



Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000300802





ELEKTROMECHANISCHE  
KONSTRUKTIONEN.

---



# ELEKTROMECHANISCHE KONSTRUKTIONEN.

EINE SAMMLUNG

VON KONSTRUKTIONSBEISPIELEN UND BERECHNUNGEN

VON MASCHINEN UND APPARATEN FÜR STARKSTROM.

ZUSAMMENGESTELLT UND ERLÄUTERT

VON

GISBERT KAPP.

*F. Nr. 27 746*

MIT 25 TAFELN UND 54 TEXTFIGUREN.



BERLIN.

MÜNCHEN.

1898.

JULIUS SPRINGER.

R. OLDENBOURG.

*H 14*  
*xx*  
*308*



III 18141

Alle Rechte, insbesondere das der Uebersetzung in fremde Sprachen,  
vorbehalten.

Druck von H. S. Hermann in Berlin.

Akc. Nr. 488/52



## Vorwort.

Bei meinen Vorlesungen an der Königlichen Technischen Hochschule Berlin hat sich das Bedürfniss nach praktischen Beispielen für die Konstruktion von Dynamomaschinen und anderen Apparaten gezeigt, welche den Studirenden theils zum besseren Verständniss des Gegenstandes und theils als Vorbild für eigene Konstruktionen dienen können. Zu diesem Zwecke habe ich die Tafeln dieses Werkes angefertigt. Sie sind nicht nur an der Berliner, sondern auch an anderen Hochschulen in Gebrauch. Bald nachdem die ersten Tafeln in Umlauf gesetzt waren, bin ich von verschiedenen Seiten darauf aufmerksam gemacht worden, dass der Zweck dieser Sammlung erst dann voll erreicht werden könne, wenn die Tafeln mit einem Text zu ihrer Erklärung versehen würden. Ich habe deshalb zu den Tafeln Erläuterungen geschrieben, und um diese, welche nothwendiger Weise die Form einer kritischen Behandlung der verschiedenen Konstruktionen annehmen mussten, auf einer einheitlichen Grundlage auszuarbeiten, habe ich die wichtigsten Bezeichnungen und Formeln den Beschreibungen vorangestellt. Auf diese Weise ist das vorliegende Werk entstanden.

Wenn auch die unmittelbare Ursache der Entstehung dieses Werkes rein akademischer Natur ist, so habe ich doch bei seiner Bearbeitung die Bedürfnisse der Praxis in erster Linie berücksichtigt, denn das Ziel einer technischen Wissenschaft muss immer ihre praktische Anwendung bleiben. Das Werk ist also nicht nur für Studirende, sondern auch für Praktiker bestimmt.

Die meisten Konstruktionen konnte ich durch die freundliche Unterstützung von Seite der elektrotechnischen Firmen der Praxis entnehmen. Nur in wenigen Fällen, wo solche Konstruktionen nicht erhältlich waren, habe ich meine eigenen Konstruktionen aufgenommen, damit die Sammlung doch alle wichtigeren Typen enthalten möge. Eine besondere Reihenfolge konnte nicht beobachtet werden, weil im Interesse der Studirenden das Material in der Reihenfolge, in der es eben einging, ohne Zeitverlust zum Gebrauch vorbereitet werden musste. Uebrigens ist der Mangel einer systematischen Anordnung des Materiales kein Nachtheil, weil durch die Formel-

sammlung und durch die Behandlung jeder Konstruktion für sich der Leser in den Stand gesetzt wird, jede derselben unabhängig von den anderen zu studiren.

Eine Begründung oder Ableitung der Formeln ist in keinem Falle gegeben worden, denn sie gehört nicht in ein Werk, welches, wenn auch nicht seiner Form, so doch seinem Inhalte nach, den Charakter eines elektromechanischen Taschenbuches hat. Andererseits möchte ich es vermeiden, dass durch diese Zusammenstellung von Formeln bei den Studirenden und vielleicht auch bei Praktikern der Gedanke erweckt wird, dass durch diese Formeln ein tieferes Eindringen in den Gegenstand entbehrlich werde. Formeln sind recht gute und brauchbare Werkzeuge, wenn man weiss, wie sie entstanden sind und wie sie angewendet werden müssen. Diese Kenntniss setzt aber Fachstudium und gesunden Menschenverstand voraus, und deshalb rathe ich dem Leser, keine der Formeln anzuwenden, bevor er durch Studium des Gegenstandes überhaupt und der hier gegebenen Beispiele die Bedeutung und Tragweite der Formeln kennen gelernt hat.

Die Berechnung der Beispiele ist nicht mit mathematischer, sondern nur mit jenem Grad von Genauigkeit durchgeführt, der für praktische Bedürfnisse ausreicht, und der sich ohne besondere Vorsicht mit dem Rechenschieber erreichen lässt. Erfolg in Konstruktionen dieser Art hängt nicht von peinlicher Genauigkeit in der Berechnung bis zur letzten Decimalstelle ab, sondern von der richtigen Würdigung der wissenschaftlichen Grundlagen und von einer gewissen Befähigung des Konstrukteurs, die ich seinen mechanischen Instinkt nennen möchte.

Die äussere Form des Buches ist durch die Grösse der Tafeln bedingt worden. Ein etwas breiter Rand war in Folge dessen unvermeidlich; ich betrachte das jedoch nicht als einen Nachtheil, weil der Leser bei einem Buch dieser Art oft in die Lage kommt, Randbemerkungen machen zu müssen.

Es sei mir an dieser Stelle gestattet, jenen Firmen, welche durch Mittheilung ihrer Konstruktionen die Herstellung dieses Buches möglich gemacht haben, meinen wärmsten Dank auszusprechen. Ebenso danke ich den Herren Behrend und Magnus für ihre Mitwirkung bei der Herstellung der Tafeln und dem Erstgenannten für seine Mitarbeiterschaft bei Aufstellung der Formeln (80) bis (96) über Drehstrommotoren. Herrn v. Malinowsky danke ich für Lesen der Korrekturabzüge und Kontrolle der Rechnungen.

Berlin, Oktober 1897.

**Gisbert Kapp.**

# Inhalt.

	Seite
Bezeichnungen und Formeln . . . . .	1
100 Kwt Drehstromgenerator ( <i>Tafel I</i> ) . . . . .	35
100 Kwt Drehstromgenerator ( <i>Tafel II</i> ) . . . . .	57
60 Kwt Wechselstrommaschine mit Flachringanker. Gebaut von der Maschinenfabrik Oerlikon ( <i>Tafel III und IV</i> ) . . . . .	69
100 Kwt Bahngenerator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel V</i> ) . . . . .	79
Strassenbahnmotor der Maschinenfabrik Oerlikon für 1 m Spurweite ( <i>Tafel VI</i> ) . . . . .	89
72 Kwt Gleichstromdynamo der Firma Gebrueder Naglo, Berlin ( <i>Tafel VII</i> ) . . . . .	97
48 Kwt Gleichstromdynamo, konstruirt von E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden ( <i>Tafel VIII</i> ) . . . . .	107
Wechselstromgenerator mit zwei Stromkreisen, konstruirt von E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden ( <i>Tafel IX</i> ) . . . . .	113
22,5 Kwt Gleichstromdynamo der Firma Elektrizitäts-Aktiengesellschaft vorm. Schuckert & Co., Nürnberg ( <i>Tafel X</i> ) . . . . .	123
200 Kwt Bahngenerator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel XI und XII</i> ) . . . . .	129
624 Kwt Gleichstromdynamo der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel XIII und XIV</i> ) . . . . .	139
210 Kwt Drehstromgenerator der Cie. de Fives-lille, Paris ( <i>Tafel XV</i> ) . . . . .	145
200 Kwt Drehstromgenerator der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel XVI und XVII</i> ) . . . . .	151
75 PS Drehstrommotor der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel XVIII</i> ) . . . . .	161
150 Kwt Einphasengenerator der Firma Crompton & Co., London ( <i>Tafel XIX</i> ) . . . . .	173
3,75 Kwt Gleichstromdynamo der Firma Siemens & Halske Aktien-Gesellschaft, Berlin ( <i>Tafel XX</i> ) . . . . .	177
500 Kwt Wechselstromgenerator der Firma Ganz & Comp., Budapest ( <i>Tafel XXI</i> ) . . . . .	179
36 Kwt Transformator, konstruirt von G. Magnus ( <i>Tafel XXII</i> ) . . . . .	183
200 PS Drehstromgenerator der Firma Berliner Maschinenbau-Aktien-Gesellschaft vorm. L. Schwartzkopff, Berlin ( <i>Tafel XXIII</i> ) . . . . .	187
800 Ampère Doppelzellenschalter für 19 Kontakte mit variablem Zwischenwiderstand und Funkenentziehung, konstruirt und gebaut von Dr. Paul Meyer, Berlin ( <i>Tafel XXIV</i> ) . . . . .	193
16 Kwt Transformator, konstruirt von E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden ( <i>Tafel XXV</i> ) . . . . .	195

### DRUCKFEHLER.

Seite 3 Formel (12)

Für  $\sigma$  schreibe  $\eta$ .

Für  $a_0^{15}$  schreibe  $a_0^{16}$ .

Seite 4 oben

Für  $\sigma$  schreibe  $\eta$ .

Für  $\delta$  schreibe  $\eta$ .

Seite 13 Zeile 10

Für inducirten schreibe inducirte.

Seite 32 Formel (92)

Für  $2\sigma - 1$  schreibe  $2\sigma + 1$ .

Tafel XXII

Für 0,456 Ohm schreibe 0,51 Ohm.

Für 0,0048 Ohm schreibe 0,0053 Ohm.

## Bezeichnungen und Formeln.

### Spulen.

Die Dicke  $\delta$  der Isolirschrift von doppelt oder dreifach mit Baumwolle umspinnenen Drähten ist in mm

$$\delta = 0,13 + 0,06 d \dots \dots \dots (1)$$

Dabei ist der Durchmesser des Drahtes  $d$  (oder bei rechteckigem Querschnitt der gleichwerthige Durchmesser) in mm einzusetzen.

Der Durchmesser des bespinnenen Drahtes ist

$$d^1 = 0,26 + 1,12 d \dots \dots \dots (2)$$

Der Widerstand in Ohm von 1m Draht von  $q$  qmm Querschnitt bei der Temperatur  $t^\circ$  C ist

$$w = 0,017 \left( 1 + 0,004 (t - 15) \right) \frac{1}{q} \dots \dots \dots (3)$$

Für angenäherte Rechnungen kann man mit Rücksicht auf Erwärmung auf 40—50° C setzen

$$w = 0,02 \frac{1}{q} \dots \dots \dots (4)$$

Die Temperaturerhöhung hängt ab von dem Verhältniss

$$o = \frac{O}{W}$$

wobei  $O$  die Oberfläche in qcm und  $W$  die in Wärme umgesetzten Watt bedeuten. Ausserdem wird die Temperaturerhöhung noch von der Luftzufuhr beeinflusst. Für stillstehende, einer starken Luftbewegung nicht ausgesetzte Spulen ist die Temperaturerhöhung in Graden Celsius

$$t^\circ = \frac{300}{o} \dots \dots \dots (5)$$

Für Spulen, die mit der Geschwindigkeit  $v$  m pro Sekunde durch die Luft bewegt werden und für Dynamo-Anker ist

$$\text{nach Versuchen des Verfassers } t^{\circ} = \frac{550}{0(1+0,1v)} \cdot \dots \dots \dots (6)$$

$$\text{nach Versuchen von Wilson } t^{\circ} = \frac{640}{0(1+0,18v)} \cdot \dots \dots \dots (7)$$

Wird die Formel für Dynamo-Anker angewendet, so bedeutet  $W$  den Gesamtverlust im Anker;  $O$  seine ganze äussere Oberfläche und  $v$  die Umfangsgeschwindigkeit.

Bei Spulen, die stillstehen, aber einer starken Luftbewegung ausgesetzt sind, ist die Erwärmung schätzungsweise als zwischen (5) und (7) liegend zu bestimmen.

Ueber Erwärmung der Transformatoren-Spulen siehe Fig. 5.

Das Kupfergewicht  $G$  in kg eines Leiters von 1 km Länge und  $q$  qmm Querschnitt ist

$$G = 8,9ql \cdot \dots \dots \dots (8)$$

Das Kupfergewicht  $G$  in kg einer Erregerspule, die  $X$  Ampèrewindungen führt und  $W$  Watt verbraucht, ist

$$\left. \begin{aligned} G &= \frac{1750}{W} \left( \frac{X}{1000} \right)^2 d^2 \\ G &= \frac{178}{W} \left( \frac{X}{1000} \right)^2 \pi^2 \end{aligned} \right\} \cdot \dots \dots \dots (9)$$

Dabei ist  $d$  der mittlere Durchmesser der Spule, wenn dieselbe cylindrisch ist, und  $\pi$  der mittlere Perimeter, wenn die Spule nicht cylindrisch ist; beide Werthe in Meter ausgedrückt.

### Eisenkörper.

Dicke der Blechscheiben bei Gleichstrom-Ankern nicht über 1,5 mm. Bei Wechselstrom-Ankern und Transformatoren 0,5 bis 0,7 mm. Raumverlust durch Isolation bei Papiereinlagen 10 bis 15 %. Raumverlust durch Isolation bei gestrichenen Blechen 5 bis 10 %.

Verluste durch Hysterese und Wirbelströme. Bedeutet  $P_v$  den Verlust in Watt bei 100 Perioden pro Sekunde für jedes kg Eisen, welches der Induktion  $B$  ausgesetzt ist, so gelten für Gleichstrom-Anker folgende Mittelwerthe

$$\left. \begin{array}{cccccccccccc} \frac{B}{1000} = & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 10 & 12 & 15 & 18 & 20 \\ P_v = & 0,66 & 1,06 & 1,6 & 2,4 & 3,3 & 4,2 & 5,7 & 7 & 12 & 17 & 23 & 28 \end{array} \right\} \cdot \dots \dots (10)$$

Für Wechselstrom-Anker und Transformatoren entnehme man den Verlust aus den Kurven Fig. 1.

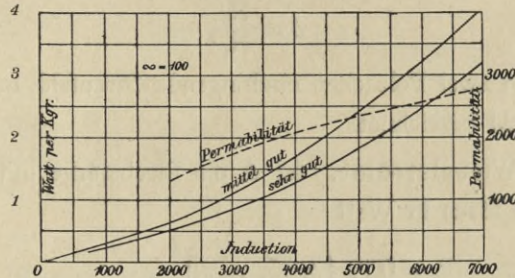


Fig. 1.

Die obere Kurve gilt für mittelgutes, die untere für das beste englische Blech.

Nach Steinmetz ist der Verlust für 1 ccm Eisen und für eine Periode in Erg

$$A = \eta B^{1.6}.$$

$\eta$  schwankt zwischen 0,0014 und 0,01. Blech, bei welchem

$$\eta = 0,0025,$$

ist für Transformatoren und solches, bei welchem

$$\eta = 0,004,$$

ist für Gleichstromanker eben noch brauchbar.

Ist G das der Induktion B ausgesetzte Eisengewicht in kg und  $\sim$  die Periodenzahl, so ist der Wattverlust

$$W = G \frac{\sim}{100} P_v \dots \dots \dots (11)$$

wobei  $P_v$  aus (10) oder Fig. 1 zu entnehmen ist.

Bei Wechselstromdynamos der Gleichpoltype ist diese Formel nicht anwendbar, weil die Induktion an verschiedenen Punkten verschiedene Werthe hat. Ist  $B_\alpha$  die Induktion im Luftraum und B eine ideelle Induktion, die bei Verwendung desselben Ankers mit Wechselepolen herrschen würde und deren Grösse so bemessen ist, dass durch sie der gleiche Hysterisisverlust erzeugt würde, so können wir setzen

$$B^{1.6} = C \cdot B_\alpha^{1.6}.$$

Der Coefficient C bestimmt sich aus folgender Formel

$$C = \frac{1}{\cos^{1.6} \alpha} \left( \left( \frac{1-\sigma}{2} \right)^{1.6} + \frac{\alpha}{\pi} \right) \left( \frac{1,66 D_0 (a_0 - a_0^{1.5} a_1^{-0.6}) + 5 (a_0^{1.6} a_1^{0.4} - a_0^2)}{D_0 (a_1 - a_0) + 4 (a_1^2 - a_0^2)} \right) \quad (12)$$

In dieser Formel ist

$$D_0 = D - 2 a_0,$$

wobei D der Durchmesser des Ankers ist.

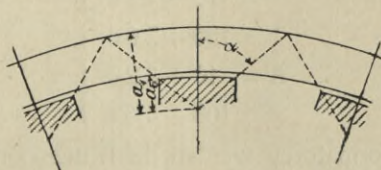


Fig. 2.

