bull. des S. E. V. 1913, S. 379.

angeben. Ferner soll, wie schon oben erwähnt wurde, von den durch die Stoßfugen hervorgerufenen Verlusten abgesehen werden. Damit erhalten wir dann folgende Tabellen für die einzelnen Faktoren des Stromwandlers.

Tabelle VIII.

$B_{\max}$	$a_{w_{ei}}$	$a_{w_{ei}}$	g_a''	$g_a'' \cdot r_{2t}$	$\frac{I}{g_a'' \cdot r_{2t}}$
250	0,11	0,016	0,033	0,0413	24,2
500	0,20	0,034	0,0175	0,0219	45,6
1000	0,31	0,0704	0,00901	0,01125	88,8
2500	0,433	0,20	0,00409	0,00512	195,1
5000	0,64	0,517	0,00266	0,00333	300,0

Tabelle IX.

Stoßfugen verzapft						
$B_{\max}$	δ_0	a_{w_e}	a_{w_t}	b_a''	$\operatorname{tg} \alpha$	α^0
250	0,000169	0,0019	0,1119	0,01199	0,364	20° 0'
500	0,000337	0,00758	0,20758	0,0111	0,6345	32° 23,7'
1000	0,000675	0,03036	0,34036	0,00912	1,011	45° 18,3'
2500	0,0018	0,2023	0,6353	0,00681	1,661	58° 57,2'
5000	0,003075	0,692	1,332	0,00714	2,68	69° 32'
Stoßfugen bearbeitet und unter Druck						
250	0,00046	0,00517	0,11517	0,01233	0,374	20° 30,3'
500	0,0009	0,0202	0,2202	0,01179	0,674	33° 58 8'
1000	0,001575	0,07076	0,38076	0,0102	1,1325	48° 34,2'
2500	0,0036	0,405	0,838	0,00899	2,197	65° 31,8'
5000	0,0048	1,078	1,718	0,0092	3,455	73° 51'

Mit diesen Werten ergeben sich nun schließlich die Werte für die Winkelabweichung und den Übersetzungsfaktor.

Tabelle X.

$B_{\max}$	Stoßfugen verzapft				Stoßfugen bearbeitet			
	$\operatorname{tg} \varphi_{2t} \operatorname{tg} \alpha$	$\operatorname{tg} \psi_1$	ψ_1	p_1	$\operatorname{tg} \varphi_{2t} \operatorname{tg} \alpha$	$\operatorname{tg} \psi_1$	ψ_1	p_1
250	0,631	0,053	+ 3° 2'	1,069	0,648	0,0525	+ 3° 0,4'	1,070
500	1,099	0,02308	+ 1° 19,2'	1,0461	1,1675	0,0221	+ 1° 16'	1,048
1000	1,753	0,00787	+ 27,1'	1,03099	1,960	0,00653	+ 22,5'	1,0334
2500	2,880	0,00035	+ 1,2'	1,01985	3,805	0,00232	— 8'	1,0246
5000	4,640	0,0031	— 10,7'	1,0188	5,985	0,00562	— 19,4	1,02326

Tragen wir nun diese Werte für den Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung als Funktion der Induktion auf und ziehen wir ferner zum Vergleiche diejenigen der Abb. 8 u. 9 für einen stoßfugenlosen Eisenkern und für $\varphi_{2t} = 60^\circ$ heran, so erhalten wir die in Abb. 12 aufzeichneten Kurven.

Wie diese Kurven zeigen, bedingen die Stoßfugen stets eine Vergrößerung des absoluten Übersetzungsfaktors, wie dies übrigens auch die vergrößerte Erregerampere-windungszahl voraussehen ließ, dagegen erfährt die Winkelabweichung mit zunehmender Induktion eine Abnahme. Diese Zu- und Abnahmen sind ferner, wie die Kurven zeigen, größer bei bearbeiteten unter Druck stehenden Stoßfugen, als bei verzapften

Stoßfugen, so daß offenbar in allen Fällen, wo nur allein das Übersetzungsverhältnis ausschlaggebend ist, den letzteren der Vorzug zu geben ist.

Wie daher diese Untersuchungen zeigen, verursachen die Stoßfugen stets in bezug auf das Übersetzungsverhältnis eine Vergrößerung der Fehler, da sowohl der Verlauf als auch die Größe des Übersetzungsfaktors durch dieselben ungünstig beeinflusst wird. Dem gegenüber erfährt die Winkelabweichung eine geringe Verbesserung, die jedoch kaum stark in Betracht kommen dürfte. Wir haben nun bei diesen Nachrechnungen die durch die Stoßfugen verursachten Verluste vernachlässigt und wollen nun auch dieselben kurz in den Kreis unserer Betrachtungen ziehen.

Abb. 12. Winkelabweichung und Übersetzungsfaktor mit und ohne Stoßfugen als Funktion der Eisenbeanspruchung bei 50 Perioden und einer totalen sekundären Phasenverschiebung $\varphi_{2t} = +60^\circ$.

Wie wir bereits in den Gl. 10), 11) und 20) kennen gelernt haben, bewirkt eine Vergrößerung der Verluste stets eine Vergrößerung der Winkelabweichung und des Übersetzungsfaktors. Dadurch wird aber wiederum der günstige Einfluß der Stoßfugen auf die Winkelabweichung mehr oder weniger aufgehoben, und es kann sogar der Fall eintreten, daß dieselbe eine erhebliche Verschlechterung erleidet. Beim Übersetzungsfaktor verursachen jedoch die erhöhten Verluste stets eine Zunahme desselben, d. h. eine Vergrößerung der Übersetzungsfehler. Nun steht aber bereits aus Versuchen fest, daß die Stoßfugen stets eine Erhöhung der Eisenverluste bis zu 30% und mehr bewirken, so daß die in den obigen Tabellen berechneten Werte in Wirklichkeit noch erheblich ungünstiger werden. Ziehen wir ferner in Betracht, daß durch mechanische Beanspruchungen aller Art, z. B. bei Masseisolation durch Arbeiten der Isoliermasse, die Stoßfugen leicht locker und auseinander getrieben werden, wodurch wiederum erhöhte Verluste und Fehler entstehen, so folgt aus unseren Untersuchungen, daß die Stoßfugen stets eine Herabsetzung der Meßgenauigkeit beim Stromwandler bedingen und dieselben deshalb stets mit Vorsicht zu behandeln sind und wenn möglich vermieden werden sollten.

Ein stoßfugenloser Eisenkern ist jedoch schon aus Fabrikationsgründen nur bei kleinen Stromwandlern möglich, bei größeren Typen verbietet dies der wirtschaftliche und konstruktive Aufbau schon von selbst, so daß uns nur übrig bleibt, bei der Her-

stellung der Stromwandler darauf zu sehen, daß ein Lockerwerden der Stoßfugen von vornherein ausgeschlossen wird und damit die zusätzlichen Verluste auf ein Minimum beschränkt werden. Bei größeren Stromwandlertypen spielen die Stoßfugen nicht mehr dieselbe Rolle wie bei kleinen Typen, da mit der Zunahme der mittleren Kraftlinienlänge im Eisen ihr Einfluß immer mehr verschwindet. Dasselbe ist natürlich auch bei zunehmender Windungszahl der Fall, da mit der Zunahme derselben die gesamten Fehler abnehmen und dadurch diejenigen der Stoßfugen dagegen immer mehr verschwinden.

4. Externe Fehlerquellen und Fehlererscheinungen.

a) Einfluß der Periodenzahl. Mit diesen Untersuchungen haben wir nun zur Hauptsache die internen Fehlerquellen besprochen, soweit sie sich getrennt von den äußeren Einflüssen behandeln lassen und also nur vom konstruktiven Aufbau und der Beschaffenheit des verwendeten Materials abhängen.

Wir gehen nun im folgenden zum Einfluß der Periodenzahl über, welcher eigentlich streng genommen im Zusammenhange mit den Eisenerscheinungen zu behandeln wäre, da wir bereits bei den Kurven für die Phasenverschiebung α in Tabelle I und Abb. 4 gesehen haben, daß eine Periodenzahländerung stets auch eine Änderung dieses Winkels und ebenso eine Änderung der Konduktanz g_a verursacht. Wie uns Gl. 20) gezeigt hat, bewirkt eine Periodenzahländerung hauptsächlich nur eine Änderung der Hystereseverluste, und zwar derart, daß mit abnehmender Periodenzahl die Konduktanz g_a zunimmt. Da ferner nach der Kurve für $\tan \alpha$ und α der Abb. 4 bei 25 Perioden diese Faktoren bei kleinen Induktionen etwas zu- und bei höheren Induktionen etwas abnehmen, so folgt zunächst daraus, daß offenbar der Übersetzungsfaktor ungleich stärker durch eine Periodenzahländerung berührt wird als die Winkelabweichung. Nun steht aber gerade die ungleiche Beeinflussung der Konduktanz und der Suszeptanz durch die Periodenzahl im engen Zusammenhange mit der Kurvenform des Magnetisierungsstromes und damit auch mit derjenigen des Sekundärstromes, so daß eigentlich ihr ein Einfluß zusammen mit der Abhängigkeit von der Kurvenform behandelt werden müßte. Wir wollen jedoch hier beide Erscheinungen für sich behandeln, da gerade beim Stromwandler Änderungen in der Kurvenform ganz verschiedener Herkunft sein können und sich nicht ohne weiteres mit der Periodenzahl zusammen behandeln lassen, trotzdem man die Kurvenform nach der Periodenzahl aufteilt. Um nun wiederum die Abhängigkeit von der Periodenzahl ihrer Größe nach feststellen zu können, rechnen wir an demselben Stromwandler wie früher bei verschiedenen Periodenzahlen den Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung nach. Für 50 Perioden benutzen wir die Werte der Tabelle VII für $w_2 = 240$ Windungen und für $\varphi_{2t} = 30^\circ$ und 60° und rechnen nun am einfachsten die entsprechenden Werte bei 25 Perioden nach, da uns bereits in Tabelle I die Werte für $\tan \alpha$ bekannt sind, und erhalten folgende Tabellen:

Tabelle XI.
 $w_2 = 240$ Windungen und 25 Perioden.

$B_{\max}$	$a_{w_{el}}$	w_{el}	$\tan \alpha$	α°	g_a''
200	0,50	0,0055	0,3405	$18^\circ 48,4'$	0,0708
600	0,225	0,0175	0,803	$38^\circ 46'$	0,02504
1000	0,31	0,034	0,948	$43^\circ 29,8'$	0,0175
2500	0,433	0,1045	1,0775	$47^\circ 9,2'$	0,008615
5000	0,640	0,25	1,332	$53^\circ 6,2'$	0,005155

Mit diesen Werten ergibt sich schließlich der Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung bei 25 Perioden und $\varphi_{2t} = 30^\circ$ und 60° .