Dabei sind alle Längen in cm einzusetzen und haben die durch Fig. 2 gegebene Bedeutung.  $\sigma$  ist der Streuungsfaktor

$$\delta = \frac{N_0}{N_1},$$

wobei  $N_0$  das zwischen zwei Polzacken eindringende Streufeld und  $N_1$  das aus einer Polzacke strömende Feld bezeichnet.

Verlust durch Wirbelströme. Ist  $\Delta$  die Blechstärke in mm so ist der Effektverlust pro Kilogramm Eisen in Watt

$$P_v = 0,19 \left( \Delta \frac{\sim}{100} \frac{B}{1000} \right)^2 \dots \dots \dots (13)$$

### Transformatoren.

Die inducirte effektive EMK. Es bedeute:

- $\sim$  die Periodenzahl oder Frequenz des Wechselstromes,
- A den Querschnitt des Spulenkernes in qcm, wobei nur der von Eisen eingenommene Raum gerechnet wird.
- B die Induktion,
- $N = AB$  den magnetischen Kraftfluss,
- n die Anzahl Windungen in der Spule,
- e die EMK in Volt,

Dann ist

$$e = 4,44 \sim N n 10^{-8} \dots \dots \dots (14)$$

Verhältnisse des Eisenkörpers. Für einphasige Kerntransformatoren (Fig. 3)

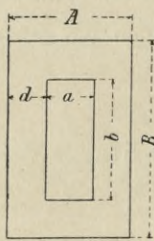


Fig. 3.

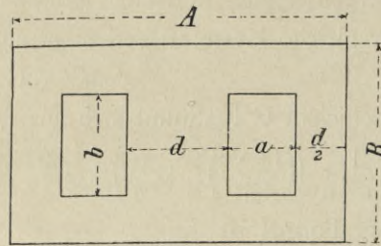


Fig. 4.

wählt man zweckmässig folgende Verhältnisse, alle Dimensionen in mm gerechnet.

$$\left. \begin{aligned} a &= 10 + 1,2 d \\ b &= 100 + 2,6 d \\ A &= 10 + 3,2 d \\ B &= 100 + 4,6 d \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (15)$$

Bei Dreiphasen-Transformatoren werden die Dimensionen b und B etwas grösser genommen. Bei Manteltransformatoren (Fig. 4) mache man:



$$\left. \begin{array}{l} b = d \\ a = 0,6 d \text{ bis } 0,7 d \\ A = 3,2 d \text{ bis } 3,4 d \\ B = 2,2 d \text{ bis } 2,4 d \end{array} \right\} \dots \dots \dots (16)$$

Diese Formeln sollen nur dazu dienen einen Anhaltspunkt für das erste Ansetzen der Zeichnung zu geben. Die Dimensionen können im Verlauf der Konstruktion, wo es zweckmässig erscheint, entsprechend geändert werden.

Erwärmung. Die Temperaturerhöhung des Transformators über Lufttemperatur kann aus den Kurven Fig. 5 entnommen werden. Als abkühlend ist jede Fläche zu rechnen, zu der die Luft oder das Oel vollkommen freien Zutritt hat.

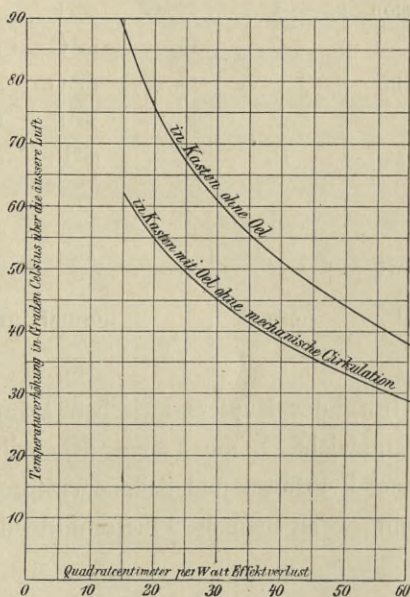


Fig. 5.

Bei Anwendung von Kühlschlangen oder Gebläsen kann je nach der Wirksamkeit der Kühlvorrichtung o bis auf die Hälfte oder ein Drittel der durch Fig. 5 gegebenen Werthe vermindert werden.

Leistung als Funktion der linearen Dimensionen. Liegt eine gute Konstruktion eines kleinen Normaltransformators vor, so kann man die m Mal grösseren Abmessungen eines neu zu entwerfenden Transformators der gleichen Type unter folgenden Bedingungen bestimmen:

- I. Die Abkühlungsfläche pro Watt ist dieselbe und die Erwärmung beider Apparate ist bei gleicher Kühlmethode dieselbe.
- II. Die magnetische und elektrische Beanspruchung des Materials ist dieselbe. Bei gleicher Kühlmethode ist die Erwärmung des grossen Trans-

formators grösser, oder bei gleicher Erwärmung muss die bei ihm angewendete Kühlmethode wirksamer sein.

- III. Die Beanspruchung des Materials im grossen Transformator soll um so viel grösser als im kleinen sein, dass die Abkühlungsfläche im Verhältniss 1 : m<sup>2</sup> kleiner ist als beim Normaltransformator. Dabei muss der grosse Transformator eine besonders wirksame Einrichtung zu seiner Kühlung erhalten. Für diese drei Fälle gelten die durch nachstehende Tabelle erläuterten Beziehungen.

Bezeichnung der Grössen	Kleiner Normal- trans- formator	Grosser Transformator			
		I	II	III	
Lineare Dimension	l	l =	ml	ml	ml
Gewicht	G	G <sub>1</sub> =	m <sup>3</sup> G	m <sup>3</sup> G	m <sup>3</sup> G
Abkühlungsfläche	O	O <sub>1</sub> =	m <sup>2</sup> O	m <sup>2</sup> O	m <sup>2</sup> O
Leistung	P	P <sub>1</sub> =	m <sup>3</sup> P	m <sup>4</sup> P	m <sup>5</sup> P
Verlust	P <sub>v</sub>	P <sub>v1</sub> =	m <sup>2</sup> P <sub>v</sub>	m <sup>3</sup> P <sub>v</sub>	m <sup>4</sup> P <sub>v</sub>
O : P <sub>v</sub>	o	o <sub>1</sub> =	o	$\frac{o}{m}$	$\frac{o}{m^2}$
Gewicht pro Kwt	g	g <sub>1</sub> =	g	$\frac{g}{m}$	$\frac{g}{m^2}$
Wirkungsgrad	normal		normal	grösser	grösser

Günstigste Vertheilung des Kupfers zwischen Primär- und Sekundär-Spule. Ist G das gesammte Kupfergewicht, l<sub>1</sub> die Länge der primären, l<sub>2</sub> die Länge der sekundären Wicklung; i<sub>1</sub> und i<sub>2</sub> Primär- und Sekundär-Strom, so werden die Stromwärme-Verluste ein Minimum, wenn man die Querschnitte der Leiter so wählt, dass das Gewicht

$$\left. \begin{array}{l} \text{der primären Wicklung} \\ \text{der sekundären Wicklung} \end{array} \right\} \begin{array}{l} G_1 = G \frac{l_1 i_1}{l_1 i_1 + l_2 i_2} \\ G_2 = G \frac{l_2 i_2}{l_1 i_1 + l_2 i_2} \end{array} \dots \dots \dots (17)$$

Ist  $\pi_1$  die mittlere Länge einer Primärwindung und  $\pi_2$  jene einer Sekundärwindung, so ist auch

$$\frac{G_1}{G_2} = \frac{\pi_1}{\pi_2}$$

Daraus folgt, dass die Stromdichte in beiden Leitern dieselbe sein muss

$$\frac{i_1}{q_1} = \frac{i_2}{q_2} \dots \dots \dots (18)$$

Leerlaufstrom. Ist l die Länge des magnetischen Pfades,  $\delta$  die gesammte Länge der Unterbrechungsstellen an den Stossfugen, B die Induktion,  $\mu$  die Permea-

bilität (punktirte Kurve Fig. 1) und  $n$  die Windungszahl der Primärwicklung, so ist der Magnetisierungsstrom d. h. die wattlose Komponente des Leerlaufstromes

$$i_{\mu} = \frac{B}{1,78 n} \left( \frac{1}{\mu} + \delta \right) \dots \dots \dots (19)$$

Bezeichnet  $P_v$  die Eisenverluste bei der primären Klemmenspannung  $e$ , so ist die Wattkomponente des Leerlaufstromes

$$i_h = \frac{P_v}{e} \dots \dots \dots (20)$$

Der Leerlaufstrom ist

$$i_0 = \sqrt{i_{\mu}^2 + i_h^2} \dots \dots \dots (21)$$

**Schalterkontakte und Bürsten.**

Stromdichte bei lamellirten, federnden Schleifkontakten nicht mehr als

$$30 \text{ Ampère per qcm} \dots \dots \dots (22)$$

Bei Bürsten und Kommutatoren oder Schleifringen ist die Auflagefläche so zu bemessen, dass die Stromdichte folgende Werthe hat:

Kupferbürsten . . . . .	23 bis 27 A per qcm	}	. . . . . (23)
Messingbürsten . . . . .	15 bis 20 A per qcm		
Kohlenbürsten . . . . .	4 bis 7 A per qcm		

**Gleichstrom-Dynamos.**

Es sei

- D der Durchmesser des Ankers in cm,
- L die Länge des Ankers in cm,
- N der gesammte, einem Polpaar entsprechende magnetische Fluss im Anker,
- $N_s$  der einem Polpaar entsprechende Streufluss,
- $N_m$  der Fluss durch Magnetschenkel und Joch,
- p die Anzahl der Polpaare,
- z die Anzahl wirksamer Leiter über den ganzen Umfang des Ankers gezählt,
- U die Umdrehungszahl pro Minute.

Dann ist für Anker mit Parallelschaltung die inducirte EMK in Volt

$$e = N z \frac{U}{60} 10^{-8} \dots \dots \dots (24)$$

und für Anker mit Reihenschaltung

$$e = p N z \frac{U}{60} 10^{-8} \dots \dots \dots (25)$$

Für die letzteren gilt

$$\left. \begin{aligned} z &= 2 p y \pm 2 \\ z &= p (y_F + y_R) \pm 2 \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (26)$$

wobei  $y$  eine ungerade Zahl, nämlich den auf der Front- und Rückseite gleichen Wicklungsschnitt bedeutet. Ebenso bedeutet bei ungleichem Wicklungsschnitt  $y_F$

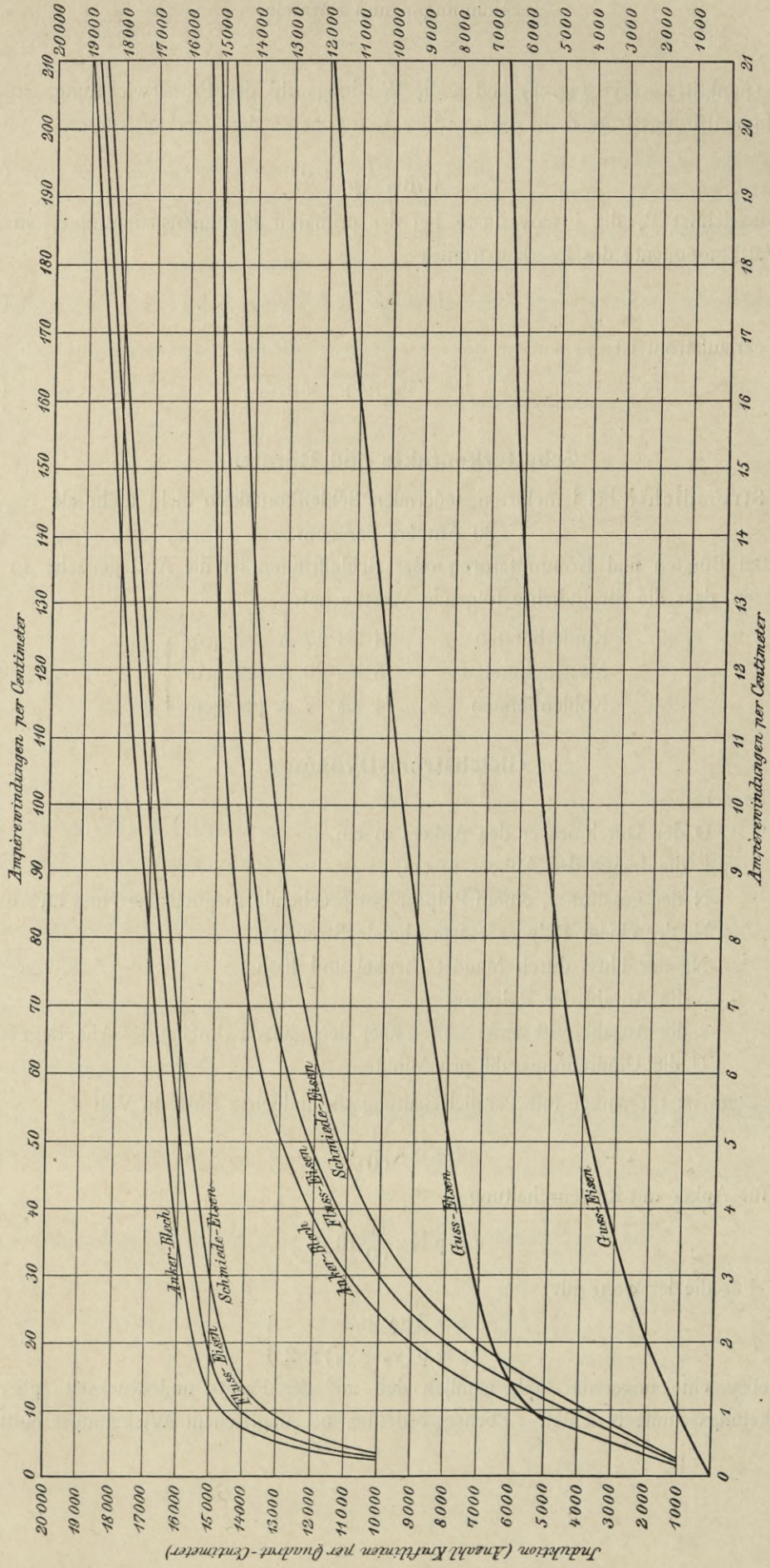


Fig. 6.

jenen auf der Frontseite und  $y_R$  jenen auf der Rückseite. Beides müssen ungerade Zahlen sein. Macht man  $y_F$  annähernd gleich der Polbreite und  $y_R$  annähernd gleich der Summe der Polbreite und Abstand zwischen den Polen, so erhält man, wie Mordey zuerst angegeben hat, eine Wickelung, bei welcher der Ankerstrom keine oder nur eine ganz unbedeutende entmagnetisirende Wirkung auf das Feld ausübt. Das Gleiche gilt für Anker mit Parallelschaltung, wobei  $y_F$  und  $y_R$  beide nahezu gleich der Polbreite sein müssen. Durch diese Wickelung kann wegen verminderter Anker-rückwirkung die Leistung der Maschine um 15 bis 20% gesteigert werden.

Die im Text für Querschnitt, Länge, Induktion und Ampèrewindungen gebrachten Bezeichnungen sind in folgender Tabelle enthalten.

	Anker	Luftraum	Magnet-schenkel	Joch
Magnetischer Fluss . . . . .	N	N	$N_m$	$N_j$
Querschnitt . . . . .	$A_a$	$A_\alpha$	$A_m$	$A_j$
Länge . . . . .	$l_a$	$2\delta$	$l_m$	$l_j$
Induktion . . . . .	$B_a$	$B_\alpha$	$B_m$	$B_j$
Ampèrewindungen . . . . .	$X_a$	$X_\alpha$	$X_m$	$X_j$

Die Gesamtterregung für jeden in sich geschlossenen magnetischen Kreis bei stromlosem Anker ist

$$X = X_a + X_\alpha + X_m + X_j \dots \dots \dots (27)$$

wobei die Werthe von  $X_a$ ,  $X_m$  und  $X_j$  aus den Magnetisirungskurven Fig. 6 zu entnehmen sind,

und für  $X_\alpha$  die Formel gilt

$$X_\alpha = 0,8 \times 2\delta \times B_\alpha \dots \dots \dots (28)$$

Statische Charakteristik. Um die Beziehung zwischen  $e$  und  $X$  zu finden, verfährt man folgendermaassen:

Man bestimmt zunächst aus (24) oder (25) das Verhältniss zwischen  $e$  und  $N$  und dann  $X$  als Funktion von  $N$ . Man nimmt einen Werth für  $N$  an und berechnet daraus  $B_a$  und  $B_\alpha$ ; das Letztere mit Rücksicht auf die Ausbreitung des Feldes an den Polhörnern. Aus diesen Werthen bestimmt man

$$X_a + X_\alpha;$$

und die Streuung

$$N_s = \frac{X_a + X_\alpha}{e} \dots \dots \dots (29)$$

$$e = \frac{e'}{\sqrt{\frac{DL}{p}}} \dots \dots \dots (30)$$

Der Werth von  $\varrho'$  hängt von der Type der Maschine ab. Für einige Typen ist er in Fig. 7 eingeschrieben.

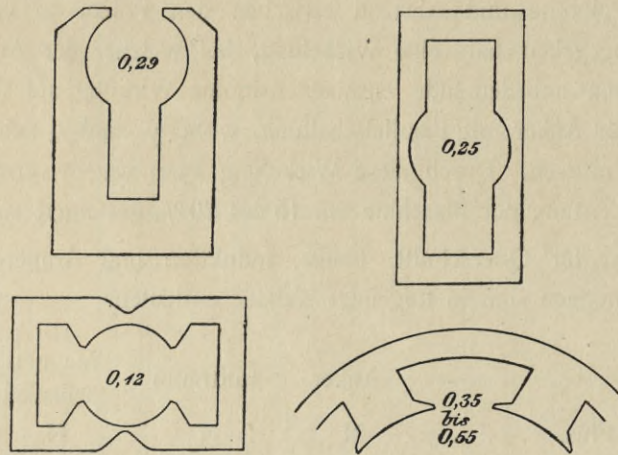


Fig. 7.

Aus

$$N_m = N + N_s \dots \dots \dots (31)$$

und den Magnet- und Jochquerschnitten bestimmt man  $B_m$  und  $B_j$  und aus den Kurven Fig. 6 die zugehörigen Ampèrewindungen  $X_m$  und  $X_j$ .

Die gesammte Erregung findet man nach (27).

Wird das Verfahren für verschiedene Werthe von  $N$  wiederholt, so kann man die magnetische Charakteristik aufzeichnen. Nach dieser zeichnet man dann unter Berücksichtigung des bekannten Verhältnisses

$$e : N$$

die statische Charakteristik  $e$  als Funktion von  $X$ .

Dynamische Charakteristik. Zu

$$X_a + X_\alpha$$

in Gleichung (29) und zu  $X$  in Gleichung (27) werden die Gegenwindungen des Ankers,  $X_g$ , addirt und im Uebrigen wird das oben beschriebene Verfahren befolgt.

$X_g$  hängt von der Bürstenverschiebung ab. Für die nach Mordey'scher Methode (siehe oben) gewickelten Anker kann man  $X_g$  vernachlässigen. Bei gewöhnlichen Wickelungen kann man für  $X_g$  annähernd das Produkt: Stromstärke in einem Leiter  $\times$  Anzahl der Leiter zwischen den Polkanten setzen.

Funkengrenze. Bedeutet  $X_q$  die Querwindungen (Stromstärke in einem Leiter  $\times$  Anzahl Leiter unter einem Pole), so ist die Bedingung für funkenlosen Gang bei

$$\left. \begin{array}{l} \text{Trommelankern} \dots 2000 \leq B_\alpha \frac{X_\alpha - X_q}{X_\alpha} \\ \text{Ringankern} \dots 3000 \leq B_\alpha \frac{X_\alpha - X_q}{X_\alpha} \end{array} \right\} \dots \dots \dots (32)$$

Magnetische Anziehung. Zwischen der Polfläche  $A_\alpha$  und dem Anker herrscht bei der Induktion  $B_\alpha$  eine magnetische Anziehung

$$F = \frac{A_\alpha}{24,6} \left( \frac{B_\alpha}{1000} \right)^2 \text{ kg} \dots \dots \dots (33)$$

Induktion $\frac{B_\alpha}{1000}$ . . . . .	1	2	3	4	5	6	7	8				
Magnetische Anziehung } pro qcm Fläche in kg }	. .	0,04	0,16	0,36	0,65	1,01	1,47	2	2,6			
Induktion $\frac{B_\alpha}{1000}$ . . . . .	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Magnetische Anziehung } pro qcm Fläche in kg }	3,3	4,1	4,9	5,8	6,8	8	9,1	10,4	11,7	13,2	14,7	16,2

Welle. Ist

$$R = \frac{D}{2} \text{ der Radius des Ankers,}$$

L seine Länge,

D' die Entfernung Mitte Anker zur Mitte des nächstliegenden Lagers, so kann der Durchmesser der Welle innerhalb des Ankers nach folgender Formel berechnet werden

$$d = \frac{1}{3} \sqrt[3]{R L D'} \dots \dots \dots (34)$$

Bei langen Ankern, deren Nabe als eine Versteifung der Welle betrachtet werden kann, mache man d entsprechend kleiner.

Lager. Dieselben werden mit Rücksicht auf den Wellendurchmesser dimensionirt und müssen übrigens auch der Formel genügen

$$q = \frac{15}{v} \text{ bis } \frac{20}{v} \dots \dots \dots (35)$$

wobei v die lineare Geschwindigkeit des Zapfens in m pro Sekunde und q die Lagerpressung in kg pro qcm Auflagefläche bezeichnet. Bei der Bestimmung von q ist nicht nur das Gewicht des Ankers, sondern auch eine etwaige Beanspruchung durch einen Riemen in Rechnung zu ziehen. Als Auflagefläche rechne man das Produkt von Durchmesser und Länge des Zapfens.

Das Verhältniss Länge : Durchmesser schwankt zwischen 2,5 und 3,5. Ausserdem ist bei überhängenden Riemenscheiben der so gefundene Zapfendurchmesser nach den bekannten Formeln der Mechanik unter Berücksichtigung des Biegungs- und Torsionsmomentes auf Festigkeit zu kontrolliren und, wenn nöthig, zu verstärken.

### Oberflächliche Berechnung der Leistung einer Maschine aus ihren Dimensionen.

Bezeichnet  $P$  die Leistung der Maschine in Kwt, so ist unter Beibehaltung der obigen Bezeichnung

$$P = C D^2 L U 10^{-6} \dots \dots \dots (36)$$

Ist  $D$  ungefähr 30 cm, so ist für zweipolige Maschinen, deren Klemmenspannung in den Grenzen 100 bis 300 V liegt,

$$C = 0,66 \text{ für Ringanker,}$$

$$C = 1,00 \text{ für Trommelanker.}$$

Für  $D < 30$  ist  $C$  etwas kleiner zu nehmen.

Für  $D > 30$  ist  $C$  etwas grösser zu nehmen.

Für mehrpolige Trommelmaschinen (100 bis 300 V) kann (36) auch angewendet werden. Den Coefficienten  $C$  wähle man je nach dem Durchmesser des Ankers, wobei die folgende Tabelle benutzt werden kann

$$\begin{array}{cccc} D = \dots & 50 & 100 & 200 & 300 \\ C = \dots & 1 & 1,15 & 1,45 & 1,75 \end{array} \dots \dots \dots (37)$$

Für höhere Spannungen als 300 V ist besonders für kleinere Maschinen  $C$  etwas kleiner zu nehmen.

Diese Werthe sowie Formel (36) sind nur als grobe Annäherungen zu betrachten und sollen bloss dazu dienen, beim ersten Entwurf einer Maschine das Ansetzen der Zeichnung zu erleichtern oder die rasche Bestimmung der Dimensionen einer Maschine aus jenen einer anderen Maschine gleicher Type aber verschiedener Grösse zu ermöglichen. Je nach der Geschicklichkeit des Konstrukteurs, der Genauigkeit der Ausführung und der Beanspruchung in Bezug auf Erwärmung und Funken kann  $C$  von den hier gegebenen Werthen bedeutend abweichen.

### Wechselstrom-Dynamos.

Es sei

- $D$  Durchmesser des Ankers in cm,
- $L$  Länge des Ankers in cm,
- $\tau$  Theilung, d. h. die Entfernung zweier benachbarter Pole ungleichen Zeichens,
- $P$  Polbreite in cm,
- $S$  Breite der Wickelung in einer Spulenseite (Spulenbreite) in cm,
- $p$  Anzahl Pol-Paare,
- $q$  Anzahl einer Phase angehöriger Drähte in einer Spulenseite oder in einem Loch,
- $2p$  Anzahl Spulenseiten in einer Phase,
- $z = 2pq$  Anzahl Drähte in einer Phase,
- $N$  Kraftfluss durch den Anker bei Wechseipol-Maschinen pro Pol-Paar,



- $N_m$  Kraftfluss durch Magnetschenkel und Joch bei Wechselfol-Maschinen pro Pol-Paar,
- $N_1$  Kraftfluss durch den Anker bei Gleichpol-Maschinen pro Pol-Zacke,
- $N_0$  Kraftfluss durch den Anker bei Gleichpol-Maschinen pro Lücke,
- $k$  ein Coefficient,
- $e$  die in einer Phase bei Leerlauf inducirte EMK in Volt,
- $\omega$  die Periodenzahl,
- $U$  Umdrehungszahl pro Minute,

$$\omega = \frac{U}{60} p \dots \dots \dots (38)$$

**Allgemeine Formel für die inducirten EMK.**

Der effektive Werth der EMK, welche in jeder Phase bei offenen Klemmen inducirt wird, ist in Volt

$$e = k \omega N z 10^{-8} \dots \dots \dots (39)$$

Ueber Klemmenspannung bei geschlossenem Stromkreis siehe weiter unten.

In Formel (39) ist angenommen, dass  $N$  gegeben ist oder aus der magnetischen Charakteristik für einen gegebenen Werth von  $X$  entnommen wird. Die Aufzeichnung der magnetischen Charakteristik erfolgt wie bei einer Gleichstrom-Dynamo. Siehe Formeln (27) und (28). Die Streuung kann wegen der meist einfachen Form des Magnetsystems genauer aus der Zeichnung als aus den Formeln (29) und (30) berechnet werden.

Bei Gleichpol-Maschinen ist für  $N$  zu setzen

$$N = \frac{N_1 - N_0}{2} \dots \dots \dots (40)$$

Dabei bedeutet  $N_1$  den aus einer Polzacke in den Anker eintretenden Kraftfluss und  $N_0$  den Kraftfluss, welcher zwischen zwei Polzacken in den Anker tritt.

Der Coefficient  $k$  hängt von der Konstruktion der Maschine ab. Von Einfluss auf  $k$  ist das Verhältniss der Breite der Pole zur Theilung, die Wicklungsart und die geometrische Anordnung der Spulen. Für die wichtigsten Fälle sind die Werthe von  $k$  in den Tabellen 51, 52, 53 enthalten.

**Feldsysteme.**

Es sind zwei Arten von Feldsystemen zu unterscheiden:

1. Wechselfole. Benachbarte Pole haben wechselnde Polarität. Jeder Ankerdraht wird abwechselnd bei Nord- und Südpolen vorbeigeführt. Befindet sich die eine Seite einer Spule unter einem Nordpol, so befindet sich gleichzeitig die andere Seite derselben Spule unter einem Südpol.

2. Gleichpole. Benachbarte Pole haben dieselbe Polarität. Befindet sich die eine Seite einer Spule unter einem Pol, so befindet sich gleichzeitig die andere Seite in der Lücke zwischen zwei Polen.

### Wicklungen.

Um das Verständniss der im Text gebrauchten Ausdrücke zu erleichtern, dienen folgende Erklärungen und die Skizzen Figg. 8 bis 22, welche verschiedene Wicklungen darstellen.

Glatte Wicklung (auch manchmal glatter Anker genannt). Die Wicklung ist auf der Oberfläche des Ankers mehr oder weniger ausgebreitet, so dass jede Spulenseite in der Richtung des Umfanges einen gewissen Raum einnimmt. Das Maass dieses Raumes nennen wir Spulenbreite  $S$ . In Fig. 8 wird jede Spulenseite

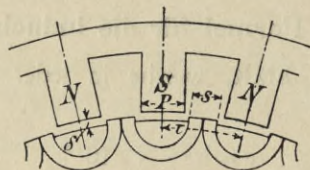


Fig. 8

durch die Seiten zweier benachbarter Spulen gebildet, enthält also doppelt so viel Drähte als jede einzelne Spule Windungen enthält. Bei der in Fig. 8 gezeichneten Anordnung enthält der Anker  $2p$  Spulen. Es ist aber offenbar auch möglich, jede zweite Spule fortzunehmen und die Windungszahl in jeder der übrig bleibenden Spulen zu verdoppeln. Wir erhalten dann  $p$  Spulen und die Anzahl Drähte in jeder Spulenseite ist dieselbe wie die Anzahl Windungen in jeder Spule. In beiden Fällen ist

$$z = 2 p q.$$

Zu bemerken ist, dass die glatte Wicklung für Anker verwendet werden kann, welche kein Eisen enthalten, wie z. B. in den Wechselstromdynamos von Mordey, Siemens Brothers, Ferranti und Crompton. Vergleiche Tafel XIX.

Lochwicklung. Die Spulenseiten werden in ganz oder theilweise geschlossenen Löchern im Ankereisen untergebracht, so dass mit Rücksicht auf die Vertheilung der Kraftlinien die Spulenbreite als unendlich klein

$$(S = 0)$$

angenommen werden kann. Dabei kann ein Loch für je zwei Spulen dienen (Fig. 15, 16, 22) oder nur für eine Spule (Fig. 17, 18, 19) oder es kann jede Spulenseite in zwei oder mehr Löchern untergebracht werden (Fig. 20).

Zackenwicklung. Der Ankerkern erhält vorspringende Zacken, auf welche die Spulen aufgeschoben werden (Fig. 9). Eine Spulenseite enthält doppelt so viel

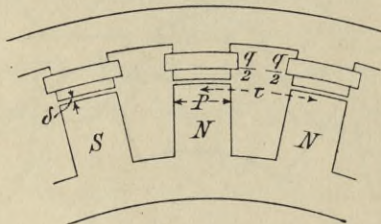


Fig. 9.

Drähte als Windungen in jeder einzelnen Spule enthalten sind. Ist letztere Zahl

$$\frac{q}{2},$$

so enthält jede Spulenseite  $q$  Drähte und die Anzahl wirksamer Drähte ist

$$z = 2 p q.$$

Vergleiche Tafel XXI.

Stabwickelungen. Der Ankerkern erhält so viele Löcher als wirksame Drähte vorhanden sind. Jeder Draht (Stab) liegt in einem Loch. Die Verbindung der Stäbe zu einer fortlaufenden Wicklung geschieht nach Art der Gleichstrom-Trommel-Anker

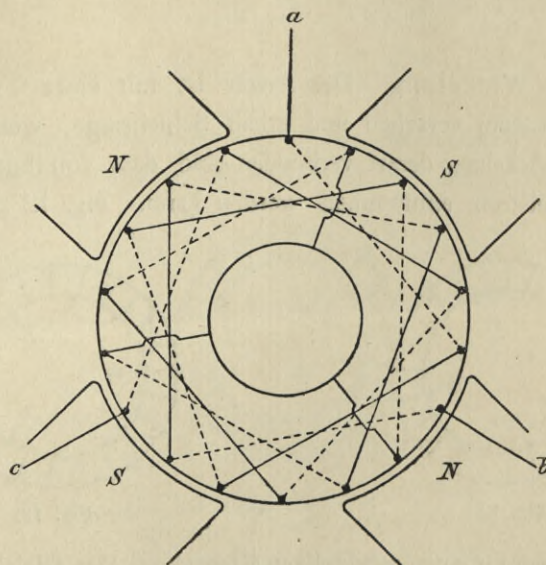


Fig. 10.

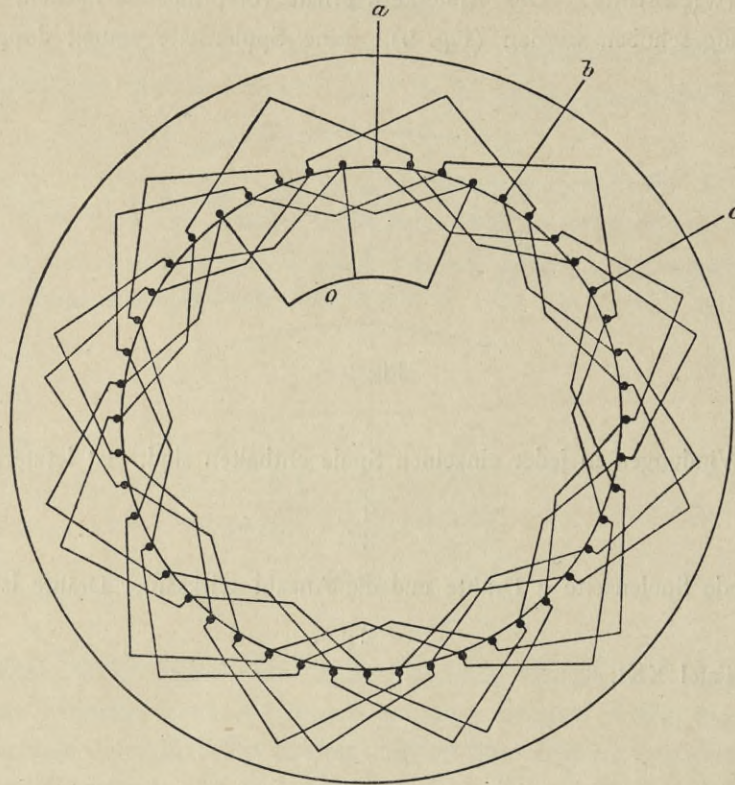


Fig. 11.

an den Enden der Trommel durch besondere Verbindungsgabeln (Anker mit Gabelköpfen) oder durch Abkröpfung und Verbindung der Stabenden selbst (Anker mit Gitterköpfen). Vergleiche Fig. 10, 11 und Tafel XV.