Tabelle XII.

$$\varphi_{2t} = 30^{\circ}.$$

$B_{\max}$	$g_a'' r_{2t}$	$\frac{1}{g_a'' r_{2t}}$	$\lg \varphi_{2t} \lg \alpha$	$\lg \psi_i$	ψ_i	p_i
200	0,1533	6,52	0,1965	+ 0,0307	+ 1° 35,6'	1,184
600	0,0543	18,4	0,464	- 0,0113	- 39'	1,0796
1000	0,03794	26,38	0,5475	- 0,01328	- 45,4'	1,05875
2500	0,01864	53,65	0,6225	- 0,00905	- 31,2'	1,03025
5000	0,01116	89,6	0,7695	- 0,00826	- 28,5'	1,01975

Tabelle XIII.

$$\varphi_{2t} = 60^{\circ}.$$

$B_{\max}$	$g_a'' r_{2t}$	$\frac{1}{g_a'' r_{2t}}$	$\lg \varphi_{2t} \lg \alpha$	$\lg \psi_i$	ψ_i	p_i
200	0,0886	11,29	0,59	0,108	6° 10'	1,148
600	0,03134	31,95	1,39	0,02703	1° 33'	1,075
1000	0,0219	47,8	1,6425	0,01553	53,6'	1,058
2500	0,01077	92,9	1,867	0,00684	23,6'	1,0309
5000	0,00644	155,1	2,305	0,00252	8,7'	1,02127

Diese Werte tragen wir nun ebenfalls mit den entsprechenden Werten bei 50 Perioden als Funktion der Induktion auf und erhalten die in Abb. 13 und 14 aufgezzeichneten Kurven.

Abb. 13. Übersetzungsfaktor als Funktion der Eiseninduktion bei 50 und 25 Perioden und $\varphi_{2t} = +30^{\circ}$ und $+60^{\circ}$. Kurven 1: 25 Perioden. Kurven 2: 50 Perioden.

Wie wir zunächst aus diesen Kurven ersehen können, bewirkt eine Periodenzahländerung sowohl eine Beeinflussung der Winkelabweichung als auch des Übersetzungsfaktors, und zwar derart, daß einer Periodenzahlabnahme stets eine Zunahme und einer Periodenzahlzunahme stets eine Abnahme derselben entspricht. Hierbei ist auch die Beeinflussung des Übersetzungsfaktors bedeutend stärker als diejenige der Winkel-

abweichung und ferner hat die sekundäre Phasenverschiebung φ_{2t} keinen Einfluß auf dieselbe, da bei $\varphi_{2t} = 30^\circ$ und 60° ungefähr dieselbe Beeinflussung auftritt, wie die Abb. 13 und 14 zeigen.

Rechnen wir nun noch an unserem Stromwandler z. B. bei einer Induktion von $B_{\max} = 1000$ Maxwell/cm² und $\varphi_{2t} = 60^\circ$ die Größenordnung der Abweichung zwischen 50 und 25 Perioden nach, so ergibt sich ein Fehler zwischen beiden Werten von

$$A_{pi} = \frac{1,058 - 1,0292}{1,0292} 100 = 2,23\%,$$

bezogen auf den Wert bei 50 Perioden. Bei kleineren Induktionen nimmt dieser Wert noch zu und bei größeren Induktionen nimmt er etwas ab. Bei noch kleineren Periodenzahlen als 25 nimmt dementsprechend der prozentuale Fehler noch mehr zu. Würden wir nun auf dieselbe Weise auch noch den Übersetzungsfaktor und die Winkel-

Abb. 14. Winkelabweichung als Funktion der Eiseninduktion bei 50 und 25 Perioden und einer sekundären Phasenverschiebung $\varphi_{2t} = +30^\circ$ und $+60^\circ$.

abweichung für größere Periodenzahlen als 50 berechnen, z. B. für 75 Perioden, so ergibt sich das eigentümliche Resultat, daß mit steigender Periodenzahl die Beeinflussung nicht im gleichen Maße abnimmt, wie dieselbe mit fallender Periodenzahl zunimmt. Darüber gibt uns auch bereits die Gl. 20) Aufschluß, da nach jener Beziehung derjenige Teil der Konduktanz g_a , welcher von der Hysterese abhängt, die Periodenzahl im Quadrat im Nenner enthält und daher mit fallender Periodenzahl schneller zu- als mit steigender abnimmt. Ein Stromwandler ist deshalb viel weniger empfindlich gegenüber höheren Periodenzahlen als gegenüber niederen, so daß wir gerade bei Präzisions- und Kontrollstromwandlern, die für verschiedene Periodenzahlen bestimmt sind, auf diese Erscheinung besonders Rücksicht nehmen müssen. Wenn wir z. B. einen Stromwandler für 15 bis 50 Perioden zu dimensionieren haben, so dürfen wir, wenn die Fehler bei extremen Periodenzahlen nicht zu hoch ausfallen sollen, denselben nicht für 50 Perioden und auch nicht für 15 Perioden dimensionieren, sondern er muß für eine mittlere Periodenzahl dimensioniert werden. Dabei fällt natürlich auch diejenige Periodenzahl am meisten ins Gewicht, bei welcher der Strom-

wandler am häufigsten arbeitet, deshalb muß die Dimensionierung nach jener Richtung geschehen.

Aus Gl. 20) können wir nun noch ferner ersehen, wie wir den Einfluß der Periodenzahl am einfachsten reduzieren können. Offenbar besteht hier die einzige Möglichkeit, diesen Einfluß zu mildern, darin, daß wir solche Stromwandler, die starken Periodenzahlenänderungen ausgesetzt sind, mit einer möglichst großen Amperewindungszahl versehen, denn je größer die magnetisierende Amperewindungszahl ist, desto kleiner sind die gesamten Fehler und damit die Fehleränderungen infolge einer veränderlichen Periodenzahl. Diese Erscheinung ist wiederum außerordentlich wichtig für Präzisionsstromwandler, denn mit je weniger Amperewindungen wir solche ausführen, desto stärker wirken Periodenzahländerungen auf die Größe der Fehler ein.

Bei diesen Untersuchungen über den Einfluß der Periodenzahl auf die Abweichungen eines Stromwandlers haben wir bisher angenommen, daß nur allein die Verluste durch dieselbe beeinflußt werden, dagegen die Amperewindungszahl pro cm Kraftlinienlänge keine oder nur unwesentliche Veränderungen bei gleichbleibender Induktion erleidet. In Wirklichkeit tritt aber auch eine Beeinflussung der letzteren ein, so daß dadurch die Fehler zum Teil größer und zum Teil kleiner werden.

Wir wollen deshalb im folgenden noch an einem Stromwandler experimentell die Größenordnung der durch die Periodenzahl verursachten Fehler feststellen. Zu diesem Zwecke wurde an einem Stromwandler für 100/5 Ampere mit $AW_t = 1200$ entsprechend $w_1 = 12$ und $w_2 = 236$ Windungen das Übersetzungsverhältnis u_t als Funktion des Primärstromes J_1 bei verschiedenen Periodenzahlen ermittelt. Der Sekundärkreis war dabei nur mit einem Ampere-

meter belastet, da nur der Primär- und Sekundärstrom gemessen wurde. In Abb. 15 sind die aus den Strömen berechneten Werte der Übersetzungsverhältnisse als Funktion des Primärstroms aufgetragen. Wie diese Kurven zeigen, verursacht eine fallende Periodenzahl ganz bedeutend größere Abweichungen als eine steigende, und zwar tritt diese Erscheinung um so mehr hervor, je kleiner die Periodenzahl ist. Dies geht am deutlichsten aus den beiden Kurven bei 15 und 20 Perioden hervor, indem zwischen diesen beiden Kurven die Abweichungen ganz bedeutend größer sind als z. B. zwischen denjenigen bei 40 und 50 Perioden oder 50 und 60 Perioden. So beträgt z. B. bei 60% des Vollaststroms die Abweichung zwischen den Kurven bei 15 und 20 Perioden, bezogen auf die letztere Kurve,

Abb. 15. Übersetzungsverhältnis eines Stromwandlers von 100/5 Amp. als Funktion des Primärstromes bei verschiedenen Periodenzahlen.

Amperewindungszahl = 1200

Windungszahlen $\frac{w_1}{w_2} = \frac{12}{236}$

$$A_{pi} = 100 \cdot \frac{20,64 - 20,4}{20,4} = 1,18\%,$$

dagegen zwischen den Kurven bei 40 und 50 Perioden nur

$$A_{pi} = \frac{20,11 - 19,98}{19,98} \cdot 100 = 0,65\%,$$

bezogen auf die Kurve bei 50 Perioden, und schließlich zwischen den Kurven bei 50 und 60 Perioden ist

$$A_{pi} = \frac{19,98 - 19,89}{19,89} \cdot 100 = 0,453\%,$$

bezogen auf die Kurve bei 60 Perioden. Bei kleineren Werten des Vollaststroms sind natürlich diese Abweichungen größer und umgekehrt bei größeren Werten kleiner und bestätigen vollauf die durch Rechnung erhaltenen Anschauungen.

Würden wir nun noch für diesen Stromwandler die entsprechenden Werte der Eiseninduktion ermitteln, so könnten wir die bei unserem früheren Stromwandler durch Rechnung ermittelten Abweichungen mit den obigen vergleichen und damit gleichzeitig die Genauigkeit der Rechnung kontrollieren, da beide Stromwandler ungefähr die gleichen Windungszahlen und Kernabmessungen besitzen. Wir wollen jedoch davon absehen, da nicht beide Stromwandler dieselbe primäre Wicklungsanordnung besitzen und gerade der Einfluß der Periodenzahl auf die Fehler verhältnismäßig stark von den Dimensionen und der Anordnung der Primärwicklung abhängt.

Diese Erscheinung zeigte sich in außerordentlich starkem Maße bei der Untersuchung eines Stromwandlers mit 4 Meßbereichen und primärer Umschaltung, bei welchem für jeden Meßbereich eine andere Anordnung und ein anderer Leiterquerschnitt der Primärwicklung verwendet wurde. Hierbei ergaben sich die größten Abweichungen bei verschiedenen Periodenzahlen beim kleinsten Meßbereich, bei welchem sämtliche Abteilungen der Primärwicklung in Reihe geschaltet waren, dagegen ergab der folgende Meßbereich, bei welchem nur die mittlere Abteilung benutzt wurde, die günstigsten Resultate. Offenbar spielen hierbei die Streuverhältnisse und die Stromverteilung in der Primärwicklung eine sehr wichtige Rolle, denn dieselben waren gerade für die mittlere Abteilung am günstigsten. Solche Einflüsse lassen sich aber nicht mehr einwandfrei durch Rechnung feststellen, sondern können nur experimentell ermittelt werden, so daß in unserem Falle eine Nachrechnung zum Vergleiche wertlos wäre.

Auf dieselbe Weise wie die Periodenzahl wirkt auch eine verzerrte Kurvenform der angelegten Spannung auf den Stromwandler, da wir uns dieselbe aus mehreren Spannungskurven verschiedener Periodenzahlen zusammengesetzt denken. Wir werden jedoch auf diesen Einfluß erst weiter unten bei den verschiedenen Kurvenformen näher eingehen.

Diese Untersuchungen über den Einfluß der Periodenzahl ergeben deshalb das wichtige Resultat, daß die hierdurch hervorgerufenen Abweichungen ganz erheblich sind und namentlich bei Präzisions- und Kontrollstromwandlern schon bei der Dimensionierung in Betracht gezogen werden müssen. Bei Stromwandlern, welche ständig in einem und demselben Stromkreis liegen und dauernd unter Strom und Spannung sind, fallen die Fehler infolge einer Periodenzahländerung in der Regel innerhalb der Fehlergrenze, solange es sich eben nur um Änderungen einiger Perioden handelt. Die Mittel zur Milderung dieses Einflusses bestehen nur in der Erhöhung der totalen Amperewindungszahl und in einer möglichst symmetrischen Anordnung der Primär- und Sekundärwicklung.

b) Einfluß der primären und sekundären Phasenverschiebung. Wir haben bereits zu Anfang bei den Hauptgleichungen eines Stromwandlers Gl. 6) bis 12)

kennen gelernt, daß das Übersetzungsverhältnis und die Winkelabweichung außerordentlich stark von der totalen sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} und damit auch von der Art der Sekundärbelastung abhängig ist. Aber nicht nur allein die sekundäre Phasenverschiebung wirkt auf die Fehler eines Stromwandlers ein, sondern auch die primäre Netzphasenverschiebung φ zwischen dem Netzstrom und der Netzspannung macht sich im ungünstigen Sinne bemerkbar.