Geschlossene Wickelung. Der Anker ist mit einer Trommel oder Ringwicklung für Gleichstrom versehen und erhält Schleifringe, welche mit zwei oder mehr Punkten der Wickelung derart verbunden sind, dass von ihnen einphasiger bzw. mehrphasiger Wechselstrom entnommen werden kann. Fig. 12 zeigt die Anordnung

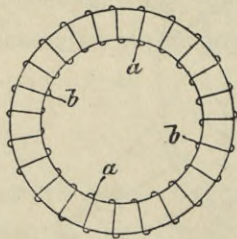


Fig. 12.

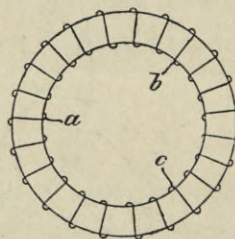


Fig. 13.

in der einfachsten Form für einen zweipoligen Ringanker. Der Gleichstrom-Kommutator ist in der Skizze fortgelassen. Werden zwei gegenüberliegende Punkte a a der ge-

schlossenen Wicklung mit zwei Schleifringen verbunden, so kann von letzteren einfacher Wechselstrom entnommen werden. Die EMK entspricht der halben Anzahl der Ankerdrähte und die Stromstärke ist doppelt so gross als in einem Ankerdraht. Verbindet man die Punkte  $b\ b$  (deren Entfernung von  $a\ a$  als gleich der halben Theilung angenommen ist) mit zwei anderen Schleifringen, so kann von diesen ein zweiter Wechselstrom entnommen werden, dessen Phase gegen diejenige des ersten Stromes um  $90^\circ$  verschoben ist. Bei dieser Wicklung ist

$$S = \tau.$$

Bei mehrpoligen Maschinen entspricht der Winkelabstand der Anschlusspunkte  $a\ a$  der Theilung, ist also in Graden

$$180 : p.$$

Der Winkelabstand  $a\ b$  ist in Graden

$$90 : p.$$

Fig. 13 zeigt die Anwendung desselben Prinzipes für Dreiphasenstrom bei einer zweipoligen Maschine. Der Winkelabstand zwischen den Anschlusspunkten  $a$ ,  $b$  und  $c$  beträgt  $120^\circ$  (allgemein für eine Maschine von  $2\ p$  Polen  $120 : p$  Grade). Jeder der drei Anschlusspunkte ist mit einem Schleifring verbunden. Bei dieser Wicklung ist

$$S = \frac{2}{3} \tau.$$

Von den drei Schleifringen kann Drehstrom entnommen werden, dessen verkettete Spannung einem Drittel der Anzahl wirksamer Ankerdrähte entspricht. Die Stromstärke in jeder Leitung ist  $\sqrt{3}$  mal so gross als in den Ankerdrähten. Die Ankerspulen liegen in Dreieckschaltung.

Die geschlossene Wicklung wird vornehmlich bei Gleichstrom-Wechselstrom- und Gleichstrom-Drehstrom-Umformern verwendet. Ueber das Umformungsverhältniss, d. h. das Verhältniss der EMK des Gleichstroms zu jener des Wechselstroms siehe Tabelle 55.

Schleichende Stabwicklung für Dreiphasenanker. Denkt man sich die Wicklung Fig. 13 in drei Punkten aufgeschnitten und die Drahtenden, wie Fig. 14

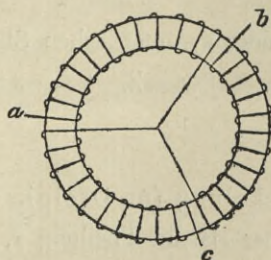


Fig. 14.

zeigt, verbunden, so erhält man eine Verbindung der drei Ankerspulen in Sternschaltung. Der Phasenstrom ist gleich dem Strom im Ankerdraht, die Spannung ist

$\sqrt{3}$  mal so gross als bei der Anordnung Fig. 13. Das Wicklungsschema einer schleichenden Stabwicklung bei einer vierpoligen Trommel ist in Fig. 10 dargestellt. Diese Wicklung wird nur für Dreiphasenstrom verwendet. Ist  $y$  der Wicklungsschritt und  $z$  die Anzahl Stäbe in jeder Phase, so ist

$$3z = 2py \pm 2 \quad \dots \dots \dots (41)$$

Der längs des Umfanges von der Wicklung einer Phase zurückgelegte Weg ist

$$\tau z \mp \frac{2}{3} \tau \quad \dots \dots \dots (42)$$

d. h. ein Vielfaches der Theilung minus oder plus zwei Drittel der Theilung. Die Wicklung schleicht in einer Phase um  $\frac{2}{3} \tau$  rückwärts oder vorwärts; daher die Bezeichnung „Schleichende Stabwicklung“. Elektrodynamisch ist diese Wicklung gleichwerthig mit einer glatten Wicklung, deren Spulenbreite

$$S = \frac{2}{3} \tau \text{ ist.}$$

Symmetrische Stabwicklung für Dreiphasenanker. Macht man die Anzahl Stäbe einer Phase ein Vielfaches  $s$  von der Polzahl

$$z = s 2p \quad \dots \dots \dots (43)$$

so erhält jede Phase innerhalb der Theilung  $s$  Stäbe und die Anzahl Stäbe und Löcher innerhalb der Theilung ist  $3s$ . Die gesammte über den ganzen Anker vertheilte Anzahl Löcher ist

$$3z = 6sp \quad \dots \dots \dots (44)$$

Die Breite jeder Gruppe von Stäben einer Phase ist

$$(s - 1) a,$$

wenn  $a$  der Lochabstand ist. Die Wicklung ist also elektrodynamisch gleichwerthig mit einer glatten Wicklung, deren Spulenbreite

$$S \leq \frac{\tau}{3} \quad \dots \dots \dots (45)$$

Fig. 11 zeigt das Schema einer symmetrischen Stabwicklung für

$$p = 4, \quad s = 2, \quad z = 16.$$

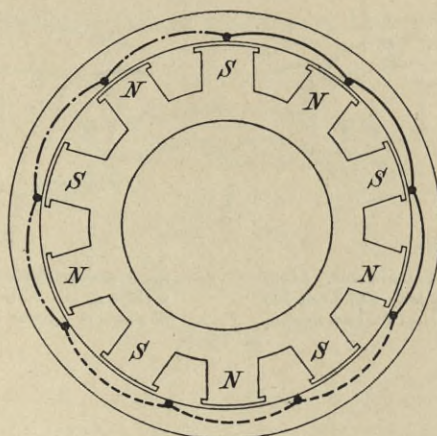
Schleichende Spulenwicklung für Dreiphasenanker. Der Lochabstand  $\tau'$  ist um so viel grösser oder kleiner als die Theilung  $\tau$ , dass die Bedingung erfüllt ist

$$2p\tau = (2p \pm 1)\tau' \quad \dots \dots \dots (46)$$

Dabei muss jedoch

$$2p \pm 1$$

ein ganzes Vielfaches von 3 sein. Diese Wicklung ist in Fig. 15 dargestellt.



— Phase a  
 - - - " b  
 - · - " c

Fig. 15.

Es sei a die Anzahl der Spulen in jeder Phase, so ist

$$2p = 3a \pm 1 \dots \dots \dots (47)$$

Da p eine ganze und 2p eine gerade Zahl sein muss, ist diese Wicklung nur ausführbar, wenn die Anzahl der in einer Phase liegenden Spulen eine ungerade ist. Die möglichen Kombinationen von Spulenzahl und Polzahl sind in nachstehender Tabelle enthalten.

Anzahl Spulen pro Phase . . . . .	3	5	7	9	11	} . . . . (48)
Gesammtzahl der Ankerlöcher . . . . .	9	15	21	27	33	
Polzahl { kleinste . . . . .	8	14	20	26	32	
{ grösste . . . . .	10	16	22	28	34	

Die Wicklung schleicht um  $\frac{\pi}{3}$  vorwärts oder rückwärts. Elektrodynamisch ist sie gleichwerthig mit einer glatten Wicklung, deren Spulenbreite

$$S = \frac{\pi}{3} \dots \dots \dots (49)$$

Diese Wicklung hat den Uebelstand, dass bei einer Abweichung von genau centrischer Lage des Feldes, wie sie durch Abnutzung der Lager oder ungenaue Montage eintreten kann, die elektromotorischen Kräfte in den drei Phasen verschiedene Werthe erhalten.

Lange Spulen.

Ist die Entfernung zwischen den Mittellinien benachbarter Spulenseiten genau oder nahezu gleich der Theilung, so nennt man diese Spulen lange Spulen. Bei Mehrphasenwicklungen übergreifen diese Spulen einander und werden deshalb auch übergreifende Spulen genannt. Die in den Fig. 16 bis 21 dargestellten Anker

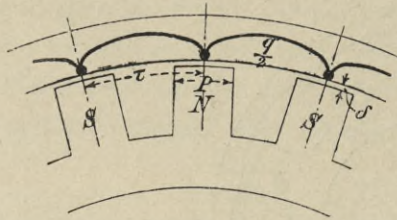


Fig. 16.

Einphasenmaschine mit Wechselfolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Ein Loch pro Spulenseite. Jedes Loch dient für zwei Spulen.

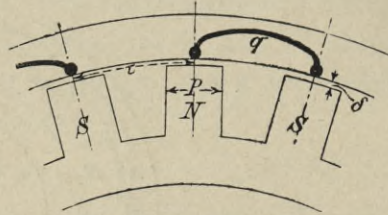


Fig. 17.

Einphasenmaschine mit Wechselfolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Ein Loch pro Spulenseite. Jedes Loch dient für eine Spule.

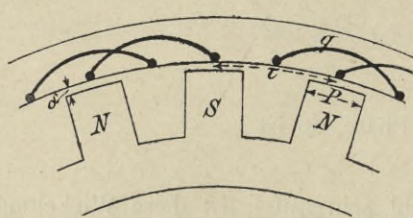


Fig. 18.

Zweiphasenmaschine mit Wechselfolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Ein Loch pro Spulenseite. Jedes Loch dient für eine Spule.

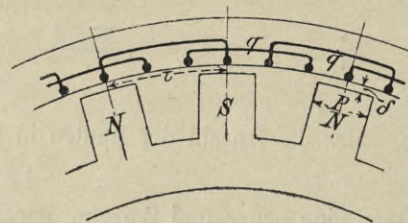


Fig. 19.

Dreiphasenmaschine mit Wechselfolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Ein Loch pro Spulenseite. Jedes Loch dient für eine Spule.

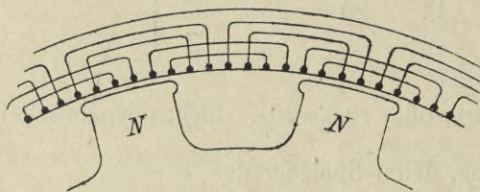


Fig. 20.

Dreiphasenmaschine mit Gleichpolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Zwei Lächer pro Spulenseite. Jedes Lächerpaar dient für eine Spule.

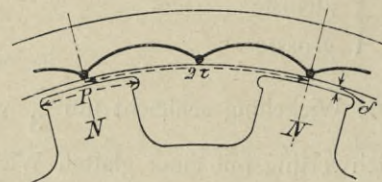


Fig. 21.

Einphasenmaschine mit Gleichpolen. Lochwicklung mit langen Spulen. Ein Loch pro Spulenseite. Jedes Loch dient für zwei Spulen.

haben lange Spulen. Die mittlere Länge der Spule ist ungefähr oder genau gleich der Theilung.

#### Kurze Spulen.

Werden bei Dreiphasenankern die Spulen verkürzt, so dass ein Uebergreifen nicht mehr stattfindet und werden je zwei Spulenseiten verschiedener Phasen in ein



und dasselbe Loch gelegt, so erhält man eine Wicklung mit kurzen Spulen. Fig. 22.  
Die mittlere Länge der Spule ist nahezu gleich zwei Drittel der Theilung.

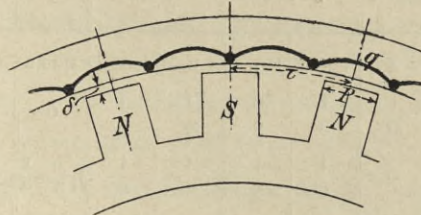


Fig. 22.

**Berechnung der inducirten effektiven EMK.**

Die Berechnung erfolgt nach der allgemeinen Formel

$$e = k \approx N z 10^{-8} \dots \dots \dots (50)$$

wobei  $\approx$ , N und z als gegeben angenommen werden und für k ein der Maschinentype entsprechender Werth aus den folgenden Tabellen einzusetzen ist.

51) Tabelle des Coefficienten k für glatte Wicklungen mit langen Spulen.

		$\tau =$ Theilung.	$P =$ Polbreite.			$S =$ Spulenbreite.			
		$\frac{S}{\tau}$	0	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{2}$	$\frac{2}{3}$	1	Feldsystem	
$\frac{P}{\tau} =$	1	2	1,76	1,64	1,49	1,16	}	Gleichpole	
		$\frac{4}{5}$	2,23	1,96	1,82	1,66			1,29
	$\frac{2}{3}$	$\frac{2}{3}$	2,46	2,23	2,13	1,94	1,49	}	Wechselepo
		$\frac{1}{2}$	2,83	2,50	2,32	2,12	1,64		

52) Tabelle des Coefficienten k für Zackenwicklung.

Breite der Ankerzacken- Theilung	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{2}$	Feldsystem		
Breite der Polzacken- Theilung	$\frac{2}{3}$	2,10	1,73	}	Wechselepo
	$\frac{1}{2}$	2,30	2,00		

## 53) Tabelle des Coefficienten k für Lochanker und lange Spulen.

Art der Wicklung	τ = Theilung.			P = Polbreite.				S = Spulenbreite.				
	—————			• • •	• •	•	○	⊙				
Anzahl Phasen	1	2	3	1 u. 2	1 u. 3	1 u. 2	1 u. 3	1,2 u. 3	1	3	Feld	
$\frac{S}{\tau}$	1	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{2}{9}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{6}$	0	1	$\frac{2}{3}$	System	
Lochabstand Theilung	0	0	0	$\frac{1}{6}$	$\frac{1}{9}$	$\frac{1}{4}$	$\frac{1}{6}$	$1, \frac{1}{2} \text{ u. } \frac{1}{3}$	$\frac{\pi D}{\tau z}$	$\frac{\pi D}{3 \tau z}$		
$\frac{P}{\tau} =$	1	1,16	1,64	1,76	1,68	1,80	1,72	1,82	2,00	1,16	1,49	} Gleichpole
	$\frac{4}{5}$	1,29	1,82	1,96	1,98	2,10	2,02	2,12	2,23	1,29	1,66	
	$\frac{2}{3}$	1,49	2,13	2,23	2,16	2,26	2,18	2,30	2,46	1,49	1,94	} Wechsel- pole
	$\frac{1}{2}$	1,64	2,32	2,5	2,36	2,54	2,45	2,59	2,83	1,64	2,12	

Zeichenerklärung zu Tabelle 53.

- bedeutet eine symmetrische Stabwicklung mit so vielen Löchern pro Phase und Pol, dass die Wicklung elektrodynamisch gleichwerthig wird mit einer glatten Wicklung.
- • • bedeutet eine Spulenwicklung, bei welcher jede Spulenseite in drei Löchern untergebracht ist.
  - • bedeutet eine Spulenwicklung, bei welcher jede Spulenseite in zwei Löchern untergebracht ist.
  - bedeutet eine Spulenwicklung, bei welcher jede Spulenseite in einem einzigen Loch untergebracht ist.
  - bedeutet eine geschlossene Gleichstromwicklung, von welcher Einphasen-Wechselstrom entnommen wird.
  - ⊙ bedeutet eine schleichende Stabwicklung für Dreiphasenstrom.

## 54) Tabelle des Coefficienten K für Lochanker und kurze Spulen für Dreiphasenwicklung.

Feldsystem	Gleichpole	Wechselpole	
$\frac{P}{\tau} =$	1	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{2}$
k =	1,64	2,12	2,32

Anmerkung. Wird bei Gleichpolen die Polbreite kleiner als die Theilung gemacht, so wird die Spannungskurve unsymmetrisch. Für kurze Spulen ist mithin

$$\frac{P}{\tau} = 1$$

der einzig brauchbare Werth bei Gleichpolen und aus diesem Grunde ist k für  $\frac{P}{\tau} = \frac{4}{5}$  in obiger Tabelle nicht mit aufgenommen worden.

**Verhältniss der elektromotorischen Kräfte in Umformern.**

Die im Anker eines Gleichstrom-Wechselstrom-Umformers inducirte EMK kann nach Formel (50) und den Tabellen 51 und 53 berechnet werden. Es ist jedoch bequemer, wenn man unmittelbar das Umformungsverhältniss, d. h. das Verhältniss zwischen der EMK des Gleichstroms und jener des Wechselstroms bei Leerlauf bestimmt. Für Belastung sind natürlich die nöthigen Korrekturen in Bezug auf Ankerrückwirkung, wie weiter unten erläutert, zu machen.

Bezeichnet man die EMK des Gleichstromes bei Leerlauf mit 100, so ist die effektive inducirte EMK des Wechselstromes (in Procenten) aus folgender Tabelle zu entnehmen.

55) Tabelle der EMK des Wechselstromes in Gleichstrom-Wechselstrom-Umformern bei Leerlauf.

$\frac{P}{\tau} =$	$\frac{2}{3}$	$\frac{1}{2}$	Stromsystem
EMK des Wechselstromes in Procenten der EMK des Gleichstroms	75	82	{ Einphasenstrom Zweiphasenstrom
	65	71	Verketteter Dreiphasenstrom

**Streuung der Feldmagnete.**

Wechselpolmaschinen mit radialen Feldmagneten.

Es bezeichne

- N den nützlichen Kraftfluss,
  - N<sub>s</sub> den Streukraftfluss,
  - N<sub>m</sub> den durch die Magnete fließenden Kraftfluss,
  - H die radiale Höhe der Magnete,
  - L ihre axiale Länge,
  - a die mittlere Entfernung ihrer gegenüberstehenden Flanken,
  - X die Erregung in jedem magnetischen Kreis in Ampèrewindungen,
- so ist

$$N_m = N + N_s \dots \dots \dots (56)$$

und annähernd

$$N_s = 1,25 \frac{HL}{a} X \dots \dots \dots (57)$$

Gleichpolmaschinen.

Es bezeichne

- N den nützlichen Kraftfluss,
- $N_1$  den Kraftfluss aus einer Polzacke,
- $N_0$  den Kraftfluss in der Lücke zwischen zwei Polzacken,
- $\eta$  den Streuungskoeffizienten, so ist

$$N_0 = \eta N_1 \dots \dots \dots (58)$$

$$N = \frac{N_1 - N_0}{2} \dots \dots \dots (59)$$

$$N = N_1 \frac{1 - \eta}{2} \dots \dots \dots (60)$$

Bei Maschinen der in Fig. 23 skizzirten Type kann der Streuungskoeffizient annähernd nach folgender Formel berechnet werden

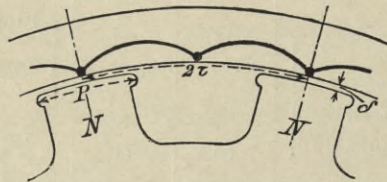


Fig. 23.

$$\eta = 1,7 \frac{\delta}{\tau} \log \text{nat} \left( \frac{\tau}{2\delta} \right) \dots \dots \dots (61)$$

$\frac{\tau}{\delta} =$	100	70	50	25	20	}	\dots \dots \dots (62)
$\eta \text{ \%} =$	6,5	8,5	11	17	20		

Bei Maschinen der in Fig. 24 skizzirten Type kann der Streuungskoeffizient annähernd nach folgender Formel berechnet werden

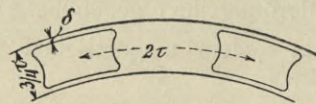


Fig. 24.

$$\eta = 530 \frac{\delta}{\tau} \dots \dots \dots (63)$$

$\frac{\tau}{\delta} =$	100	70	50	25	20	}	\dots \dots \dots (64)
$\eta \text{ \%} =$	5,3	7,5	10,6	21	26		

**Gegenwindungen des Ankers.**

Es sei

$i$  der effektive Strom in einer Phase des Ankers,

$q$  die Anzahl Drähte pro Spulenseite,

$m = \frac{P}{\tau}$  das Verhältniss der Polbreite zur Theilung,

$\varphi$  die Phasenverschiebung zwischen Strom und der bei Leerlauf inducirten EMK, wobei  $\varphi$  positiv gerechnet wird, wenn der Strom hinter der EMK zurückbleibt.

Die Ampèrewindungen, mit welchen der Anker auf das Feld wirkt (entmagnetisirende Wirkung bei  $+\varphi$  und magnetisirende Wirkung bei  $-\varphi$ ) sind gegeben durch die Formel

$$\text{Ampèrewindungen} = -X_g \sin \varphi \dots \dots \dots (65)$$

Dabei kann, wenn  $k_g$  den durch die Formeln (66) dargestellten Coefficienten bedeutet, gesetzt werden

$$X_g = q i k_g.$$

Für Wechseipolmaschinen und Gleichpolmaschinen mit doppeltem Anker ist bei langen und kurzen Spulen

$$\left. \begin{aligned} X_g &= qi \frac{0,57}{m} \sin m \frac{\pi}{2} \text{ bei Einphasenanker} \\ X_g &= qi \frac{1,13}{m} \sin m \frac{\pi}{2} \text{ bei Zweiphasenanker} \\ X_g &= qi \frac{1,68}{m} \sin m \frac{\pi}{2} \text{ bei Dreiphasenanker} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (66)$$

Für Gleichpolmaschinen mit nur einem Anker hat  $X_g$  die halben durch Formeln (66) gegebenen Werthe.

**Selbstinduktion des Ankers.**

Es sei

$e_s$  die effektive EMK der Selbstinduktion in einer Ankerphase bei dem Strom  $i$ ,

$e$  die effektive inducirte EMK bei Leerlauf,

$X_\alpha$  die Erregung (Ampèrewindungen) für den Luftraum, wenn die EMK  $e$  inducirt wird,

$k_s$  ein Coefficient,

$\sigma$  ein Coefficient.

Für ein und dieselbe Frequenz  $\omega$ , aber verschiedene Stromstärken kann man mit genügender Annäherung setzen

$$e_s = \sigma i \dots \dots \dots (67)$$

$$e_s = k_s e \frac{qi}{X_\alpha} \dots \dots \dots (68)$$

$$\sigma = k_s \frac{e}{X_\alpha} q \dots \dots \dots (69)$$

70) Tabelle des Coefficienten  $k_s$  für Wechselfpole und lange Spulen.

Art der Wickelung	$\tau =$ Theilung.			$P =$ Polbreite.		$S =$ Spulenbreite.		
	—	•••	••	•	⊙	⊙		
$\frac{S}{\tau}$	1	$\frac{1}{2}$	$\frac{1}{3}$	$\frac{2}{9}$	$\frac{1}{4}$	0	1	$\frac{2}{3}$
Lochabstand Theilung	0	0	0	$\frac{1}{9}$	$\frac{1}{4}$	1	$\frac{\pi D}{\tau z}$	$\frac{\pi D}{3 \tau z}$
$\frac{P}{\tau} = \begin{cases} \frac{2}{3} \\ \frac{1}{2} \end{cases}$	0,3	0,66	0,82	0,92	0,76	1,16	0,3	0,73
	0,15	0,33	0,60	0,60	0,30	1,00	0,15	0,40

Zeichenerklärung wie bei Tabelle 53.

Bei Gleichpolmaschinen bedeutet in Formel

$$e_s = k_s e \frac{q_i}{X_\alpha} \dots \dots \dots (71)$$

$X_\alpha$  die Anzahl Ampèrewindungen für nur einen Luftraum, also

$$X_\alpha = 0,8 \delta B_\alpha \dots \dots \dots (72)$$

Der Coefficient  $k_s$  hängt ausser von den Dimensionen auch noch von der Streuung

$$\eta = \frac{N_0}{N_1}$$

ab und kann aus folgender Tabelle entnommen werden.

73) Tabelle des Coefficienten  $k_s$  für Gleichpole und lange Spulen mit einfacher Lochwicklung.

$\tau =$ Theilung.	$P =$ Polbreite.		$\eta =$ Streuungsverhältniss.	
$\eta \%$	10	15	20	25
$\frac{P}{\tau} = \begin{cases} 1 \\ \frac{4}{5} \end{cases}$	0,78	0,83	0,88	0,94
	0,70	0,75	0,80	0,88

**Vorausbestimmung des Spannungsabfalles.**

Es bezeichne

- e die EMK einer Phase bei offenem Stromkreis,
- $e_w$  den Spannungsabfall, hervorgebracht durch ohmischen Widerstand und Wirbelströme,

$e_s$  die EMK der Selbstinduktion,  
 $e_g$  den aus der statischen Charakteristik entnommenen Spannungsabfall,  
 welcher der Verminderung der Erregung von  $X$  auf

$$X - X_g$$

Ampèrewindungen entspricht,  
 $w$  den Widerstand einer Ankerphase,  
 $i$  den Phasenstrom (effektiver Werth).

Der Spannungsabfall, hervorgebracht durch Wirbelströme, kann nicht berechnet werden; er ist jedoch in modernen gut konstruirten Maschinen sehr klein und man begeht keinen grossen Fehler, wenn man ihn dem ohmischen Spannungsabfall gleich setzt. Dann ist

$$e_w = 2 i w \dots \dots \dots (74)$$

$e_g$  kann aus der statischen Charakteristik entnommen werden. Für Maschinen, bei denen der magnetische Widerstand des Luftraumes bedeutend grösser ist als jener des Eisens, ist die Charakteristik nahezu eine Gerade und man kann mit genügender Annäherung setzen

$$e_g = e \frac{X_g}{X} \dots \dots \dots (75)$$

wobei  $X$  die gesammte Erregung und  $X_g$  die aus Formel (66) berechnete Gegen-  
 erregung bedeutet.

Die EMK der Selbstinduktion  $e_s$  und die gegenelektromotorische Kraft  $e_g$  sind in der Phase gegen die Stromstärke um  $90^\circ$  verschoben. Die Wattkomponente des Spannungsverlustes stimmt in der Phase mit der Stromstärke. Hat man für einen bestimmten Ankerstrom die drei elektromotorischen Kräfte bestimmt, so trägt man, wie in Fig. 25 angegeben ist, die Summe

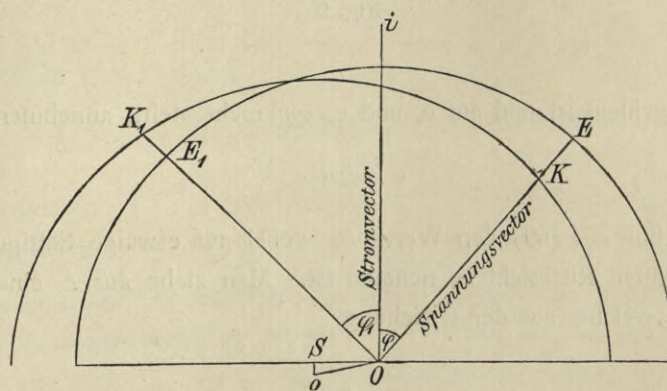


Fig. 25.

$$e_g + e_s = OS$$

von O nach links auf und erhält so den Punkt S. Von S trägt man

$$e_w = So$$

nach unten auf und erhält so den Punkt o. Aus O und o beschreibt man Kreise mit einem Radius, welcher der EMK e bei offenen Klemmen entspricht. Zeichnet man den Vektor der Klemmenspannung unter jenem Winkel  $\varphi$  ein, welcher der Phasenverschiebung im äusseren Stromkreise entspricht, so giebt das vom Kreise o auf diesem Spannungsvektor abgeschnittene Stück OK die Klemmenspannung. Der Spannungsabfall ist durch die Strecke EK gegeben. Bei negativen Werthen von  $\varphi$  (in der Figur  $\varphi_1$ ) eilt der Strom der Klemmenspannung voraus. Die Klemmenspannung OK<sub>1</sub> kann dann grösser als die bei Leerlauf inducirte EMK OE<sub>1</sub> sein.

**Vorausbestimmung des Kurzschlussstromes.**

In Fig. 26 ist OE die statische Charakteristik einer mit

$$\overline{OA} = X$$

Ampèrewindungen erregten Maschine. Bei Kurzschluss kann man, weil  $e_w$  immer

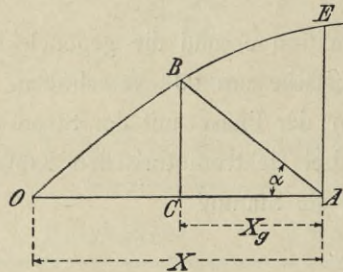


Fig. 26.

verhältnissmässig klein ist und auf  $e_s$  und  $e_g$  senkrecht steht, annehmen

$$e = e_s + e_g.$$

Man berechne aus (69) den Werth  $\sigma$ , wobei auf etwaige Sättigung des Eisens zwischen den Nuten Rücksicht zu nehmen ist. Man ziehe aus A eine Gerade unter dem Winkel  $\alpha$ , welcher aus der Gleichung

$$\text{tg } \alpha = \frac{\sigma}{k_g q} \dots \dots \dots (76)$$



bestimmt wird. Der Schnittpunkt B dieser Geraden mit der Charakteristik giebt

$$e_s = \overline{BC}$$

und der Kurzschlussstrom ist

$$i_0 = \frac{e_s}{\sigma} \dots \dots \dots (77)$$

Führt man diese Konstruktion für verschiedene Werthe von X aus, so erhält man die Kurzschlusscharakteristik. Ihr unterer Theil verläuft geradlinig.

**Welle und Lager.**

Die Berechnung erfolgt wie bei Gleichstrommaschinen unter Berücksichtigung der Formeln (33), (34) und (35).

**Oberflächliche Berechnung der Leistung einer Wechselstrommaschine aus ihren Dimensionen.**

Bedeutet

- A die Polfläche in qcm,
- v die Umfangsgeschwindigkeit in m per Sekunde,
- p die Anzahl der Polpaare,
- C einen Coefficienten,

so ist die Leistung bei  $\varphi = 0$

$$\text{Volt} \times \text{Ampère} = C A v p \dots \dots \dots (78)$$

Der Coefficient C hängt von der Maschinentype, der Periodenzahl, dem zulässigen Spannungsabfall, der Induktion im Luftraum und von der Geschicklichkeit des Konstrukteurs ab.

Als rohe Annäherung kann man bei

$$\omega = 50$$

folgende Werthe für C verwenden

	Wechelpole	Gleichpole	}	(79)
Einphasen . . . .	0,6 bis 0,9	0,9 bis 1,3		
Zweiphasen . . . .	0,7 bis 1,0	1,0 bis 1,4		
Dreiphasen . . . .	0,75 bis 1,1	1,1 bis 1,6		

Im Allgemeinen fällt C umso grösser aus, je grösser die Induktion im Luftraum gemacht wird; allerdings wird bei zu grossen Werthen von  $B_a$  der Hysteresisverlust ungebührlich gesteigert, C wird auch gross ausfallen, wenn man einen grossen Spannungsabfall zulässt.

**Drehstrom-Motoren.**

Es bedeute

- D Durchmesser des Ankers in cm,  
 L Länge des Ankers in cm,  
 $\tau$  Theilung d. h. die Entfernung benachbarter Pole in cm,  
 p Anzahl Polpaare,  
 q Anzahl Drähte in einer Spulenseite der Feldwicklung,  
 $z_1$  Anzahl Drähte in einer Phase des Feldes,  
 $z_2$  Anzahl Drähte in einer Phase des Ankers,  
 $i_1$  Effektiver Werth des primären (Feld-) Stromes,  
 $i_2$  Effektiver Werth des sekundären (Anker-) Stromes,  
 $i_m$  Magnetisierungsstrom pro Phase,  
 $i_o$  Leerlaufstrom pro Phase,  
 $w_1$  Widerstand einer Phase des Feldes,  
 $w_2$  Widerstand einer Phase des Ankers bei Dreiphasenwicklung,  
 P die Leistung des Ankers in Watt,  
 N Kraftfluss aus einem Feldpol,  
 $B_\alpha$  Maximale Induktion im Luftraum,  
 e die in einer Phase des Feldes bei Leerlauf inducirte elektromotorische Gegenkraft,  
 $\delta$  Luftraum zwischen Feld und Ankereisen in cm,  
 U Umdrehungszahl des Ankers pro Minute,  
 $\omega_1$  Frequenz des Primärstromes,  
 $\omega_2 = \frac{U p}{60}$ ,

$$\tau = \frac{\pi D}{2 p} \qquad z_1 = 2 p q.$$

**Bestimmung der elektromotorischen Gegenkraft.**

Sowohl die Induktion als auch die elektromotorische Gegenkraft ändern sich nur wenig mit der Belastung. Für Leerlauf ist bei vertheilter Wicklung

$$e = 2,1 \omega_1 N z 10^{-8} \dots \dots \dots (80)$$

$$N = \tau L \frac{q i}{\delta} \dots \dots \dots (81)$$

$$N = 0,637 B_\alpha \tau L \dots \dots \dots (82)$$

$$B_\alpha = 1,57 \frac{q i}{\delta} \dots \dots \dots (83)$$

Für  $B_\alpha$  in (82) und (83) wähle man bei  $\sim = 50$  einen Werth, der zwischen 3500 und 5500 liegt. Dabei soll die Induktion in den Stegen 12 000 bis 14 000 nicht übersteigen. Im Allgemeinen kann die Induktion im Luftraum und in den Stegen desto grösser gewählt werden, je kleiner die Periodenzahl ist.