Wir wollen deshalb im folgenden auch diese Einflüsse einer genaueren Untersuchung unterziehen und untersuchen zuerst den Einfluß der sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} .

Wir haben bereits früher bei unserem Rechnungsbeispiel mit $w_2 = 80$ und 240 Windungen in Tabelle VI und VII die Winkelabweichung und den Übersetzungsfaktor bei verschiedenen sekundären Phasenverschiebungen φ_{2t} als Funktion der Induktion berechnet und kennen gelernt, daß dieser Einfluß ganz erheblich ist. In den Abb. 6 bis 9 sind diese Werte als Funktion der Induktion aufgetragen und zeigen diese Kurven eine ganz eigentümliche Abhängigkeit von φ_{2t} . Zunächst ergibt sich, daß die Winkelabweichung weniger stark durch φ_{2t} beeinflusst wird als der Übersetzungsfaktor und daß diese Beeinflussung bei großem und kleinem Phasenwinkel φ_{2t} und ebenso bei induktiver und kapazitiver Belastung in ganz verschiedener Richtung erfolgt. Auch erfolgt die Beeinflussung bei beiden Windungszahlen, bezogen auf dieselbe Eiseninduktion, genau in gleicher Weise, nur daß dabei die Größenordnung der Abweichungen bei beiden verschieden ausfällt. Würden wir die Abweichungen nicht auf dieselbe Eiseninduktion beziehen, sondern für beide Windungszahlen auf denselben Sekundärstrom, so würde sich für beide ein ganz verschiedenes Verhalten ergeben. Wir werden darauf weiter unten noch zurückkommen. Wie nun die Kurven der Abb. 6 und 9 für die Winkelabweichung zeigen, nimmt dieselbe für $\varphi_{2t} = 90^\circ$ bis $\varphi_{2t} = 0^\circ$ stetig ab und erreicht bereits bei $\varphi_{2t} = 30^\circ$ negative Werte, die um so größer werden, je mehr sich φ_{2t} dem Wert Null und negativen Werten nähert. Bei induktiver Belastung, d. h. für alle Werte von $\varphi_{2t} = +90^\circ$ bis 0° ist die Winkelabweichung zum Teil positiv und negativ und zum Teil ganz negativ, während dem für kapazitive Belastung, d. h. für alle Werte von $\varphi_{2t} = 0^\circ$ bis -90° dieselbe stets negativ bleibt.

Ein völlig anderes Verhalten zeigt der Übersetzungsfaktor, wie die Kurven der Abb. 7 und 9 lehren. Bei induktiver Belastung also für die Phasenwinkel $\varphi_{2t} = +90^\circ$ bis 0° nimmt der Übersetzungsfaktor zuerst zu und dann stetig ab und erreicht schließlich bei sehr großen kapazitiven Belastungen die kleinsten Werte, nämlich solche, die unterhalb dem Wert 1 liegen. Kehren wir einen Augenblick zu unserem allgemeinen Stromwandlerdiagramm zurück, so lehrt uns dasselbe, Abb. 2, daß für den Fall $p_1 < 1$ die sekundäre Amperewindungszahl größer wird als die primäre, d. h. daß die für die Magnetisierung erforderlichen Amperewindungen nicht von der Primärseite, sondern von der Sekundärseite aus geliefert werden. Dazu sind aber, wie die Kurven der Abb. 7 und 9 zeigen, außerordentlich große kapazitive Belastungen notwendig, wie sie wohl kaum praktisch vorkommen werden und besitzen deshalb solche Fälle auch kein besonderes Interesse, wohl aber ist es theoretisch interessant, diese Abhängigkeit zu verfolgen. Wir können uns nun noch ein klareres Bild über diese Abhängigkeit von φ_{2t} machen, indem wir die Winkelabweichung und den Übersetzungsfaktor als Funktion dieses Phasenwinkels φ_{2t} bei verschiedenen Eiseninduktionen auftragen, wie dies z. B. für $w_2 = 240$ Windungen in Abb. 16 und 17 mit den Werten der Abb. 8 u. 9 geschehen ist. Abb. 16 zeigt diese Abhängigkeit für die Winkelabweichung und Abb. 17 für den Übersetzungsfaktor. Ein Vergleich beider Abbildungen zeigt uns nun sofort, daß hier zwischen der Winkelabweichung und dem Übersetzungsfaktor gewisse Gegensätze bestehen, indem nicht für beide gleichzeitig bei demselben Phasenwinkel φ_{2t} ein Minimum oder ein Maximum der Abweichung eintritt. Der Übersetzungsfaktor

erreicht ein Minimum in der Abweichung bei sehr großen induktiven und kapazitiven Belastungen, bzw. bei den Phasenwinkeln $\varphi_{2t} = \pm 90^\circ$, dagegen die Winkelabweichung nur allein bei solchen in der Nähe von $\varphi_{2t} = 0^\circ$.

Würden wir deshalb bei einem Stromwandler die Verhältnisse so wählen, daß die Abweichung in der Winkelabweichung ein Minimum wird, so würden wir sehr große Abweichungen im Übersetzungsfaktor zu erwarten haben und umgekehrt. Wir können daher niemals gleichzeitig für beide ein Minimum in den Abweichungen erreichen, da diese Gegensätze dem Stromwandler sozusagen angeboren sind.

Diese Kurven der Abb. 16 und 17 zeigen uns nun ferner recht deutlich, wie sich unser Stromwandler bei der angenommenen Belastung, bei verschiedenem konstanten Phasenwinkel φ_{2t} und veränderlicher Induktion verhält. Wir erkennen

Abb. 16. Winkelabweichung ψ_i als Funktion der sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} bei verschiedenen Eisenbeanspruchungen.

Abb. 17. Absoluter Übersetzungsfaktor p_i als Funktion der sekundären Phasenverschiebung φ_{2t} bei verschiedenen Eisenbeanspruchungen.

darin wiederum, daß die Abweichungen um so größer sind, je kleiner die Eiseninduktion ist. Dies gilt sowohl für die Winkelabweichung, als auch für den Übersetzungsfaktor, da nach früherem beide mit abnehmender Induktion zunehmen. Diese Darstellungsweise gestattet deshalb einen vorzüglichen Einblick in diese Abhängigkeit von der sekundären Phasenverschiebung und lehrt uns ferner, daß die Abhängigkeit von der Eiseninduktion beim Übersetzungsfaktor um so kleiner ist, je größer der totale sekundäre Phasenverschiebungswinkel φ_{2t} ist. Diese letztere Erscheinung bestätigt sich auch praktisch noch in einer andern Hinsicht, indem nämlich mit steigender Amperewindungszahl des Stromwandlers bei gleichbleibender Belastung φ_{2t} zunimmt, da die Reaktanz der Sekundärwicklung schneller zunimmt als der Ohmsche Widerstand, so daß nicht nur die größere Eiseninduktion, sondern auch der größere Phasenwinkel φ_{2t} eine Verbesserung des Übersetzungsfaktors bedingt.

Wir haben früher bei unserem Berechnungsbeispiel mit $w_2 = 80$ Windungen gesehen, daß bei der angenommenen totalen sekundären Impedanz $z_{2t} = 2,5$ Ohm die Eiseninduktion bei einem Sekundärstrom von $J_2 = 5$ A beträchtlich größer wird als 5000 Maxwell/cm². In Abb. 6 und 7 haben wir aber trotzdem nur die Winkelabweichung und den Übersetzungsfaktor bis zu einer Induktion von $B_{\max} = 5000$ Maxwell/cm² aufgetragen und dieselben mit denjenigen des Stromwandlers mit $w_2 = 240$ Windungen verglichen. Ein solcher Vergleich ist aber nicht zweckmäßig, sondern wir müßten richtiger die entsprechenden Werte der Winkelabweichung und des Übersetzungsfaktors für denselben Sekundärstrom miteinander vergleichen. Wir wollen deshalb im folgenden noch z. B. für einen Phasenwinkel $\varphi_{2t} = 60^\circ$ für beide Windungszahlen den Übersetzungsfaktor und die Winkelabweichung als Funktion des Sekundärstromes darstellen, da sich hierbei das Verhalten beider Stromwandler im richtigen Lichte zeigt. Dazu ist aber für den Stromwandler mit $w_2 = 80$ Windungen die Berechnung der Winkelabweichung und des Übersetzungsfaktors für Eiseninduktionen, die größer sind als 5000 Maxwell/cm², erforderlich, da nach der Tabelle VI bei einem Sekundärstrom von $J_2 = 5$ Ampere die Induktion $B_{\max} = 9570$ Maxwell/cm² wird. Zu diesem Zwecke sind in der folgenden Tabelle für $\varphi_{2t} = 60^\circ$ noch die entsprechenden Werte von ψ_i und p_i für die Induktionen $B_{\max} = 6000$ bis 10000 Maxwell/cm² als Ergänzung der Abb. 6 u. 7 nachgerechnet.

Tabelle XIV.

$B_{\max}$	$\text{tg } \alpha$	$g_s'' r_{2t}$	$\frac{I}{g_a'' r_{2t}}$	$\text{tg } \varphi_{2t} \text{tg } \alpha$	$\text{tg } \psi_i$	ψ_i	p_i
6000	1,392	0,02796	35,8	2,414	0,00867	+ 30'	1,0954
7000	1,5325	0,02686	37,2	2,657	0,00488	+ 16,8'	1,0984
8000	1,795	0,02602	38,4	3,112	0,00148	— 5,1'	1,107
9000	2,176	0,02577	38,8	3,767	0,0102	— 35,2'	1,1227
10000	2,745	0,02537	39,4	4,76	0,02245	— 1° 17'	1,146

Rechnen wir nun nach Tabelle VI für die einzelnen Eiseninduktionen die zugehörigen Werte der Sekundärströme nach und tragen dazu die entsprechenden Werte der Winkelabweichung und des Übersetzungsfaktors auf, so erhalten wir die in Abb. 18 aufgezeichneten Kurven für beide Windungszahlen und $\varphi_{2t} = 60^\circ$. Wie diese Kurven zeigen, ist nun der Verlauf derselben für beide Windungszahlen nicht mehr der gleiche wie in den Abb. 6 bis 9. Bei den Kurven für $w_2 = 240$ Windungen hat sich nichts geändert, da die Eiseninduktion bei $J_2 = 5$ Ampere unterhalb 5000 Maxwell/cm² blieb. Dagegen ändert sich ganz wesentlich die ψ_i - und p_i -Kurve bei höheren Induktionen. Der Übersetzungsfaktor p_i nimmt nämlich nicht, wie es zu erwarten gewesen wäre, mit zunehmender Induktion ab, sondern zu, und die Winkelabweichung ψ_i erreicht bei höheren Induktionen sehr schnell die Grenze Null und negative Werte. Wir erkennen daher aus diesen Kurven, daß der Verlauf derselben nicht mehr für beide Windungs-

zahlen derselbe ist, und daß die Verhältnisse offenbar um so ungünstiger werden, je kleiner die Windungszahlen werden. Würden wir nun noch für andere Phasenwinkel φ_{2t} dieselben Kurven berechnen, so würde sich ergeben, daß der Übersetzungsfaktor in allen Fällen mehr oder weniger denselben Verlauf nehmen würde und sich nur die Größenordnung desselben ändert. Etwas anders liegen jedoch die Verhältnisse bei der Winkelabweichung. Für noch größere Winkel als $\varphi_{2t} = 60^\circ$ würde mit zunehmender Induktion die Winkelabweichung nicht mehr negativ werden, sondern positiv bleiben und wie der Übersetzungsfaktor zunehmen. Für sehr kleine und negative Winkel φ_{2t} bleibt die Winkelabweichung stets negativ und nimmt mit zunehmender Induktion zuerst ab und dann zu für dieselbe Windungszahl $w_2 = 80$ Windungen. Für noch kleinere Windungszahlen würde natürlich dieselbe Erscheinung in noch stärkerem Maße hervortreten und ferner wird der Verlauf dieser Kurven ganz wesentlich beeinflußt durch unsymmetrische Streuverhältnisse und unsymmetrische Anordnungen der

Abb. 18. Übersetzungsfaktor p_i und Winkelabweichung ψ_i eines Stromwandlers mit $w_2 = 80$ und 240 Windungen bei $\varphi_{2t} = +60^\circ$.