Angenäherte Bestimmung der Dimensionen.

Ist P S die Leistung des Motors in Pferdestärken, so kann man für Dreiphasenmotoren folgende Formel gebrauchen

$$P S = C D^2 L U 10^{-6} \dots \dots \dots (84)$$

C ist ein Coefficient, der in ziemlich weiten Grenzen variiren kann. Von Einfluss auf C ist die Frequenz, die magnetische Beschaffenheit des Eisens, die Schlüpfung, der Wirkungsgrad; und schliesslich in hohem Maasse die Geschicklichkeit des Konstrukteurs. Als grobe Annäherung kann man für C die in folgender Tabelle enthaltenen Werthe nehmen

$\sim$	C
25	0,78 bis 1,10
50	0,50 bis 0,70
75	0,39 bis 0,55
100	0,31 bis 0,43.

Den Durchmesser wähle man entsprechend einer Umfangsgeschwindigkeit von 15 bis 25 m pro Sekunde.

Leerlaufstrom, Belastungsstrom und Phasenverschiebung.

Es bezeichne  $i_m$  die wattlose und  $i_h$  die Wattkomponente des Leerlaufstromes  $i_o$ , so besteht die Beziehung

$$i_o = \sqrt{i_m^2 + i_h^2} \dots \dots \dots (85)$$

$$i_m = 0,637 \frac{B_\alpha \delta}{q} \dots \dots \dots (86)$$

$$i_h = \frac{N \delta}{\pi L q} \dots \dots \dots (87)$$

Bezeichnet  $P_v$  den Wattverlust im Motor bei Leerlauf, so ist

$$i_h = \frac{P_v}{3 e} \dots \dots \dots (88)$$

Der Primärstrom bei Belastung berechnet sich für Motoren mit Sternschaltung aus

$$i_1 = \frac{1}{\eta} \frac{P}{3 e_1 \cos \varphi} \dots \dots \dots (89)$$

Dabei ist P die mechanische Leistung des Motors in Watt,  $\eta$  sein Wirkungsgrad und  $e_1$  die zugeführte Phasenspannung. Für Motoren mit Dreieckschaltung ist  $i_1$  der Phasenstrom und der zugeführte Primärstrom ist

$$i_1 = \frac{\sqrt{3}}{\eta} \frac{P}{3 e_1 \cos \varphi} \dots \dots \dots (90)$$

Bezeichnet  $v_1$  den Streuungsfaktor im primären (Feld) Stromkreis und  $v_2$  den Streuungsfaktor im sekundären (Anker) Stromkreis und setzt man

$$\sigma = \frac{1 - v_1 v_2}{v_1 v_2} \dots \dots \dots (91)$$

so ist der Maximalwerth des Leistungsfaktors gegeben durch

$$\cos \varphi = \frac{1}{2 \sigma - 1} \dots \dots \dots (92)$$

Bezeichnet M das Drehmoment des Ankers bei normaler Belastung und  $M_1$  das grösste noch mögliche Drehmoment, bevor der Motor ausser Tritt fällt, so ist annähernd

$$M_1 = \frac{M i_m}{2 \sigma i_1 \cos \varphi} \dots \dots \dots (93)$$

Dabei ist  $i_1 \cos \varphi$  die Wattkomponente des primären Stromes, welcher dem Drehmoment M entspricht.

Die Streuungsfaktoren können nicht vorausberechnet werden, sondern müssen durch Versuche bestimmt werden. Sie liegen zwischen den Grenzen 0,93 und 0,97; und  $\sigma$  liegt zwischen den Grenzen 0,16 und 0,06.

Ankerstrom, Schlüpfung und Drehmoment.

Der Strom in jedem Ankerstab bei Kurzschlussanker, oder in jeder Ankerphase bei gewickeltem Anker kann aus dem Diagramm Fig. 27 entnommen werden.

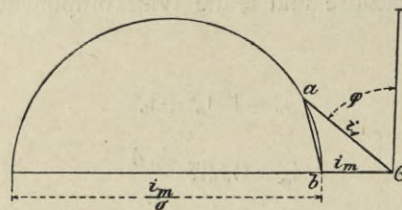


Fig. 27.

$$i_2 = a b \frac{z_1}{z_2} \frac{1}{v_2} \dots \dots \dots (94)$$

Bei Kurzschlussankern ist

$$z_2 = 1$$

zu setzen.

Die Schlüpfung ist

$$\frac{\omega_1 - \omega_2}{\omega_1} = \frac{3 i_2^2 w_2}{3 i_2^2 w_2 + P} \dots \dots \dots (95)$$

Das Drehmoment des Motors ist in Meterkilogramm

$$M = \frac{P}{61,6 \omega_1} (3 i_2^2 w_2 + P) \dots \dots \dots (96)$$

Allgemeines.

Hat man für eine gegebene Leistung und Tourenzahl einen Motor zu konstruieren, so bestimme man zunächst nach (84) annähernd seine Dimensionen und wähle mit Rücksicht auf den zuzulassenden Hysteresisverlust  $B_a$ . Die Streuungsfaktoren nehme man der Type entsprechend nach der Erfahrung an. Aus (80) berechne man N und aus (81) q, die Anzahl Drähte pro Spulenseite. Diese vertheile man bei Spulenumwicklung in eine Anzahl Löcher (2 bis 5). Bei Stabwicklung wird jeder Stab in ein Loch gelegt. Als Kontrolle sehe man zu, wie viel Ampèredrähte pro Centimeter Umfang kommen. Bei guten Motoren bewegt sich diese Zahl:

$$\text{Ampèredrähte per cm Umfang} = \frac{3 q i_1}{\tau}$$

in folgenden Grenzen:

Für Ankerdurchmesser bis 30 cm	. . .	70
„ „ „ 50 „	. . .	100
„ „ „ 100 „	. . .	150

Den Luftraum nehme man so klein als es mechanische Rücksichten erlauben. In der Praxis hat sich bewährt

$$\left. \begin{aligned} \delta &= \frac{1}{500} D \\ \delta &= 0,02 + \frac{1}{1000} D \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (97)$$

Die Anzahl Nuthen oder Löcher im Anker muss von jener im Felde verschieden sein. Im Allgemeinen empfiehlt es sich, möglichst viele Nuthen zu wählen, damit das Drehfeld möglichst gleichmässig sei.

Hat man im Feld pro Spulenseite

	2	3	4	5	Nuthen, so nehme man
für den Anker . . .	3	4 oder 5	5 oder 6	6 oder 7	Nuthen.

Die Dimensionen des Ankers und Feldes wähle man derart, dass die Induktion bei

$$\omega = 50$$

zwischen 3500 und 5500 liegt.



# 100 Kwt Drehstromgenerator

300 Touren p. M.  $\omega = 50$ .

Sternschaltung mit 1500 V Phasenspannung bei offenem Stromkreis.

Verkettete Spannung 2000 V.

Strom in jeder Phase 36 A.

(Tafel 1)

Die Maschine soll Wechselfole und einen feststehenden Anker erhalten. Das Magnetfeld soll aus einem Kranz von Polen bestehen und innerhalb des Ankers rotiren. Jeder Pol soll eine Erregerspule erhalten.

Durch die obigen Bedingungen ist die Type der Maschine ziemlich genau bestimmt. Da die Maschine zur Erzeugung eines Dreiphasenstromes bestimmt ist, so empfiehlt sich Lochwicklung, denn dabei kann das Uebereinandergreifen der Spulen am einfachsten bewerkstelligt werden. Auch würde bei glatter Wicklung die Befestigung der Spulen auf der Innenseite des Ankers Schwierigkeiten machen. Die Frage, ob jede Spulenseite in einem Loch oder in mehreren Löchern unterzubringen ist, entscheiden wir zu Gunsten der ersteren Anordnung und zwar aus folgenden Gründen:

Die Vertheilung in mehrere Lächer hat den Vortheil, dass sie eine gute, d. h. sinusartige Spannungskurve giebt und dass die Selbstinduktion etwas vermindert wird. Der erstere Vortheil lässt sich annähernd auch durch eine entsprechende Abrundung der Polflächen bei in einem Loch konzentrierter Wicklung erreichen. Die Selbstinduktion kann durch Vergrößerung des Luftraumes herabgedrückt werden. Da das aber auch bei vertheilter Wicklung möglich ist, so bietet letztere in Bezug auf Selbstinduktion immerhin einen Vortheil. Diesen Vortheil müssen wir jedoch aufgeben, weil andernfalls die Anzahl der Lächer zu gross werden müsste. Bei einer Einphasenmaschine lassen sich zwei Lächer pro Spulenseite recht gut in der durch Fig. 28 skizzirten Weise verwenden. Bei einer Dreiphasenmaschine muss die Anzahl

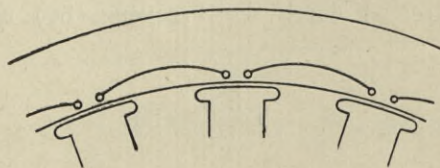


Fig. 28.

Löcher dreimal so gross sein als bei einer Einphasenmaschine, und da die Dicke der Isolirung in jedem Loch von der Anzahl Löcher unabhängig ist, so würde bei zwei Löchern pro Spulenseite zu viel Eisenquerschnitt verloren gehen, d. h. der Hysteresis-Verlust der zwischen den Löchern liegenden Theile des Ankereisens würde zu gross werden. Auch würde die Wickelung complicirter ausfallen.

Aus diesen Gründen entscheiden wir uns für nur ein Loch pro Spulenseite.

Der magnetische Widerstand ändert sich bei allen Lochwickelungen und besonders, wenn man nur ein Loch pro Spulenseite verwendet, mit der relativen Stellung von Pol und Anker. Auch beeinflusst der Ankerstrom die Stärke und Vertheilung des Feldes im Luftraum, so dass in dem Kraftfluss, der die Polfläche durchsetzt, Schwankungen eintreten müssen. Damit nun diese Schwankungen nicht zu Wirbelströmen, Erwärmung und Arbeitsverlust Anlass geben können, ist es nothwendig, das Eisen wenigstens in den Polköpfen zu untertheilen. Manche Konstrukteure begnügen sich mit jenem Grad der Untertheilung, welchen man erreicht, wenn man schmale Schlitz in den Polköpfen auf der Drehbank einschneidet. Es ist zweifelhaft, ob dieser Grad der Untertheilung genügt; man geht jedenfalls sicherer, wenn man die Polköpfe bis auf eine Tiefe von etwa 6 cm aus Blech zusammensetzt oder die Magnete ganz aus Blech macht. Die erstere Konstruktion ist etwas billiger und hat auch den Vortheil, dass man Spulen aufschieben kann, die auf der Drehbank gewickelt sind; dagegen ist eine gegen die Wirkung der Centrifugalkraft vollkommen sichere Befestigung der Polköpfe etwas schwierig. Aus diesem Grunde entscheiden wir uns, die Magnete ganz aus Blech zusammensetzen. Die Spulen müssen dann allerdings von Hand gewickelt werden, und die Materialkosten für die Magnete werden etwas grösser; wir erhalten aber dafür eine sehr einfache und solide Konstruktion.

Durch die obige Ueberlegung ist die Maschine in ihren Einzelheiten gekennzeichnet und wir gehen nunmehr dazu über, die Zeichnung zu entwerfen.

Zum Ansetzen der Zeichnung ist es nöthig, zunächst oberflächlich und allgemein die Dimensionen festzustellen. Das kann mit Hilfe der Formel 78 geschehen.

Da die Phasenspannung

$$\frac{2000 \text{ V}}{\sqrt{3}}$$

ist, so haben wir die scheinbare Leistung

$$P = 3 \times 36 \times \frac{2000}{\sqrt{3}} = 125\,000$$

$$125\,000 = C \cdot v \cdot A \cdot p.$$

Die Anzahl Polpaare ist durch die Frequenz (50) und die Tourenzahl pro Minute (300) gegeben

$$p \frac{300}{60} = 50$$

$$p = 10.$$



Die Umfangsgeschwindigkeit muss jetzt gewählt werden. Ein aus Blechen richtig zusammengesetztes Polrad ist mechanisch fest genug, um eine sehr bedeutende Umfangsgeschwindigkeit auszuhalten; die Schwierigkeit liegt jedoch in den Erregerspulen, indem in Folge von Centrifugalkraft ein bedeutender Druck zwischen den einzelnen Drahtwindungen auftritt, der unter Umständen die isolirende Umhüllung zermalmen und so Kurzschluss erzeugen kann. In Anbetracht dieser Gefahr wird man gut thun, die Umfangsgeschwindigkeit nicht zu hoch, und wenn baumwollbesponnener Draht für die Feldspulen verwendet wird, jedenfalls nicht über 24 bis 25 m zu wählen. Besteht die Feldwicklung aus nacktem hochkantig gewickeltem Draht mit Micanit-Einlagen zur Isolirung, so kann man mit der Umfangsgeschwindigkeit höher gehen. Die höchste in diesem Falle bisher verwendete Umfangsgeschwindigkeit ist 37 m. Wir nehmen jedoch an, dass Draht mit Baumwollebespinnung verwendet werden soll und wählen also  $v = 24$ . Der Coefficient C liegt für Wechseipolmaschinen der betrachteten Type zwischen 0,75 und 1,1 je nach der Grösse der Maschine, dem zulässigen Spannungsabfall und der Geschicklichkeit des Konstrukteurs. Zur vorläufigen Berechnung der Dimensionen nehmen wir an  $C = 0,8$  und erhalten aus

$$125\,000 = 0,8 \times 24 \times A \times 10$$

$$A = 650.$$

Der Durchmesser des Ankers ist durch die Umfangsgeschwindigkeit gegeben. Wir finden aus

$$v = \frac{300}{60} \pi D = 24$$

$$\pi D = 480 \text{ cm}$$

$$D = 153 \text{ cm.}$$

Die Theilung ist

$$\tau = \frac{\pi D}{2p} = 24 \text{ cm.}$$

Wir wählen zunächst die Polbreite gleich zwei Drittel der Theilung; das giebt  $P = 16 \text{ cm}$  und da  $A = 650$  sein soll, so erhalten wir für die Länge des Ankers

$$L = \frac{650}{16} = 40,6 \text{ cm.}$$

Wir runden ab auf

$$L = 40 \text{ cm.}$$

Jetzt haben wir die wichtigsten Dimensionen der Maschine festgestellt und können die Zeichnung ansetzen.

Wir haben

Ankerdurchmesser . . . . .	153
Theilung . . . . .	24
Polbreite . . . . .	16
Ankerlänge . . . . .	40

Die Maschine soll bei offenem Stromkreis 1500 V Phasenspannung geben. Für einfache Lochwicklung und

$$P = \frac{2}{3} \tau$$

ist nach (53)

$$k = 2,46.$$

Wir haben also

$$1500 = 2,46 \times 50 \times N \times z \times 10^{-8}.$$

Daraus

$$N z = 1220$$

wenn wir N in Millionen CGS-Einheiten angeben.

Es sind natürlich unendlich viele Kombinationen von N und z möglich, welche alle der obigen Gleichung genügen. Wir können nun auf zwei Arten verfahren. Entweder N zuerst wählen und z daraus berechnen, oder z wählen und N daraus berechnen.

Erste Methode. Zur Wahl von N dient die Ueberlegung, dass die Induktion im Luftraum den für diese Maschinentype erfahrungsmässig günstigsten Werth haben soll. Macht man die Induktion geringer, so muss man zu viel Draht auf den Anker wickeln und erhält zu viel Spannungsabfall; macht man sie grösser, so bekommt man zu viel Hysteresis und hat Schwierigkeiten, den Erregerdraht in dem beschränkten Raum zwischen den Magnetschenkeln unterzubringen.  $B_a$  liegt in Maschinen der betrachteten Type zwischen 4500 und 5500. Wählen wir also als Mittelwerth 5000, so ist

$$N = 5000 \times 650 \times 10^{-6}$$

$$N = 3,25$$

und daraus findet sich

$$z = 375.$$

Da diese Anzahl Drähte in 20 Löchern untergebracht werden muss, kommen auf ein Loch nahezu 19 Drähte. Nun ist aber 19 eine unbequeme Zahl, weil sie nicht das Produkt zweier ganzer Zahlen ist. Letzteres ist aber wünschenswerth, damit der

sehr werthvolle Raum innerhalb des Loches ganz ausgenutzt werden kann. Wir müssen also entweder

$$18 = 3 \times 6$$

oder

$$20 = 4 \times 5$$

Drähte anwenden. Bei 18 Drähten würde das Loch in radialer Richtung etwas zu gross werden. Wir wählen also lieber 20 Drähte, was einem  $B_a$  von 4700 entspricht. Die Induktion im Luftraum fällt also noch innerhalb der eben angegebenen Grenzen.

Zweite Methode. Nach einer alten, allerdings nicht besonders wissenschaftlichen Regel, soll das Produkt Anzahl Ankerdrähte  $\times$  effektive Stromstärke auf den Centimeter Umfang bezogen zwischen den Grenzen 70 und 100 liegen. Wir haben innerhalb der Theilung, die 24 cm ist, drei Löcher. Jedem Loch entsprechen also 8 cm des Umfanges und das Produkt Drähte  $\times$  Ampère muss zwischen den Grenzen 560 und 800 liegen. Da der Strom 36 A beträgt, erhalten wir für die Anzahl Drähte in einem Loch die Grenzen 16 oder 15 und 22. Die Annahme von 20 Drähten pro Loch stimmt also auch mit der oben angegebenen Faustregel.

Wenn wir nun

$$q = 20$$

und somit

$$z = 400$$

festsetzen, so findet sich die Feldstärke für die offene Klemmenspannung von 1500 V zu

$$N = 1220 : 400 = 3,05$$

Millionen Linien.

Die nächst wichtige Dimension, welche wir festsetzen müssen, ist der Luftraum  $\delta$ . In Bezug auf Ankerrückwirkung ist es von Vortheil,  $\delta$  möglichst gross zu machen. Andererseits wird aber durch einen zu grossen Luftraum  $X_a$  ungebührlich vergrössert und man hat dann Schwierigkeiten, den Erregerdraht unterzubringen, während gleichzeitig die zur Erregung nöthige Leistung zu sehr anwächst, also der Wirkungsgrad der Maschine verschlechtert wird. Ueberdies wird die Magnetstreuung vergrössert und das Feld verbreitert, wodurch der Coefficient K einen kleineren Werth erhält, als der Annahme  $P = \frac{2}{3} \tau$  entspricht. Das drückt dann die EMK der Maschine herab. Die Wahl der Dicke des Luftraumes ist also ein Kompromiss zwischen verschiedenen, sich theilweise widersprechenden Bedingungen. Eine Regel, nach welcher diese Wahl getroffen werden soll, lässt sich nicht angeben; und man thut deshalb am Besten, wenn man zunächst versuchsweise einen Werth für  $\delta$  annimmt und durch eine oberflächliche Rechnung prüft.

Nehmen wir z. B.  $\delta = 0,8$ , so wird mit Berücksichtigung des von den Polkanten schräg abgehenden Kraftflusses die mittlere Breite des Feldes  $16 + 0,8$  und seine Fläche mit

$$A_{\alpha} = 16,8 \times 40 = 672 \text{ qcm}$$

anzunehmen sein. Auf die abgerundete Form der Polfläche behufs Erzielung einer guten Spannungskurve nehmen wir vorläufig keine Rücksicht.

Wir haben nun

$$B_{\alpha} = \frac{3,05 \times 10^6}{672} = 4550$$

und nach (28)

$$X_{\alpha} = 1,6 \times 0,8 \times 4550 = 5800.$$

Da der übrige Theil des magnetischen Kreislaufes aus Blech besteht, dessen Permeabilität sehr gross ist, so werden wir nicht weit fehl gehen, wenn wir zur Ueberwindung des Widerstandes im Eisen rund noch 500 Ampèrewindungen zuschlagen. Grosse Genauigkeit in dieser vorläufigen Berechnung ist natürlich nicht nothwendig.

Wir haben also  $X = 6300$ .

Jetzt können wir den Spannungsabfall bei einer Belastung von 36 A und unter der Voraussetzung, dass  $\delta = 0,8$  cm gemacht wird, berechnen. Dabei ist es bequem, wenn man den Spannungsabfall für  $\varphi = 90^{\circ}$ , also für eine vollkommen induktive aber widerstandslose Belastung bestimmt, weil man dann die gesammte Ankerrückwirkung in Procenten der Spannung bei offenem Stromkreis ausdrücken kann.

Wir haben nach Formel (66)

$$X_g = 20 \times 36 \times \frac{1,68}{2/3} \sin(2/3 \times 90)^{\circ}$$

$$X_g = 720 \times 2,52 \cdot \sin 60^{\circ} = 1570.$$

Da der Widerstand der Luft bei weitem überwiegt, so ist die Charakteristik nahezu eine Gerade und wir können ohne grossen Fehler setzen

$$\frac{e - e_g}{e} = \frac{X - 1570}{X}$$

$$\frac{e_g}{e} = \frac{1570}{6300} = \text{rund } 25 \text{ } \%.$$

Die EMK der Selbstinduktion berechnen wir nach der Formel (68 und Tabelle 70) zu

$$e_s = e \times 1,16 \times \frac{qi}{X_\alpha}$$

$$\frac{e_s}{e} = 1,16 \times \frac{720}{5800} = 14,4 \text{ ‰}.$$

Es würde also bei  $\delta = 0,8$  die gesammte Ankerrückwirkung 39,4 ‰ betragen. Das ist entschieden zu viel; und wir müssen deshalb  $\delta$  vergrössern. Wenn wir die Bedingung stellen, dass die gesammte Rückwirkung 30 ‰ nicht übersteigen darf, so finden wir

$$\delta = 0,8 \times \frac{39,4}{30} = 1,05 \text{ cm.}$$

Wir machen also den Luftspalt 1,05 cm und erhalten so den äusseren Durchmesser des Polrades zu  $153 - 2,1 = 150,9$  cm. Der nächste Schritt im Entwerfen der Maschine ist die Bestimmung der Eisenquerschnitte. Jener für den Anker muss hauptsächlich mit Rücksicht auf den Hysteresisverlust gewählt werden. Dabei ist zu beachten, dass bei einem in radialer Richtung zu knapp bemessenen Kerne dieser Verlust jedenfalls bedeutend sein wird, dass aber durch Vergrösserung der radialen Dimension der Verlust nicht beliebig verringert werden kann, weil die Induktion in den Stegen zwischen den Löchern und auch etwas darüber hinaus nicht von der radialen Tiefe des Kernes abhängt. Es würde also die Kosten unnöthiger Weise erhöhen, wollte man dem Anker eine grosse radiale Tiefe geben.

Wir wählen die radiale Tiefe versuchsweise zu 9 cm. Wie man aus einer oberflächlichen Rechnung sehen kann, werden die Löcher etwa 3 cm breit und 4 cm hoch gemacht werden müssen. Es bleibt also zwischen den Löchern 5 cm und über denselben auch 5 cm Eisen für den Kraftlinienfluss. Da die Breite des Kraftlinienbüschels, wo es den Anker trifft, etwa 18 cm ist und sich der Kraftfluss sofort nach Eintritt ausbreiten kann, so bleibt etwas über  $12 \text{ cm} \times \text{Eisenlänge des Ankers}$  als Durchgangsquerschnitt. Die Eisenlänge kann zu  $87\frac{1}{2} \text{ ‰}$  der Länge des Ankers angenommen werden, indem  $12\frac{1}{2} \text{ ‰}$  des Raumes durch die Papierisolirung der Bleche verloren geht. Da sich der Kraftfluss oberhalb der Löcher nach links und rechts theilt, so nimmt die Durchgangsfläche  $5 \times \text{Eisenlänge}$  nur den halben Kraftfluss auf. Als Mittelwerth des Eisenquerschnittes zwischen den Löchern können wir setzen

$$\left( \frac{12 + 3 \times 5}{2} \right) \times 40 \times 0,875 = 470 \text{ qcm.}$$

Der Eisenquerschnitt über den Löchern ist

$$2 \times 5 \times 40 \times 0,875 = 350 \text{ qcm.}$$

Das Feld, welches thatsächlich durch den Anker fließt, ist nicht proportional den 1500 V bei offenem Stromkreis, sondern der vektoriellen Summe der Klemmenspannung bei Vollbelastung, nämlich

$$2000 : \sqrt{3} = 1150$$

und dem durch ohmischen Widerstand und Wirbelströme im Anker entstehenden Spannungsverlust. Nehmen wir letzteren zu 3 % von 1500 V, d. h. zu 45 V, an und setzen wir voraus, dass

$$\cos \varphi = 0,8,$$

so finden wir durch eine einfache Konstruktion, die nicht näher beschrieben zu werden braucht, diese vektorielle Summe zu 1195 Volt.

Bei 1500 V war

$$N = 3,05 \times 10^6;$$

bei 1195 V ist

$$N = 3,05 \cdot \frac{1195}{1500} \cdot 10^6 = 2,43 \times 10^6.$$

Es ist mithin die Induktion

$$\begin{aligned} \text{zwischen den Löchern } & 2\,430\,000 : 470 = 5000 \\ \text{oberhalb der Löcher } & 2\,430\,000 : 350 = 7000. \end{aligned}$$

Wenn hoher Wirkungsgrad die einzige Rücksicht beim Entwerfen der Maschine wäre, so könnte durch die Vergrößerung der radialen Dimension des Ankerkernes von 9 auf 11 cm diese Induktion auf 5000 herabgesetzt und so die Konstruktion etwas verbessert werden. Das würde aber die Materialkosten erhöhen.

Das aus den Dimensionen berechnete Eisengewicht des ganzen Ankerkernes ist 1075 kg. Davon entfallen auf die Partie zwischen den Löchern 350 und auf jene ausserhalb der Löcher 725 kg. Die Hysteresis berechnet sich nun unter Zuhilfenahme der Kurve (Fig. 1) für mittelmittes Eisen wie folgt:

350 kg bei $B = 5000$ , $\sim = 50$ erfordert	. . . . . 420 Watt
725 „ „ $B = 7000$ , $\sim = 50$ „	. . . . . 1 480 „
Gesamt-Hysteresisverlust	. . . . . 1 900 Watt

oder 1,9 % der Leistung. Dieses Ergebniss ist befriedigend, und wir behalten deshalb die oben angegebenen Dimensionen für den Ankerkern bei.

Bei der Bestimmung der Eisenquerschnitte des Magnetrades muss die Streuung beachtet werden. Wir zeichnen zunächst zwei Magnetschenkel auf, wobei die Länge durch eine probeweise Berechnung des zur Unterbringung des Erregerdrahtes nöthigen Raumes zunächst annähernd bestimmt wird. Diese Rechnung ist so einfach, dass sie hier nicht gegeben zu werden braucht. Aus der Zeichnung entnehmen wir dann

Querschnitt und Länge der Streupfade. Der Pfad zwischen den vorspringenden Polkanten ist  $24 - 16 = 8$  cm lang und hat an beiden Enden einen Querschnitt von  $2 \times 40 = 80$  qcm, in der Mitte, wegen der Ausbauschung des Kraftlinienbüschels, jedoch etwa den doppelten Querschnitt. Wir nehmen im Mittel den Querschnitt zu 120 qcm an und berechnen zunächst die Induktion aus

$$B = \frac{X}{0,8 \times 8} = \frac{X}{6,4}.$$

Dabei ist für X die Erregung für den Luftraum und das Ankereisen, nicht aber für das Magneteisen einzusetzen. Letztere ist jedoch jedenfalls sehr gering und da die Berechnung der Streuung überhaupt nicht Anspruch auf Genauigkeit machen kann, nehmen wir für X die gesammten Ampèrewindungen, welche zur Erzeugung einer offenen Klemmenspannung von 1500 V nöthig sind. Das macht bei  $\delta = 1,05$  rund 8000 Ampèrewindungen. Es ist also

$$B = 8000 : 6,4 = 1250.$$

Die Anzahl Streulinien zwischen den Polkanten ist mithin

$$1250 \times 120 = 150\,000.$$

Da die Streuung nach rechts und links erfolgt, gehen durch die Polkanten im Ganzen 300 000 Linien verloren.

Zwischen den Seitenflächen der Magnete treten auch Streulinien über. Die mittlere Entfernung dieser Flächen ist 11 cm und ihre Grösse 800 qcm. Da der magnetische Druck, welcher die Streulinien treibt, am inneren Ende der Schenkel 0 ist und nach aussen zu wächst, so ist die gesammte Streuung darstellbar durch jene, welche über die halbe Fläche unter dem vollen Druck von X Ampèrewindungen stattfinden würde. Wir haben

$$B = \frac{8000}{0,8 \times 11} = 910$$

und die aus jeder Magnetseite ausgehende Kraftlinienzahl ist

$$910 \times \frac{800}{2} = 364\,000.$$

Auch diese Streuung findet nach beiden Seiten hin statt. Wir verlieren deshalb

$$2 \times 364\,000 = 728\,000 \text{ Linien.}$$

Im Ganzen verlieren wir also durch Streufluss

aus den Seiten der Magnete . . . . .	728 000
„ „ Polkanten . . . . .	300 000
	1 028 000

Ausserdem findet noch Streuung in anderen Richtungen statt, die wir jedoch kaum berechnen können. Jedenfalls ist sie gegenüber der hier berechneten Streuung gering. Wir können ihr Rechnung tragen, indem wir etwa noch ein Zehntel zuschlagen, so dass der ganze Streufluss zu 1 140 000 Linien angenommen werden kann.

Der Anker bekommt, wie oben gezeigt, einen Fluss von  $2,43 \times 10^6$  Linien. Zerstreut werden  $1,14 \times 10^6$  Linien. Die Magnete müssen also knapp bei dem Jochring durchlassen

$$N_m = 3,57 \times 10^6 \text{ Linien.}$$

Man kann Blech recht gut mit  $B = 14\,000$  bis  $15\,000$  beanspruchen. Der Querschnitt der Magnetschenkel müsste also etwa 250 qcm betragen, was einer Breite der Bleche von 7 cm entspricht. Da jedoch die Berechnung der Streuung nothwendigerweise ungenau sein muss, wäre es gewagt, die Schenkel zu knapp zu bemessen. Dazu kommt noch der Umstand, dass die Bleche ausgestanzt werden müssen und die Stanzen ziemlich kostspielig sind, so dass man nicht gern zu viele verschiedene Stanzen verwendet. Man wird also zweckmässig die Breite der Bleche etwas grösser wählen, damit die gleichen Stanzen auch zur Herstellung von Magneten, die ein stärkeres Feld führen, verwendet werden können. Dieser Fall würde z. B. eintreten, wenn eine Maschine mit weniger Spannungsabfall verlangt würde oder wenn man die Maschine für eine grössere Leistung bei gleichem Spannungsabfall bauen wollte. Es müsste dann  $q$  kleiner und  $N$  grösser gemacht werden. Allerdings würde dabei wegen der grösseren Liniendichte im Ankerkern der Hysterisisverlust steigen. Es ist aber immerhin denkbar, dass man den Uebelstand eines etwas kleineren Wirkungsgrades in Anbetracht der besseren Regulirung oder der grösseren Leistung zulässt, und um die Möglichkeit einer solchen Abänderung in der Konstruktion offen zu halten, wird man gut thun, die Magnete der Maschine nicht zu schmal zu machen. Wir wollen sie statt 7 cm 9 cm breit machen, was einer Induktion  $B_m = 11\,300$  entspricht.

Es erübrigt noch, die Anker- und Feldwicklung zu bestimmen. Die Anzahl Ankerdrähte pro Phase haben wir schon festgesetzt. Es ist  $q = 20$  und  $z = 400$ . Der Drahtquerschnitt richtet sich nach dem zugelassenen Verluste. Wenn wir die Bedingung stellen, dass nicht mehr als  $1\frac{1}{2}\%$  der Maximalleistung, also 1500 Watt in allen drei Phasen durch ohmschen Widerstand verloren gehen soll, so muss der Widerstand einer Phase 0,38 Ohm sein. Durch Aufzeichnen der Spulen und mit Berücksichtigung der Kröpfung an den Kreuzungsstellen finden wir die mittlere Länge einer Windung zu 152 cm und da jede Phase 200 Windungen (400 wirksame Drähte) enthält, ist die gesammte Drahtlänge in einer Phase 304 m. Damit nun diese Drahtlänge einen Widerstand von 0,38 Ohm im warmen Zustande hat, muss der Drahtquerschnitt 16 qmm betragen, was einem Durchmesser von 4,5 mm entspricht. Der besponnene Draht hat dann einen Durchmesser von 5,5 mm.

Zur Unterbringung der 20 Drähte brauchen wir einen Raum von  $4 \times 5,5 = 22$  mm Breite und  $5 \times 5,5 = 27,5$  mm Höhe. Die Auskleidung des Loches erfolgt durch ein Micanitrohr, dessen Wandstärke bei der in Betracht kommenden Spannung mit 4 mm



reichlich bemessen ist. Das Loch in den Ankerplatten muss mithin 30 mm breit und 35,5 mm hoch sein. Um die Selbstinduktion zu vermindern, schlitzen wir es auf der Innenseite 14 mm weit auf.