Wicklungen, wie wir bereits früher erwähnt haben. Dieselben Kurven lassen sich nicht nur durch Rechnung finden, sondern auch experimentell, jedoch wird man dabei den Phasenwinkel φ_{2t} nicht in sehr weiten Grenzen variieren können, da der Ohmsche und induktive Widerstand der Sekundärwicklung dies zum vornherein verhindern.

Diese Verhältnisse über die Abhängigkeit von der sekundären Phasenverschiebung, wie sie hier durch Rechnung dargestellt wurden, sind in neuester Zeit von Harned¹⁾ an drei ganz verschiedenen Stromwandlern mit verschiedenen Windungszahlen experimentell bestätigt worden.

Diese sehr wertvollen und interessanten Untersuchungen von Harned wurden an drei Stromwandlern von 150, 600 und 1500 Amperewindungen, bei den Sekundärbelastungen von 15, 36, 63 und 90 Watt und ebenso bei den Leistungsfaktoren 0,97, 0,8, 0,6 und 0,4 im äußeren Sekundärkreis durchgeführt. Diese Untersuchungen geben daher Aufschluß über das Verhalten eines Stromwandlers in Abhängigkeit der Sekun-

¹⁾ Mark L. Harned, Operating Characteristics of Current Transformers Electr. World, Bd. 67, S. 869, 1916.

därbelastung, der sekundären Phasenverschiebung und der Amperewindungszahl bei 60 Perioden in der Sekunde. An Stelle des Übersetzungsfaktors wurde in dieser Arbeit das Verhältnis des Sollwertes zum wahren Wert des Übersetzungsverhältnisses angegeben. Hierbei ergibt wiederum der Stromwandler mit nur 150 Amperewindungen sowohl in bezug auf die Winkelabweichung, als auch in bezug auf den Übersetzungsfaktor die größten Abweichungen, dagegen sind die Abweichungen beim Stromwandler mit 1500 Amperewindungen äußerst gering sowohl bei großen Sekundärbelastungen als auch bei großen sekundären Phasenverschiebungen.

Wie deshalb diese Untersuchungen über die Abhängigkeit von der sekundären Phasenverschiebung ergeben, ist dieser Einfluß um so größer, je kleiner die magnetisierende Amperewindungszahl ist. Diese Erscheinung ist wiederum außerordentlich wichtig bei Präzisionsstromwandlern, da hierbei ganz verschiedenartige Apparate angeschlossen werden, die unter Umständen große Fehler verursachen können. Auch bei Stromwandlern, die fest eingebaut werden, ist diese Abhängigkeit wichtig, da die sekundäre Phasenverschiebung je nach der Ausführung der Sekundärleitungen zwischen Stromwandler und Anschlußapparaten und je nach der Art der Anschlußapparate selber verschieden groß ausfallen kann und damit im Betriebe ganz andere Fehler auftreten, wie die Nachprüfungen auf dem Prüfstande ergeben. Gerade in dieser Richtung wird wohl heute noch am meisten bei Stromwandlern gesündigt, indem in der Regel nur die Größe der auftretenden sekundären Phasenverschiebung bei der Eichung und Abgleichung in Betracht gezogen wird. Gerade in bezug auf diese Abhängigkeit ist es deshalb notwendig, daß unsere Prüfbestimmungen für die Nachprüfung und Beglaubigung von Stromwandlern eine Revision erfahren, da dieselben viel zu mangelhaft sind und den wirklichen Verhältnissen in keiner Weise gerecht werden. Wir wollen im folgenden nun noch zum Einfluß des primären Leistungsfaktors übergehen und untersuchen, welche Abweichungen derselbe hervorruft. Zu diesem Zwecke müssen wir zuerst die Beziehungen aufstellen, welche zwischen der primären Leistung W_1 und derjenigen W_2 bestehen, die wir auf der Sekundärseite des Stromwandlers messen.

Ist P die primäre Netzspannung, J_1 der primäre Netzstrom und φ der Phasenwinkel zwischen beiden, so ist die Netzleistung

$$W_1 = P \cdot J_1 \cdot \cos \varphi \quad 23)$$

Die mit dem Stromwandler auf der Sekundärseite gemessene Leistung ist

$$W_2 = P \cdot J_2 \cdot \cos(\varphi \pm \psi_1) = P \cdot \frac{J_1}{u_1} (\cos \varphi \cos \psi_1 \mp \sin \varphi \sin \psi_1),$$

wenn u_1 das Übersetzungsverhältnis und ψ_1 die Winkelabweichung des Stromwandlers ist. Das positive Vorzeichen im ersten Ausdruck gilt dann für kapazitive Belastungen und das negative für induktive.

Nehmen wir hierin $\cos \varphi$ vor die Klammer und führen aus Gl. 23) die primäre Netzleistung W_1 in diese Beziehung ein, so wird:

$$W_2 = \frac{P \cdot J_1 \cdot \cos \varphi}{u_1} (\cos \psi_1 \mp \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_1) = \frac{W_1}{u_1} (\cos \psi_1 \mp \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_1) \quad 24)$$

Ist nun noch u_{1s} das Soll-Übersetzungsverhältnis des Stromwandlers, so wird die auf das Primärsystem reduzierte Leistung

$$W_2' = u_{1s} \cdot W_2 = \frac{u_{1s}}{u_1} \cdot W_1 (\cos \psi_1 \mp \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_1) \quad 25)$$

oder schließlich wird der Fehler in der Leistungsmessung

$$\Delta^0/\% = \frac{W_2' - W_1}{W_1} \cdot 100 = \frac{u_{1s}}{u_1} (\cos \psi_1 \mp \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_1) - u_1 \cdot 100 \quad 26)$$

Hierin gilt im Klammerausdruck das negative Vorzeichen für kapazitive und das positive Vorzeichen für induktive Belastungen.

Wie aus dieser Beziehung ohne weiteres hervorgeht, hat der primäre Leistungsfaktor einen um so größeren Einfluß auf die Fehler eines Stromwandlers, je größer die Winkelabweichung zwischen dem Primär- und Sekundärstrom ist. In Netzen oder Anlagen, wo von Natur aus der Leistungsfaktor klein ist, beziehungsweise große primäre Phasenverschiebungen vorkommen, muß deshalb bei Stromwandlern die Winkelabweichung äußerst klein gehalten werden, damit die auftretenden Fehler in zulässigen Grenzen bleiben. Dies ist natürlich auch bei Präzisionsstromwandlern der Fall, da dieselben zu Leistungsmessungen bei großen und kleinen Netzleistungsfaktoren verwendet werden und die Fehler überall in zulässigen Grenzen bleiben sollen.

Wir wollen nun im folgenden noch bei unserem Stromwandler mit $w_2 = 240$ Windungen die Größenordnung der durch den primären Leistungsfaktor verursachten Fehler nachrechnen. Wir legen unseren Betrachtungen ein Soll-Übersetzungsverhältnis $u_{1s} = 5$ zugrunde, entsprechend den Strömen $J_1 = 25$ Ampere und $J_2 = 5$ Ampere. Dabei nehmen wir ferner an, die primäre Windungszahl betrage $w_1 = 49$ Windungen, so daß $\frac{w_2}{w_1} = 4,899$ wird und der Soll-Übersetzungsfaktor $p_{1s} = 1,02$. In diesem Falle entfallen bei einem primären Nennstrom von $J_1 = 25$ Ampere durchschnittlich auf die Magnetisierung 25 Amperewindungen. Wir rechnen nun mit diesen Annahmen für die Netzleistungsfaktoren $\cos \varphi = 1$ und $\cos \varphi = 0,707$ entsprechend den Phasenwinkeln $\varphi = 0$ und $\varphi = +45^\circ$ und verschiedenen sekundären Phasenwinkeln φ_{2t} die zugehörigen Fehler nach. Dabei lassen wir jedoch negative φ_{2t} weg, da solche kapazitive Phasenverschiebungen wohl gar nicht oder nur sehr selten praktisch vorkommen und die sekundäre Phasenverschiebung sich in der Regel in den Grenzen $\varphi_{2t} = +30^\circ$ bis $+80^\circ$ bewegt, wobei in den unteren Grenzen bereits etwa vorhandene kapazitive Belastungen enthalten sind.

In den folgenden zwei Tabellen sind dann außer diesen Fehlern auch noch die zugehörigen Sekundärströme angegeben, damit die Fehler als Funktion derselben nachher aufgetragen werden können.

Tabelle XV.

$B_{\max}$	Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 1; \varphi = 0^\circ$				
	J_2	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 90^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 60^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 30^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 0^\circ$
200	0,32	-1,827	-5,585	-11,18	-7,38
400	0,63	-0,924	-3,023	-3,865	-3,345
600	0,95	-0,566	-1,943	-2,26	-1,57
800	1,25	-0,342	-1,356	-1,527	-0,80
1000	1,56	-0,103	-0,898	-0,967	-0,313
1500	2,35	+0,342	-0,201	-0,176	+0,391
2000	3,14	+0,661	+0,268	+0,312	+0,793
3000	4,70	+0,887	+0,638	+0,691	+1,09
4000	6,26	+1,075	+0,828	+0,892	+1,241
5000	7,84	+1,131	+0,915	+0,90	+1,322
$B_{\max}$	Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 0,707; \varphi = -45^\circ$ kapazitiv				
	J_2	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 90^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 60^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 30^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 0^\circ$
200	0,32	-11,42	-11,975	-13,175	-4,94
400	0,63	-6,225	-6,08	-4,16	-0,836
600	0,95	-4,04	-3,652	-1,896	+0,816
800	1,25	-2,955	-2,541	-0,944	+1,453
1000	1,56	-2,30	-1,91	-0,321	+1,711
1500	2,35	-1,213	-0,739	+0,437	+2,004
2000	3,14	-0,509	-0,099	+0,845	+2,10
3000	4,70	+0,056	+0,390	+1,145	+2,135
4000	6,26	+0,335	+0,647	+1,314	+2,159
5000	7,84	+0,456	+0,668	+1,321	+2,184

Tabelle XVI.

$B_{\max}$	Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 0,707$; $\varphi = +45^\circ$ induktiv				
	J_2	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 90^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 60^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 30^\circ$	$\Delta\%$ für $\varphi_{2t} = 0^\circ$
200	0,32	+ 7,77	+ 0,7925	- 9,16	- 9,83
400	0,63	+ 4,323	+ 0,042	- 3,58	- 5,88
600	0,95	+ 3,03	- 0,226	- 2,623	- 3,96
800	1,25	+ 2,27	- 0,1687	- 2,11	- 3,08
1000	1,56	+ 2,099	+ 0,013	- 1,516	- 2,338
1500	2,35	+ 1,896	+ 0,338	- 0,79	- 1,225
2000	3,14	+ 1,84	+ 0,635	- 0,221	- 0,514
3000	4,70	+ 1,838	+ 0,886	+ 0,234	+ 0,042
4000	6,26	+ 1,813	+ 1,01	+ 0,471	+ 0,3205
5000	7,84	+ 1,803	+ 1,033	+ 0,478	+ 0,457

Wie diese Tabellen zeigen, übt der primäre Leistungsfaktor einen ganz erheblichen Einfluß auf den Verlauf und die Größe der Fehler aus. Ganz auffallend ist das Verhalten bei kapazitiver und induktiver Belastung im primären Stromkreis, da sich hierbei der Einfluß der Größe der Winkelabweichung ψ_1 im richtigen Lichte zeigt. Tragen wir nun diese Werte als Funktion des Sekundärstromes auf, so erhalten wir schließlich die in den Abb. 19, 20 und 21 aufgezeichneten Kurven für $\cos \varphi = 1$ und $\cos \varphi = 0,707$ bei kapazitiver induktiver und rein ohmscher Belastung.

Abb. 19. Fehlerkurven als Funktion der Induktion und des Sekundärstromes. Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 1$; Soll-Übersetzungsverhältnis $u_{1s} = 5$; totale Sekundär-impedanz $Z_{2t} = 2,5 \Omega$. Ströme $J_1/J_2 = 25/5$; Windungszahlen $w_1/w_2 = 49/240$.

Wie diese Kurven zunächst zeigen, werden bei ein und demselben Stromwandler bei gleichbleibender Belastung die Fehler um so größer, je kleiner der Leistungsfaktor ist. Dabei spielt aber auch die sekundäre Phasenverschiebung eine wichtige Rolle, da dadurch außerordentlich stark die Winkelabweichung und das Übersetzungsverhältnis beeinflusst wird. Wie die Kurven der Abb. 19 zeigen, wird bei einem primären Leistungsfaktor $\cos \varphi = 1$ der auftretende Fehler erst bei kleinen Strömen durch die sekundäre Phasenverschiebung stark beeinflusst. In der Nähe des Vollaststromes dagegen ist die Beeinflussung nicht sehr erheblich. Die günstigste Fehlerkurve ergibt

sich in diesem Falle bei $\varphi_{2t} = 90^\circ$. Das kommt daher, weil der zweite Teil des Klammerausdruckes in Gl. 26) für $\varphi = 0$ verschwindet, so daß der Einfluß der Winkelabweichung auf die Fehlerkurven nur noch sehr gering ist und bei $\varphi_{2t} = 90^\circ$ die Veränderlichkeit des Übersetzungsfaktors am kleinsten ist. Je kleiner φ_{2t} wird, desto größer wird die Veränderlichkeit von p_i , wie bereits in der Abb. 17 gezeigt wurde, so daß die Fehlerkurven bei kleinen Strömen immer stärker gekrümmt werden. Ganz verschieden verhalten sich die Fehlerkurven bei induktiver und kapazitiver Belastung im Netz. Bei induktiver Netzbelastung verlaufen die Fehlerkurven bei sehr großen Winkeln φ_{2t} ganz auf der positiven Seite und sind bei kleinen Strömen nach aufwärts gekrümmt, dagegen bei kleinen Winkeln φ_{2t} verlaufen sie teilweise auf der positiven und teilweise auf der negativen Seite und sind stets nach abwärts gekrümmt. Diese Erscheinung macht sich gerade sehr unangenehm fühlbar bei Präzisionsstromwandlern, da man von Fall zu Fall bei einer genauen Messung bei der entsprechenden sekun-

Abb. 20. Fehlerkurven als Funktion der Induktion und des Sekundärstromes.
Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 0,707$; $\varphi = -45^\circ$ kapazitiv. Totale Sekundärimpedanz $Z_{2t} = 2,5 \Omega$.
Ströme $J_1/J_2 = 25/5$; Windungszahlen $w_1/w_2 = 49/240$. Soll-Übersetzungsverhältnis $u_{is} = 5$.

dären Phasenverschiebung die zugehörige Fehlerkurve kennen muß, die jedoch auch wiederum von der Größe der Sekundärbelastung abhängt. Wie diese Kurven der Abb. 21 zeigen, ist bei der angenommenen Sekundärbelastung der Verlauf der Fehlerkurven am günstigsten in der Nähe von $\varphi_{2t} = 60^\circ$, d. h. mit sinkendem Leistungsfaktor sinkt bei induktiver Belastung auch der sekundäre Phasenwinkel für die günstigste Fehlerkurve.

Bei kapazitiver Netzbelastung schließlich sind die Fehlerkurven ausschließlich nach der negativen Seite hin gekrümmt und die günstigste Fehlerkurve tritt hierbei noch bei kleinerem φ_{2t} auf, als bei induktiver Netzlast. Diese Erscheinung wird, wie die Gl. 26) lehrt, durch die verschiedene Phasenlage der Ströme und damit durch ihr positives und negatives Vorzeichen verursacht. Wie die Abb. 20 zeigt, sind im allgemeinen die Fehler bei kapazitiver Netzlast größer als bei induktiver. Praktisch kommen aber wohl kapazitive Belastungen sehr selten vor.

Bei diesen Untersuchungen über den Einfluß des primären Netzleistungsfaktors

haben wir uns bisher nur auf eine einzige Größe der Sekundärbelastung beschränkt. Wir müßten daher unsere Betrachtungen auch noch auf kleinere und größere Sekundärbelastungen ausdehnen, um über diese Abhängigkeit ein genaues Bild zu erhalten, da auch die Größe der Sekundärlast einen bedeutenden Einfluß auf die Größe und den Verlauf der Fehler ausübt. Dabei können sich in erster Linie diejenigen Fehlerkurven bei induktiver Last ganz wesentlich verändern, welche in der Grenzzone zwischen positiv und negativ verlaufen. So z. B. wird sich in Abb. 21 die Fehlerkurve für $\varphi_{2t} = 60^\circ$ nach der negativen Seite hin verschieben, so daß bei kleinen Strömen diese Kurve nach abwärts gekrümmt wird. Im allgemeinen verursacht eine Verringerung der Sekundärlast stets eine Abnahme der positiven Fehler und eine Vergrößerung der Sekundärlast eine Zunahme derselben. Die negativen Fehler jedoch verhalten sich gerade umgekehrt. Wie alle diese Untersuchungen über den Einfluß des Netzleistungsfaktors zeigen, hat nicht nur der Übersetzungsfaktor, sondern auch die Winkelabweichung einen beträchtlichen Anteil an der Größe der auftretenden Fehler. Aus diesem Grunde ist es vollkommen verwerflich, nur den Fehler des Übersetzungsfaktors allein oder nur denjenigen der Winkelabweichung allein anzugeben, wie dies heute noch vielfach durch die Prüfmänner geschieht, denn dadurch wird stets ein viel zu kleiner Fehler angegeben, da weder die Winkelabweichung noch der Übersetzungsfaktor konstante Größen sind.

Abb. 21. Fehlerkurven als Funktion des Sekundärstromes und der Induktion.

Netzleistungsfaktor $\cos \varphi = 0,707$; $\varphi = +45^\circ$ induktiv. Totale Sekundärreaktanz $Z_{2t} = 2,5 \Omega$. Ströme $J_1/J_2 = 25/5$ A.; Windungszahlen $w_1/w_2 = 49/240$. Soll-Übersetzungsverhältnis $u_{is} = 5$.

Wäre z. B. der Übersetzungsfaktor konstant und gleich dem Soll-Übersetzungsfaktor, also $p_i = p_{is}$, so wird auch $u_i = u_{is}$ und damit geht Gl. 26) über in

$$A_{\psi i}^0/0 = (\cos \psi_i + \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_i - 1) \cdot 100 \quad \dots \quad 27)$$

Da meistens die Winkelabweichung verhältnismäßig klein ist, so kann bei einem guten Stromwandler unbedenklich $\cos \psi_i = 1$ gesetzt werden, und ferner darf man in diesem Falle für kleine Winkel ψ_i setzen

$$\sin \psi_i = \text{dem Bogen } \psi_i$$

oder aber

$$\sin \psi_i = \frac{\pi}{180} \cdot \psi_i^0,$$

dann geht Gl. 27) über in

$$A_{\psi i}^0/0 = \pm \operatorname{tg} \varphi \sin \psi_i \cdot 100 = \pm \frac{\pi}{180} \cdot \psi_i^0 \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot 100 \quad \dots \quad 28)$$

Oder schließlich, indem wir die Winkelabweichung in Minuten einsetzen,

$$A_{\psi i}^0/0 = \pm \frac{\pi}{108} \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot \psi_i' \quad \dots \quad 29)$$

In Gl. 28) und 29) gilt dann das positive Vorzeichen für induktive und das negative Vorzeichen für kapazitive Belastungen.

Gerade diese letztere Beziehung findet man irrtümlicherweise heute noch in vielen Prüfatesten der Prüfümter und kann dieselbe natürlich nur dann richtige Werte über die Größe der Fehler ergeben, wenn das Übersetzungsverhältnis konstant und gleich dem Soll-Übersetzungsverhältnis ist und zudem die Winkelabweichung verhältnismäßig klein ist. Diese Bedingungen sind aber, wie die bisherigen Untersuchungen gezeigt haben, nur in sehr seltenen Fällen erfüllt, so daß Gl. 29) fast stets zu kleine Werte für die wirklichen Fehler ergibt.

Wir können das am besten zeigen, indem wir für eine bestimmte Stromstärke einmal den Fehler nach Gl. 26) und ein zweites Mal nach Gl. 29) nachrechnen und beide miteinander vergleichen. In der folgenden Tabelle sind diese Fehler z. B. für einen Sekundärstrom von $J_2 = 1,25$ A bei rein ohmscher, induktiver und kapazitiver Belastung nachgerechnet.

Tabelle XVII.

$J_2 = 1,25$	$\psi_1 = 1^\circ 30'$	$p_1 = 1,0232$	$\varphi_{2t} = 90^\circ$
Belastungsart	Wirklicher Fehler nach Gl. 26)	Scheinbarer Fehler nach Gl. 29)	
Rein ohmsche Belastung $\cos \varphi = 1$	$-0,342 \frac{0}{0}$	0	
Induktive Belastung $\cos \varphi = 0,7$	$-2,27 \frac{0}{0}$	$+2,62 \frac{0}{0}$	
Kapazitive Belastung $\cos \varphi = 0,707$	$-2,955 \frac{0}{0}$	$-2,62 \frac{0}{0}$	
$J_2 = 1,25$	$\psi_1 = +41,5'$	$p_1 = 1,034$	$\varphi_{2t} = 60^\circ$
Rein ohmsche Belastung $\cos \varphi = 1$	$-1,356 \frac{0}{0}$	0	
Induktive Belastung $\cos \varphi = 0,707$	$-0,169 \frac{0}{0}$	$+1,205 \frac{0}{0}$	
Kapazitive Belastung $\cos \varphi = 0,707$	$-2,54 \frac{0}{0}$	$-1,205 \frac{0}{0}$	
$J_2 = 1,25$	$\psi_1 = -20,4'$	$p_1 = 1,0358$	$\varphi_{2t} = 30^\circ$
Rein ohmsche Belastung $\cos \varphi = 1$	$-1,527 \frac{0}{0}$	0	
Induktive Belastung $\cos \varphi = 0,707$	$-2,11 \frac{0}{0}$	$-0,593 \frac{0}{0}$	
Kapazitive Belastung $\cos \varphi = 0,707$	$-0,944 \frac{0}{0}$	$+0,593 \frac{0}{0}$	

Wie diese Tabelle zeigt, treten daher zwischen diesen beiden Arten der Fehlerberechnung ganz gewaltige Abweichungen je nach dem Phasenwinkel im Primär- und Sekundärkreis auf, so daß diese letztere Art der Fehlerberechnung vollkommen verwerflich ist und nur zu falschen Schlüssen führt. Sollen deshalb bei einem Stromwandler die Fehler angegeben werden, so muß auch gleichzeitig angegeben werden, auf welche Periodenzahl, auf welchen sekundären Phasenwinkel und auf welche Belastung sich dieselben beziehen, da sonst eine Fehlerangabe völlig zwecklos ist. Nur bei Stromwandlern, die allein zur Transformation der Ströme dienen und sekundär keine Leistungs- oder Arbeitsmesser angeschlossen sind, genügt die Angabe des Übersetzungsverhältnisses bei verschiedenen sekundären Phasenverschiebungen.

Alle diese Fehlererscheinungen infolge der primären und sekundären Phasenverschiebungen können im Betriebe mit Hochspannung noch wesentlich vergrößert werden durch die ungleichmäßige Strom- und Spannungsverteilung in den Wicklungen und durch Kapazitäts- und Ableitungserscheinungen zwischen den Wicklungen und dem Gehäuse. Diese Erscheinungen lassen sich aber auf dem normalen Stromwandlerprüfstand nicht mehr nachweisen, sondern können nur im Betriebe festgestellt werden.

Diese Einflüsse sind aber keineswegs vernachlässigbar klein, sondern können ganz gewaltige Abweichungen hervorrufen, wie der Verfasser bereits mehrfach Gelegenheit hatte festzustellen. Wenn deshalb ein Stromwandler bei einer Untersuchung auf dem Prüfstand bei allen praktisch vorkommenden primären und sekundären Phasenverschiebungen noch genügend genaue Resultate ergibt, so ist damit noch nicht gesagt, daß

dieselben auch im Betriebe erreicht werden, da wir eben solche Stromwandlerprüfungen unter ganz anderen Bedingungen vornehmen, wie sie nachher arbeiten. Es ist deshalb gerade in bezug auf die primären und sekundären Phasenverschiebungen dringend notwendig, daß unsere Prüfbestimmungen eine gründliche Revision erfahren.

c) Einfluß der sekundären Belastung. Wir haben bereits bei den bisherigen Untersuchungen kennen gelernt, daß die Größe der sekundären Belastung einen erheblichen Einfluß auf die Fehler eines Stromwandlers ausübt und daß dieser Einfluß um so stärker wird, je kleiner die Amperewindungszahl desselben ist. Wir haben ferner bei unseren bisherigen Untersuchungen konstante ohmsche, induktive und kapazitive Sekundärbelastungen angenommen und dabei die Verhältnisse bei verschiedenen sekundären Phasenverschiebungen untersucht. Bei experimentellen Untersuchungen dagegen lassen sich solche Verhältnisse nicht ohne weiteres realisieren, da wir nur die Phasenverschiebung im äußeren Sekundärkreis nach Belieben verändern können, nicht aber diejenige infolge der Streureaktanz und des Widerstandes der Sekundärwicklung, da eben dieselbe für einen gegebenen Stromwandler eine unveränderliche Größe ist. Dadurch aber lassen sich experimentell nur ganz beschränkte totale Phasenverschiebungswinkel einstellen, und zwar wiederum nur bei ganz bestimmten Sekundärbelastungen.

Würden wir nun bei experimentellen Untersuchungen sukzessive von kleinen Belastungen ausgehend dieselbe bis zu großen Belastungen ändern, so würde sich dabei auch die sekundäre Phasenverschiebung ändern, und damit haben wir nicht mehr eine reine Abhängigkeit von der Sekundärbelastung, sondern auch von der sekundären Phasenverschiebung. Wenn wir auch die Phasenverschiebung im äußeren Sekundärkreis konstant lassen, so ist damit noch lange nicht gesagt, daß dann auch die gesamte sekundäre Phasenverschiebung zwischen der induzierten EMK E_2 und dem Sekundärstrom J_2 bei veränderlicher Belastung konstant ist, sondern dieselbe wird in der Regel auch wiederum eine veränderliche Größe sein. Damit ändert sich das ganze Bild der Fehlerkurven, indem wir die Fehler nicht mehr allein als Funktion der Belastung, sondern als Funktion der Belastung und der Phasenverschiebung darstellen müßten, d. h. wir würden in diesem Falle keine Kurven, sondern Flächen erhalten, wenn wir die Fehler richtig darstellen wollen. Wir wollen jedoch hier von einer solchen Darstellungsweise absehen, da dieselbe für praktische Zwecke zu umständlich ist.

Im folgenden wollen wir deshalb an zwei verschiedenen Stromwandlern ohne Rücksicht auf die Größe der sekundären Phasenverschiebung den Einfluß der Sekundärbelastung untersuchen, indem wir unseren Betrachtungen nur rein ohmsche Belastung im Sekundärstromkreis zugrunde legen.

Der eine dieser untersuchten Stromwandler hatte einen Kernquerschnitt von $q_{ei} = 7,35 \text{ cm}^2$, eine mittlere Kraftlinienlänge von $l_{ei} = 35,6 \text{ cm}$, eine Amperewindungszahl von $AW_t = 400$ und war bestimmt für die Ströme $J_1 = 50$ und $J_2 = 5 \text{ Amp}$. Der Widerstand der Sekundärwicklung ergab sich durch Messung zu $r_2 = 0,0691 \text{ Ohm}$, und durch Rechnung wurde ferner die Reaktanz derselben bestimmt zu $x_2 = 0,02485 \text{ Ohm}$. Der Stromwandler wurde nun auf der Sekundärseite mit den Widerständen belastet $r_{2A} = 0,0535 \text{ Ohm}$ (nur Strommesser), $r_{2A} = 0,344 \text{ Ohm}$ und $r_{2A} = 1,352 \text{ Ohm}$. Diese Belastung entspricht dann den Klemmenspannungen $P_{2A} = 0,268 \text{ Volt}$, $P_{2A} = 1,72 \text{ Volt}$ und $P_{2A} = 6,77 \text{ Volt}$ bei einem maximalen Sekundärstrom von $J_2 = 5 \text{ Amp}$. Gemessen wurde nun bei diesem Stromwandler mittelst zweier Präzisionshitzdraht-Strommesser bei diesen Belastungen der Primär- und Sekundärstrom, und daraus wurde dann der absolute Übersetzungsfaktor berechnet. Die Winkelabweichung wurde nicht ermittelt, da kein geeigneter Leistungsmesser für die Primärseite zur Verfügung stand. Die so erhaltenen Werte sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt.

Tabelle XVIII.

J_2	$r_{2A} = 0,035$		$r_{2A} = 0,344$		$r_{2A} = 1,352$	
	J_1	P_i	J_1	P_i	J_1	P_i
0,5	5,98	1,195	6,1	1,218	6,9	1,38
1,0	11,34	1,134	11,5	1,15	12,5	1,25
1,5	16,5	1,10	16,8	1,12	17,8	1,186
2,0	21,65	1,083	21,98	1,099	23,25	1,162
2,5	26,89	1,075	27,25	1,09	28,55	1,142
3,0	32,21	1,073	32,55	1,084	34,0	1,133
4,0	42,8	1,069	43,25	1,080	45,15	1,126
5,0	53,3	1,065	53,8	1,076	56,05	1,120

Tragen wir nun diese Werte für den Übersetzungsfaktor bei den obigen Sekundärbelastungen als Funktion des Sekundärstromes auf, so erhalten wir die in Abb. 22 aufgezeichneten Kurven. Wie diese Kurven zeigen, findet durch eine Vergrößerung der Sekundärlast nur eine fast parallele Verschiebung derselben statt, nicht aber ändert sich dabei der Verlauf derselben; solange wir nur eine rein ohmsche Belastung haben. Würden wir dabei auch induktive Belastungen in Betracht ziehen, so würden sich diese Kurven bei den verschiedenen Belastungen nicht mehr parallel verschieben, da sich dann auch in ganz erheblichem Maße die totale sekundäre Phasenverschiebung φ_{2t} bemerkbar machen würde.

Abb. 22. Absoluter Übersetzungsfaktor p_i als Funktion des Sekundärstromes.

$$AW_t = 400; J_1/J_2 = 50/5 \text{ Amp.}$$

Kurve 1: $r_{2A} = 1,352 \Omega$ Kurve 3: $r_{2A} = 0,035 \Omega$ Kurve 2: $r_{2A} = 0,344 \Omega$ Kurve 4: φ_{2t} als Funktion von r_{2A} .

Auffallend ist bei diesen Kurven, daß sich dieselben mit zunehmender Belastung nicht gleichmäßig verschieben, und zwar bei größeren Belastungen prozentual stärker als bei kleinen. Das hängt offenbar auch mit dem Phasenwinkel φ_{2t} zusammen, da bei kleinen Belastungen sich φ_{2t} sehr stark verändert und mit zunehmender Belastung

zuerst schnell und dann sehr langsam abnimmt. Dadurch wird die Wirkung des vergrößerten Widerstandes bei kleinen Belastungen erheblich abgeschwächt.

In Abb. 22 ist auch die Abnahme dieses Winkels φ_{2t} als Funktion des Widerstandes im äußeren Sekundärkreis aufgetragen und vervollständigt damit die Abhängigkeit von der Belastung und vom Phasenwinkel φ_{2t} .

Für vollständig kurzgeschlossenen Sekundärkreis ergibt sich nach früherem

$$\operatorname{tg} \varphi_{2t} = \frac{x_2}{r_2} = \frac{0,02485}{0,0691} = 0,36 \quad \text{oder} \quad \varphi_{2t} = 19^\circ 48'.$$

Der Winkel φ_{2t} ändert sich daher bei den Widerständen $r_{2A} = 0$ bis 1,352 Ohm zwischen den Grenzwerten $\varphi_{2t} = 19^\circ 48'$ bis 1° .

Der zweite untersuchte Stromwandler hatte einen Kernquerschnitt von $q_{ei} = 16,7 \text{ cm}^2$ und eine mittlere Kraftlinienlänge von $l_{ei} = 57,2 \text{ cm}$. Die Ströme waren wiederum $J_1 = 50$ und $J_2 = 5$ Ampere und die totale Amperewindungszahl 1200. Dieser Stromwandler war ein sehr veraltetes Modell, bei welchem die Eisenbleche zusammen-genietet waren, so daß dadurch außerordentlich hohe Wirbelstromverluste entstehen müssen. Der Widerstand der Sekundärwicklung wurde wiederum zu $r_2 = 0,1904 \text{ Ohm}$ durch Messung bestimmt und ebenso die Reaktanz zu $x_2 = 0,117 \text{ Ohm}$ berechnet. Die Belastungswiderstände im äußeren Sekundärkreis waren schließlich $r_{2A} = 0,0535 \text{ Ohm}$ (nur Amperemeter), $r_{2A} = 1,4055 \text{ Ohm}$ und $r_{2A} = 2,1515 \text{ Ohm}$, die bei $J_2 = 5$ Ampere den Sekundärspannungen $P_{2A} = 0,268 \text{ Volt}$, $P_{2A} = 7,03 \text{ Volt}$ und $P_{2A} = 10,75 \text{ Volt}$ entsprechen.

An diesem Stromwandler wurde auch nur Primär- und Sekundärstrom als Funktion des Primärstromes gemessen und daraus der absolute Übersetzungsfaktor berechnet. Die so erhaltenen Resultate sind in der folgenden Tabelle zusammengestellt.

Tabelle XIX

J_1	$r_{2A} = 0,0535$		$r_{2A} = 1,4055$		$r_{2A} = 2,1515$	
	J_2	P_i	J_2	P_i	J_2	P_i
5	0,48	1,0405	0,472	1,06	0,4585	1,09
10	0,975	1,026	0,9575	1,043	0,943	1,06
15	1,475	1,0175	1,45	1,034	1,435	1,045
20	1,97	1,014	1,95	1,025	1,935	1,033
25	2,47	1,012	2,445	1,022	2,43	1,029
30	2,96	1,013	2,94	1,02	2,92	1,027
35	3,46	1,0115	3,43	1,021	3,41	1,027
40	3,95	1,0125	3,92	1,020	3,89	1,028
45	4,45	1,012	4,4	1,022	4,37	1,0295
50	4,94	1,013	4,88	1,023	4,85	1,031

Diese Werte tragen wir wieder als Funktion des Sekundärstromes auf und erhalten die in Abb. 23 aufgezeichneten Kurven.

Diese Kurven zeigen einige beachtenswerte Unterschiede gegenüber denjenigen der Abb. 22, indem dieselben mit zunehmendem Sekundärstrom von etwa 4 Ampere an aufwärts wieder aufwärts verlaufen, d. h. daß der Übersetzungsfaktor bei jeder Belastung einen Minimalwert besitzt. Diese Erscheinung kommt sonst bei Stromwandlern mit so großer Amperewindungszahl nicht mehr vor, dagegen fast immer bei sehr kleinen Amperewindungszahlen und großen Sekundärbelastungen, so daß offenbar hier nur die durch das Zusammennieten der Bleche bewirkten größeren Wirbelstromverluste diesen Verlauf der P_i -Kurven bewirken.

Beachtenswert ist ferner noch bei diesen Kurven, daß infolge der größeren Windungszahl die Sekundärreaktanz größer geworden ist und damit auch der totale sekun-

däre Phasenverschiebungswinkel erheblich höhere Werte annimmt. Dadurch verschieben sich die Kurven der einzelnen Belastungen gleichmäßiger, da bei diesen Belastungen φ_{2t} sich noch sehr stark ändert, wie die punktierte Kurve zeigt.

Wie daher diese Untersuchungen zeigen, verschieben sich die Kurven für den Übersetzungsfaktor bei rein ohmscher Belastung fast parallel. Bei ohmscher und induktiver Belastung dagegen findet keine parallele Verschiebung mehr statt. Ganz verschieden dagegen wird sich die Winkelabweichung verhalten, da bei reiner ohmscher Sekundärbelastung dieselbe sehr stark durch den Phasenwinkel φ_{2t} beeinflusst wird. Harned¹⁾ hat dies in seiner Arbeit an drei ganz verschiedenen Stromwandlern experimentell nachgewiesen. Die Fehlerkurven werden sich daher nicht bei verschiedenen Belastungen parallel verschieben, sondern nehmen einen ganz verschiedenen Verlauf an.

Abb. 23. Absoluter Übersetzungsfaktor p_t als Funktion des Sekundärstromes bei verschiedenen Sekundärbelastungen.

$AW_t = 1200$; $I_1/I_2 = 50/5$ Amp.

Kurve 1: $r_{2A} = 2,1515 \Omega$

Kurve 3: $r_{2A} = 0,0535 \Omega$

Kurve 2: $r_{2A} = 1,4055 \Omega$

Kurve 4: φ_{2t} als Funktion von r_{2A} .

d) Einfluß der Kurvenform, der Remanenz und der Hochspannungs- und Sättigungserscheinungen. Wir haben in den vorhergehenden Abschnitten alle wichtigen Einflüsse kennen gelernt, durch welche Fehler und Fehlererscheinungen beim Stromwandler hervorgerufen werden, und gelangen nun noch am Schlusse dieser Arbeit zu denjenigen Erscheinungen, die durch die Kurvenform des Wechselstromes und der Wechselspannung sowie durch die Remanenz des Eisens und durch Ladeerscheinungen bedingt sind.

Hierbei soll jedoch dieses Kapitel nicht wie die vorhergehenden eingehend behandelt werden, sondern es sollen vielmehr nur der Vollständigkeit halber diese überaus wichtigen und aktuellen Erscheinungen kurz besprochen werden, da dieselben später den Gegenstand einer neuen Arbeit bilden werden.

¹⁾ Mark L. Harned, Operating Characteristics of Current Transformers, Electrical World 1916, Bd. 67, S. 869.

Von allen diesen Erscheinungen, die in diese Kategorie gehören, finden wir in der einschlägigen Literatur nur diejenige der Kurvenform kurz besprochen, dagegen haben die Remanenz-, Sättigungs- und Ladeerscheinungen bisher beim Stromwandler noch keine nennenswerte Beachtung gefunden, trotzdem alle diese Einflüsse nicht nur im Stromwandlerbau, sondern auch im Betriebe ganz ohne Zweifel eine enorm wichtige Rolle spielen, da die hierdurch verursachten Fehler unter Umständen ein Vielfaches der bereits besprochenen ausmachen können.

Auf diese Einflüsse ist man erst in neuester Zeit aufmerksam geworden, da die immer mehr gesteigerten Betriebsspannungen Nebenerscheinungen verursachen, welche ihrerseits wieder Abwehrmaßnahmen erforderten, die Konstruktionsfehler im Stromwandler oder sonst scheinbar belanglose Einflüsse in doppelter Stärke hervortreten ließen. Dies gilt namentlich für die Ladeerscheinungen in den Wicklungen und den übrigen Metallteilen eines Stromwandlers. Aber auch die Kurvenform der Ströme hängt mit solchen Erscheinungen zusammen und kann durch dieselben verzerrt werden, so daß gewaltige Fehler entstehen, die bei der Nachprüfung auf dem normalen Prüfstande nicht vorhanden sind. Ebenso verursachen Remanenzerscheinungen im Eisen, gleichgültig ob dieselben von vornherein dem verwendeten Eisen anhaften oder durch Gleichstromfelder beliebiger Herkunft erzeugt werden, Abweichungen, die nicht mehr innerhalb der Fehlergrenze liegen. Namentlich unkonstante Remanenzerscheinungen, wie solche durch Überspannungswellen erzeugt werden, verursachen außerordentlich große Fehler, die sich zudem sehr stark ändern.

Wir müßten daher alle diese Fehlererscheinungen zusammen behandeln, da sie mehr oder weniger stark miteinander verkettet sind und sich gegenseitig unterstützen oder abschwächen. Wir wollen jedoch wie in den früheren Abschnitten auch hier die einzelnen Fehlererscheinungen für sich behandeln und eine Einteilung derselben vornehmen, die dann als Grundlage für die bereits erwähnte spätere Arbeit dient, da sich auf diese Weise die zum Teil recht verwickelten Verhältnisse besser klären lassen. Wir können dabei ungefähr folgende Einteilung vornehmen:

1. Einfluß der Kurvenform, der Remanenz und der Sättigung.
 - a) Einfluß der Spannungskurve,
 - b) Einfluß der Stromkurve,
 - c) Einfluß der Remanenz auf die Kurvenform,
 - d) Einfluß der Remanenz auf die Verluste und auf die Fehler,
 - e) Einfluß der Sättigung auf die Kurvenform.
2. Einfluß der Überspannungs- und Ladeerscheinungen.
 - a) Einfluß der Überspannungen auf die Kurvenform und die Remanenz,
 - b) Einfluß der Überspannungsschutzmittel auf die Kurvenform, die Phasenverschiebungen und die Remanenz,
 - c) Einfluß der Ladeerscheinungen auf die Stromverteilung in den Wicklungen,
 - d) Einfluß der Ladeerscheinungen auf den Sekundärkreis, Resonanzerscheinungen,
 - e) Einfluß der Wicklungskapazität und der Ableitung.

Die erstere Gruppe von Einflüssen spielt bei allen Arten von Stromwandlern eine überaus wichtige Rolle, da schon bei der Konstruktion zum Teil auf dieselben Rücksicht genommen werden muß. Die zweite Gruppe dagegen kommt nur bei Stromwandlern für Hochspannungsanlagen in Betracht und muß dort unbedingt berücksichtigt werden, da Versuche ergeben haben, daß ein auf dem normalen Prüfstande bei Niederspannung einwandfrei arbeitender Stromwandler bei Hochspannung außerordentlich große Fehler ergeben kann. Auffallend ist bei diesen Erscheinungen, daß die hierdurch verursachten Fehler in der Nähe von etwa 10000 Volt ein erstes Maximum

aufweisen, dann bis etwa 20000 Volt wieder etwas abnehmen, um von da an ständig zuzunehmen. Gerade diese Erscheinung mahnt uns zur Vorsicht in der Anwendung der Stromwandler bei sehr hohen Spannungen, da bei Spannungen von etwa 40000 Volt an aufwärts ein einwandfreies Arbeiten derselben nicht mehr möglich ist. Der Grund dieser Erscheinungen liegt eben in den Ladeerscheinungen, die um so größer werden, je höher die Netzspannung ist. Auf diese Erscheinungen weist auch bereits Kuhlmann¹⁾ in seiner Arbeit über die Grundzüge des Überspannungsschutzes in Theorie und Praxis hin, indem er in den aufgestellten Thesen sagt: „(35) Von der Verwendung von Meßtransformatoren sollte bei Spannungen über 20000 Volt abgesehen werden, die Messung der Spannung nur auf der Unterspannungsseite erfolgen, da man Transformatoren kleiner Leistung kaum gut genug isolieren kann und die größere Meßgenauigkeit meist nur in der Vorstellung besteht.“

Dies gilt aber nicht nur etwa für Spannungswandler, sondern findet auch auf Stromwandler Anwendung, da dieselben auch durch die Spannung beeinflusst werden. Wir wollen uns aber hier nicht näher auf diese Erscheinungen einlassen und nur noch zum Schlusse kurz den Einfluß der Strom- und Spannungskurven auf die Fehler besprechen.

Wir haben bereits in Gl. 13) bis 20) kennen gelernt, daß die Form der Spannungskurve einen erheblichen Einfluß auf die Suszeptanz und die Konduktanz des Erregerstromkreises ausübt. Gl. 18) zeigt uns, daß die Konduktanz g_a umgekehrt proportional dem Quadrate des Formfaktors ist und ebenso zeigt uns Gl. 13), daß die Suszeptanz b_a umgekehrt proportional dem Formfaktor ist, wenn wir darin an Stelle von 4,44 den Faktor $4f_e$ setzen. Damit wird für einen stoßfugenlosen Eisenkern der Ausdruck für den Winkel α zwischen der EMK E_1 und dem Magnetisierungsstrom

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{b_a}{g_a} = \frac{a w_{ei}}{w_{ei}} \cdot \frac{2\sqrt{2} f}{\gamma_{ei}} \cdot f_e \cdot B_{\max} \cdot 10^{-5} \dots \dots \dots 30)$$

Sehen wir vorerst darin vom Einfluß des Formfaktors auf aw_{ei} und w_{ei} ab, so nimmt daher dieser Winkel bei konstanter Induktion proportional mit dem Formfaktor zu, d. h. eine spitze Spannungskurve vergrößert ohne Rücksicht auf aw_{ei} und w_{ei} den Winkel α und verkleinert dagegen die Konduktanz g_a . Ziehen wir nun ferner in Betracht, daß die Konduktanz sich umgekehrt proportional mit dem Quadrate des Formfaktors verändert, so folgt daraus, daß eine flache Spannungskurve ungleich größere Abweichungen verursachen muß als eine spitze derselben Größenordnung. Dieses Ergebnis bestätigt sich auch tatsächlich durch Versuche, trotzdem wir in den obigen Beziehungen den Einfluß von aw_{ei} und w_{ei} nicht berücksichtigt haben. Berücksichtigen wir nun schließlich auch noch die Abhängigkeit von aw_{ei} und w_{ei} vom Formfaktor, so ergibt sich, daß bei den bei Stromwandlern üblichen Periodenzahlen und bei nicht allzu starken Kurvenverzerrungen sich aw_{ei} nur äußerst wenig ändert, dagegen ändert sich w_{ei} , wie Gl. 20) zeigt, sehr stark.

Bei konstanter Induktion setzen sich bekanntlich die Verluste im Eisen zusammen aus den Wirbelstromverlusten und aus den Hystereseverlusten, wobei die Hystereseverluste unabhängig vom Formfaktor, dagegen die Wirbelstromverluste mit dem Quadrate des Formfaktors zu- oder abnehmen.

Streng genommen dürften wir eigentlich nicht von einer konstanten Induktion ausgehen, sondern wir müßten richtigerweise unseren Betrachtungen eine konstante effektive Spannung bei veränderlicher Kurvenform zugrunde legen, da sich die Eiseninduktion nach der Kurvenform der Spannungskurve richtet. Dabei ergibt sich dann gerade das Umgekehrte, indem dann die Hystereseverluste vom Formfaktor abhängen,

¹⁾ K. Kuhlmann, Grundzüge des Überspannungsschutzes in Theorie und Praxis. Bull. des S. E. V. 1914, S. 142.

dagegen die Wirbelstromverluste unabhängig davon sind, wie dies z. B. auch in der Gl. 20) für die Konduktanz zum Ausdruck kommt. Bei spitzer Spannungskurve ist dann die Kurve des Kraftflusses flach, die maximale Induktion also kleiner, und umgekehrt bei flacher Spannungskurve ist die Kraftflußkurve spitz, daher die maximale Induktion größer als bei Sinusform.

Infolge dieser Beeinflussung des Winkels α und der Konduktanz g_a durch die Kurvenform der Spannungskurve wird aber nicht nur bei stark verzerrten Spannungskurven der Übersetzungsfaktor p_i , sondern auch die Winkelabweichung ψ_i erheblich beeinflußt, so daß dadurch Fehler entstehen, die nicht mehr innerhalb der Fehlergrenze fallen. Diese Erscheinung des ungünstigen Einflusses der Spannungskurve zeigt sich beispielsweise bei Stromwandlern, die im Stromkreise elektrischer Lichtbogenöfen liegen, in außerordentlich starkem Maße, da dort sehr spitze Spannungskurven auftreten, auch wenn der Strom fast sinusförmig ist. Die Größenordnung der hierdurch in solchen Stromkreisen verursachten Fehler kann bis 5 % und mehr betragen, wie experimentelle Untersuchungen¹⁾ gezeigt haben. Natürlich spielt beim Einfluß der Kurvenform der Spannungskurve auch die Größe der Sättigung und etwa vorhandene Remanenz eine wichtige Rolle. Es zeigt sich nämlich, daß bei sehr kleiner und sehr großer Sättigung der Einfluß der Spannungskurve ganz bedeutend stärker ist als bei mittleren. Da aber nun Stromwandler im allgemeinen bei mittleren und kleinen Eiseninduktionen arbeiten, so muß sich bei veränderlichen Strömen der Einfluß des Formfaktors in ganz verschiedenem Maße geltend machen, so daß bei gleichbleibender Spannungskurve und gleichbleibender Stromkurve des Primärstromes nicht über einen ganzen Meßbereich die Kurvenform des Sekundärstromes dieselbe bleibt. Diese Erscheinung kommt daher, daß bei sinusförmiger Spannungs- und Kraftflußkurve der Magnetisierungsstrom infolge der Hysteresearbeit nicht sinusförmig ist, sondern um so mehr von der Sinusform abweicht, je größer die Eiseninduktion wird. Außerdem nimmt bei abnehmendem Primärstrom der Magnetisierungsstrom nicht in demselben Maße ab, wie der Sekundärstrom, so daß sich die verzerrte Kurvenform des Magnetisierungsstromes immer mehr geltend macht. Ist nun zudem noch die Spannungskurve verzerrt, so muß um so mehr der Magnetisierungsstrom verzerrt sein, oder aber es kann auch der Fall eintreten, daß dadurch sich die Kurvenform desselben mehr der Sinusform nähert, wodurch auch Fehler entstehen, da derselbe normalerweise entsprechend der Hysteresearbeit verzerrt ist. Hier greifen also bereits die Einflüsse der Spannungs- und der Stromkurven ineinander über, so daß wir streng beide Einflüsse nicht mehr voneinander trennen können. Solange deshalb der Primärstrom annähernd sinusförmig ist, wird bei den üblichen Eisenbeanspruchungen und bei nicht allzu starken Verzerrungen der Spannungskurve der Einfluß der letzteren nicht übermäßig groß sein. Sobald aber auch noch der Primärstrom verzerrt ist, so erreichen die auftretenden Fehler außerordentlich große Werte, da dadurch der Sekundärstrom sehr stark verzerrt wird. Gerade diese Erscheinungen sind bisher noch viel zu wenig gewürdigt worden, da man in der Regel annimmt, daß die auftretenden Fehler innerhalb der Fehlergrenze fallen, was jedoch meistens nicht zutrifft. Wie Messungen im Betriebe ergeben haben, verursachen in verhältnismäßig harmlosen und ruhigen Betrieben verzerrte Strom- und Spannungskurven sehr große Abweichungen, und nicht selten verursachen stark ausgeprägte Oberwellen im Sekundärkreis Resonanzerscheinungen, die gelegentlich zu Durchschlägen und Störungen führen.

Rechnerisch lassen sich alle diese Erscheinungen nur sehr schwer und nur an Hand von experimentellen Untersuchungen durchführen, da hierzu die Kurvenformen

¹⁾ Siehe auch J. Zenneck, Hochspannungsstörungen in Meßinstrumenten. Phys. Zeitschr. Bd. 12, S. 208, 1911, und J. Zenneck, Energiemessung an Hochspannungslichtbögen. Phys. Zeitschr. Bd. 12, S. 343, 1911.

der Spannung, des Primärstromes und des Magnetisierungsstromes oder des Sekundärstromes erforderlich sind.

Zur rechnerischen Untersuchung dieser Verhältnisse leisten uns auch die allgemeinen Stromwandlergleichungen wertvolle Dienste, indem wir daraus das Verhältnis vom Magnetisierungsstrom zum Sekundärstrom, sowie die Phasenverschiebung zwischen beiden ermitteln können.

Nach dem allgemeinen Stromwandlerdiagramm Abb. 2 ist das Verhältnis zwischen dem Magnetisierungsstrom und dem reduzierten Sekundärstrom

$$P_{1a} = \frac{J_a}{J_2'} = \sqrt{[(r_2' + r_A')g_a + (x_2' + x_A')b_a]^2 + [(x_2' + x_A')g_a - (r_2' + r_A')b_a]^2} \cdot 3I \quad (31)$$

Führen wir hierin wieder wie früher die totale sekundäre Phasenverschiebung ψ_{1a} zwischen beiden Strömen ein, so wird schließlich

$$P_{1a} = \frac{(r_2' + r_A')g_a [1 + \operatorname{tg} \varphi_{2t} \cdot \operatorname{tg} \alpha]}{\cos \psi_{1a}} \quad \dots \dots \dots 32$$

Nach dem Diagramm Abb. 2 ist dann ferner die Größe des Winkels ψ_{1a} bestimmt durch

$$\psi_{1a} = \varphi_{2t} - \alpha \quad \dots \dots \dots 33)$$

Hieraus können nun ohne weiteres für gegebene Verhältnisse die zugehörigen Phasenverschiebungen und Magnetisierungsströme ermittelt werden. Wie diese Gleichungen zeigen, werden offenbar die Verhältnisse beim Stromwandler am ungünstigsten, wenn φ_{2t} gleich Null oder negativ wird, da dann der Sekundärstrom gegenüber dem Magnetisierungsstrom ungewöhnlich kleine Werte annimmt. In diesem Falle muß deshalb eine verzerrte Spannungs- oder Stromkurve außerordentlich ungünstig auf die Kurvenform des Sekundärstromes einwirken. Aber nicht nur die Kurvenform macht sich in diesem Falle ungünstig bemerkbar, sondern auch Ladeerscheinungen treten dann am kräftigsten hervor.

Sind nun im Eisen noch Remanenzerscheinungen vorhanden oder wird remanenter Magnetismus durch Gleichströme oder überlagerte Gleichstromfelder erzeugt, wie solche z. B. durch Überspannungen hervorgerufen werden, so wird dadurch in erster Linie die Kurvenform des Sekundärstromes in Mitleidenschaft gezogen, da dann die Stromkurven unsymmetrisch zur Achse werden. Der remanente Magnetismus bleibt meistens auch nicht konstant, sondern verändert sich stark im Laufe der Zeit, so daß dadurch ganz variable Fehler entstehen. In einer Zentrale wurde z. B. festgestellt, daß die Fehler unter denselben Verhältnissen und Belastungen im Netz an verschiedenen Tagen zwischen $+10\%$ bis -6% variierte und die Untersuchungen ergaben, daß dies nur auf die veränderliche Remanenz zurückzuführen war.

Wir sehen daher aus diesen Besprechungen dieses Kapitels, daß diese Einflüsse noch umfassende theoretische und experimentelle Untersuchungen erfordern, die den Rahmen dieser Arbeit weit übersteigen würden und deshalb einer späteren Arbeit vorbehalten werden sollen.