Bei Entwurf der Erregerspulen muss darauf geachtet werden, dass Effektverlust und Erwärmung nicht zu gross werden. Die Erregung für 1500 V offene Klemmenspannung kann nunmehr mit ziemlicher Annäherung berechnet werden, da wir die Grösse des Luftspaltes mit  $\delta = 1,05$  festgesetzt haben. Die Breite des Feldes ist 40 cm, seine Länge 17 cm, mithin

$$A_{\alpha} = 680.$$

Da

$$N = 3,05 \times 10^6,$$

so ist

$$B_{\alpha} \text{ rund } 4500$$

und

$$X_{\alpha} = 1,6 \times 1,05 \times 4500$$

$$X_{\alpha} = 7550.$$

Die Länge des magnetischen Pfades im Anker ist 30 cm und jene im Magnet-system 65 cm; die mittleren Induktionen sind für den Anker im Mittel 6050 und für die Schenkel 11 300. Aus diesen Zahlen und der Magnetisierungs-kurve für Blech (Fig. 6) finden wir, dass

für den Anker . . . . .	36
und für das Feld . . . . .	214
also im Ganzen . . . . .	250

Ampèrewindungen nöthig sind. Die ganze Erregung beträgt somit

$$X = 7800.$$

Sie muss von je zwei Feldspulen hervorgebracht werden. Jede Feldspule muss mithin 3900 Ampèrewindungen führen.

Rechnen wir die Dicke der Isolirung zu 0,5 cm und die mittlere Wickelungstiefe zu 4,5 cm, so ist der Umfang einer Windung

$$2 \times (9,5 + 40,5) + \pi 4,5 = 115 \text{ cm.}$$

Wir nehmen nun versuchsweise den Erregerstrom zu 15 A an und sehen zu, welchen Drahtquerschnitt wir brauchen, damit der Effektverlust und die Erwärmung in mässigen Grenzen bleiben. Die Anzahl Windungen pro Schenkel ist

$$3900 : 15 = 260.$$

Wir wollen jedoch nicht zu knapp konstruieren und nehmen deshalb 270 Windungen pro Schenkel. Die Drahtlänge für die ganze Maschine ist mithin

$$20 \times 1,15 \times 270 = 6200 \text{ m.}$$

Aus der Zeichnung finden wir, dass bei 270 Windungen der Raum für Draht von 4,4 mm (besponnen auf 5,5 mm) bequem ausreicht. Die Besspinnung wählen wir mit Rücksicht auf den durch Centrifugalkraft ausgeübten Druck absichtlich etwas stärker als der Formel (1) entspricht.

Der Widerstand von 6200 m Draht von 4,4 mm Durchmesser ist im warmen Zustand

$$w = \frac{6200 \times 0,018}{15,2} = 7,36 \text{ Ohm.}$$

Der Widerstandscoefficient ist mit 0,018 gewählt, weil die Erwärmung wegen der grossen Oberfläche und sehr energischen, durch die Geschwindigkeit hervorgerufenen Abkühlung, jedenfalls sehr gering sein wird.

Wir haben dann an den Klemmen der Magnetwicklung eine Spannung von

$$7,36 \times 15 = 110 \text{ V}$$

nöthig.

Der Effektverbrauch ist

$$15 \times 110 = 1650 \text{ Watt}$$

oder rund  $1\frac{2}{3}\%$  der Leistung.

Der äussere Umfang der Spulen ist 128 cm; ihre Länge 19 cm. Die gesammte Abkühlungsfläche ist mithin

$$20 \times 128 \times 19 = 48\,600 \text{ qcm.}$$

Wir erhalten mithin rund 29 qcm Abkühlungsfläche von Watt Effektverlust. Es ist sicher, dass die Erwärmung der Erregerspulen nur eine sehr mässige sein wird und dass der Widerstandscoefficient von 0,018 jedenfalls nicht zu niedrig gegriffen ist.

Das Gewicht des Erregerdrahtes bestimmt sich aus seiner Länge und seinem Querschnitt zu 840 kg.

Das Gewicht des rotirenden Theiles ist

für die Welle, Gusseisentrommel und Bolzen . . .	900 kg
„ Bleche . . . . .	1 900 „
„ Draht . . . . .	840 „
„ andere Materialien . . . . .	60 „
Insgesammt . . . . .	<u>3700 kg.</u>

Wenn wir die Lager  $12 \times 36$  cm machen, so giebt das einen specifischen Lagerdruck von 4,3 kg pro qcm. Dieses ist, verglichen mit dem gewöhnlichen Gebrauch in der Maschinentechnik, ein ausserordentlich niedriger Werth. Es würde jedoch nicht statthaft sein, die Lager bedeutend zu verkleinern und zwar aus verschiedenen Gründen. Erstens ist eine so vollständige Ausbalancirung, dass kein einseitiger Druck auf das Lager durch Centrifugalkraft auftreten kann, praktisch nicht durchführbar. Bei der Geschwindigkeit von 300 Touren pro Minute ist die Centrifugalkraft eines in einer Entfernung von 60 cm von der Axe angebrachten Körpers gleich seinem 50fachen Gewicht. Wenn also der Mangel an vollständiger Ausbalancirung nur  $2\frac{1}{2}\%$  des Gesamtgewichtes ausmacht, so würde die dadurch entstehende Centrifugalkraft rund  $4\frac{1}{2}$  t betragen, also etwas grösser sein, als der berechnete Lagerdruck. Um einer solchen Möglichkeit Rechnung zu tragen, müssen die Lager natürlich stärker dimensionirt werden als sonst nöthig wäre.

Der zweite Grund für die reichliche Bemessung der Lager liegt in der Möglichkeit, dass durch ungenaue Montage oder durch Abnützung das Magnetrad etwas excentrisch läuft, wodurch  $\delta$  rings herum nicht den gleichen Werth hat. Denken wir uns z. B. die Welle um 1 mm gesunken. Dann wird  $\delta$  oben 11,5 und unten 9,5 mm betragen. Die Induktion im Luftraum wird nahezu im umgekehrten Verhältniss variiren, d. h. sie wird rechts und links den normalen Werth von 4500 haben, oben jedoch nur 4100 und unten 5000 sein. Die magnetische Anziehung pro qcm Polfläche ist nach (33) oben 0,68 und unten 1,01 kg. Da die Fläche 680 qcm beträgt, so ist der Druckunterschied zwischen dem obersten und untersten Magneten 225 kg und für das ganze Magnetrad 1000 bis 1200 kg, also rund  $30\%$  von seinem Gewichte.

Der durch Mangel an vollständiger Ausbalancirung entstehende Lagerdruck wirkt während einer halben Umdrehung nach oben und braucht deshalb nicht voll als Lagerdruck in Rechnung gezogen zu werden. Wenn wir ihn mit der Hälfte seines Werthes einsetzen, so erhalten wir bei 1 mm Fehler in der Montage rund 7000 kg Druck auf beide Lager, was einem Flächendruck von

$$q = 8,1$$

entspricht. Die Geschwindigkeit des Zapfens ist

$$v = 1,88.$$

Es ergiebt sich somit

$$q v = 15,2,$$

ein Werth, der auch in den Grenzen der durch Formel (35) gegebenen Zahlen liegt.

Einen anderen Anhaltspunkt zur Bestimmung der Dimensionen der Lager hat man in der Dicke der Welle innerhalb des rotirenden Theiles. Eine Berechnung der-

selben auf Biegung und Torsion nach den gewöhnlichen in der Mechanik gebräuchlichen Formeln würde aus den weiter oben angeführten Gründen zu schwache Dimensionen ergeben. Dagegen kann man die aus anderen guten Dynamokonstruktionen abgeleitete empirische Formel 34)

$$d = \frac{1}{3} \sqrt[3]{RLD^3}$$

recht gut anwenden, weil darin alle jene Zufälligkeiten, welche sich einer genauen Berechnung entziehen, mit berücksichtigt sind. In unserem Falle giebt die Formel einen Wellendurchmesser von 19 cm. Wenn wir nun die Welle aufzeichnen, so sehen wir sofort, dass wir dieselbe in den Lagern nicht gut unter das in Tafel I gegebene Maass verjüngen dürfen.

Die Maschine ist jetzt in ihren wichtigsten Dimensionen und Wickelungsverhältnissen bestimmt. Es erübrigt noch, ihren Wirkungsgrad, Spannungsabfall und den Kurzschlussstrom zu berechnen; ebenso den Erregerstrom genau zu bestimmen. Letzteres ist deshalb nothwendig, weil wir danach den Regulirwiderstand des Feldes bei konstanter Erregerspannung aber wechselnder Belastung bestimmen müssen.

Als Grundlage für die Berechnung dient die statische Charakteristik. Da dieselbe wegen des geringen Eisenwiderstandes ziemlich geradlinig verlaufen muss, brauchen wir nur wenige Punkte zu bestimmen. Wir haben zunächst für

$$e = 1500$$

$$N = 3\,050\,000$$

$$B_a = 4500$$

$$X_a = 7550.$$

Die Induktion im Anker ist im Mittel 6000 und der Kraftlinienweg 30 cm. Aus der Magnetisirungskurve für Blech finden wir

$$X_n = 35.$$

Wir hatten früher gefunden; dass für 8000 Ampèrewindungen  $1,14 \times 10^6$  Linien durch Streuung verloren gehen. Bei

$$X_a + X_n = 7585$$

gehen also

$$1,14 \cdot \frac{7580}{8000} \times 10^6 = \text{rund } 1,08 \times 10^6$$

Linien verloren. Die Magnete führen

$$(3,05 + 1,08) 10^6 = 4,13 \times 10^6$$

Linien. Ihr Querschnitt ist 315 qcm. Das giebt

$$B_m = 13\,100.$$

Der Querschnitt des Joches ist etwas grösser. Da die Länge des Pfades im Joch sehr gering ist, so begehen wir keinen erheblichen Fehler, wenn wir die Korrektur für den grösseren Querschnitt unterlassen und annehmen, dass

$$B_m = 13\,100$$

die Induktion längs des ganzen Kraftlinienpfades im Feldmagnetsystem ist. Die Länge desselben bestimmt sich aus der Zeichnung zu 65 cm. Aus der Magnetisierungskurve finden wir

$$X_m = 345.$$

Die gesammte Erregung ist also

$$X_a + X_a + X_m = 7930.$$

In gleicher Weise finden wir andere Punkte der Kurve. Die Rechnung braucht hier nicht wiederholt zu werden. Das Ergebniss ist

$e = 1500$	1000	600	400
$X = 7930$	5200	3100	2000.

Die entsprechende Kurve ist in Tafel I eingetragen.

Die Gegenwindungen des Ankers sind, wie oben gezeigt

$$X_g = 1570.$$

Dem entspricht, wie wir durch Abmessung aus der statischen Charakteristik finden

$$e_g = 285$$

oder 19 % der offenen Klemmenspannung.

Aus Formel (68) finden wir

$$e_s = e \times 1,16 \frac{720}{7550} = 166 \text{ V}$$

$$\frac{e_s}{e} = 11 \text{ } \%$$

Der Querschnitt des Ankerdrahtes wurde so bestimmt, dass 13,6 V verloren gehen, d. h. 1 1/2 % der Leistung. Rechnen wir den gleichen Betrag für Verlust durch Wirbelströme, so haben wir

$$e_w = 27 \text{ Volt}$$

oder nahezu 2 % von  $e$ .

Wir können jetzt das Diagramm für den Spannungsabfall konstruieren. (Fig. 25 auf S. 27.)

Daraus finden wir, dass für

$$\cos \varphi = 0,8$$

der Abfall 23 % beträgt. Wird die Maschine also mit 7930 Ampèrewindungen erregt, so beträgt die Klemmenspannung bei offenem Stromkreis

$$\sqrt{3} \times 1500 = 2600$$

und bei 36 A Phasenstrom

$$0,77 \times 2600 = \text{rund } 2000 \text{ V}$$

wie verlangt. Hätte diese Rechnung, eine andere Spannung ergeben, so würde das gezeigt haben, dass wir mit unserer Annahme

$$e = 1500$$

nicht das Richtige getroffen hatten. Die offene Klemmenspannung und dementsprechend die Erregung müsste dann so geändert werden, dass wir die richtige Klemmenspannung bei voller Belastung erhalten.

Soll nun die Maschine bei allen Belastungen dieselbe Klemmenspannung geben, so muss mit sinkender Belastung die Erregung abnehmen und zwar so, dass bei offenen Klemmen

$$e = \frac{2000}{\sqrt{3}} = 1157$$

wird. Die entsprechende Erregung findet sich aus der Charakteristik zu 5700 Ampèrewindungen. Die Grenzen des Erregerstromes sind also

bei Vollbelastung und $\cos \varphi = 0,8$	. . . . .	14,7 A
bei Leerlauf	. . . . .	10,6 A

Diesen beiden Stromstärken entspricht bei 110 V Spannung ein Gesamtwiderstand von 7,5 und 10,4 Ohm.

Der Widerstand der Feldwicklung (warm) ist 7,36 Ohm; wir müssten also den Regulirwiderstand für

$$10,4 - 7,36 = 3,04 \text{ Ohm}$$

einrichten. Da aber vollkommene Regulirbarkeit auch gefordert werden muss, so lange die Maschine noch kalt ist (wenn also der Widerstand der Feldwicklung nur etwa 6,8 Ohm beträgt), und da man vorsichtshalber einen gewissen Spielraum in der Regulirfähigkeit vorsehen muss, so wird man zweckmässig den Regulirwiderstand grösser als

$$10,4 - 6,8 = 3,6 \text{ Ohm}$$

machen. Man wird, um sicher zu gehen, den Regulirwiderstand auf rund 4 Ohm bemessen und ihn mit etwa 15 Kontakten versehen, so dass 11 Kontakte auf die 3,04 Ohm kommen, die theoretisch nöthig sind. Die Regulirung auf konstante Klemmenspannung kann dann mit einer Fehlergrenze von

$$\pm \frac{1}{2} \times \frac{23}{11} = \pm 1 \%$$

erreicht werden.

Bei induktionsloser Belastung wird die Leistung von 100 Kwt bei einem Phasenstrom von 29 A erreicht.

Wir haben nun die Erregung so zu bestimmen, dass bei vollkommen induktionsloser Belastung mit 29 A Phasenstrom die verkettete Klemmenspannung 2000 V und die Phasenklemmenspannung

$$2000 : \sqrt{3} = 1157 \text{ V}$$

beträgt. Zu diesem Zweck benutzen wir ein Annäherungsverfahren. Aus dem Diagramm für die Klemmenspannung, das nach Fig. 25 (auf S. 27) zu konstruieren ist, ersieht man, dass bei 36 A Phasenstrom und

$$\cos \varphi = 1$$

die Phasenklemmenspannung 92 % von 1500 V, also 1380 V ist. Wir können mithin als erste Annäherung annehmen, dass die offene Phasenspannung im Verhältniss von

$$1157 : 1380$$

also auf 1250 V herabgesetzt werden muss. Wir nehmen nun vorläufig diese Spannung an und sehen zu, ob die Konstruktion des Diagrammes für den Spannungsabfall die verlangte Klemmenspannung giebt.

Bei 29 A ist

$$q_i = 580.$$

Der inducirten EMK von 1250 V entspricht

$$X_\alpha = 6300 \qquad X = 6550.$$

Nach Formel 66 ist

$$X_g = 1260$$

und aus der Charakteristik entnehmen wir

$$e_g = 240.$$

Nach Formel 68 ist

$$e_s = 1250 \times 1,16 \times \frac{580}{6300} = 133.$$

Der ohmische Verlust im Anker ist

$$29 \times 0,38 = 11 \text{ V.}$$

Der Verlust durch Wirbelströme wird nicht wesentlich kleiner sein als früher, wo derselbe zu 1500 Watt entsprechend einem Spannungsabfall von 13,6 V angenommen wurde. Es ist also

$$e_w = 25 \text{ V}$$

oder 2 % der inducirten EMK.

Wir haben jetzt zur Konstruktion des Diagrammes für den Spannungsabfall folgende Daten

$$e = 1250 \quad e_g = 240 \quad e_n = 133 \quad e_w = 25 \quad \varphi = 0.$$

Konstruirt man nach diesen Daten das Diagramm, so findet man, dass die Phasenklemmenspannung 1170 V beträgt, während sie 1157 V betragen sollte. Wir haben also die inducirte EMK mit 1250 ein wenig zu hoch angenommen. Den richtigen Werth finden wir aus dem Diagramm zu 1240 V.

Wenn wir also die Maschine so erregen, dass ihre inducirte Phasenspannung bei offenem Stromkreis 1240 V beträgt, so erhalten wir bei 100 Kwt Leistung und

$$\varphi = 0$$

die geforderte verkettete Klemmenspannung von 2000 V. Der Spannungsabfall ist dabei

$$\frac{1240 - 1157}{1240} = 6,7 \%$$

Die Erregung ist aus der Charakteristik auf Tafel I 6500 Ampèrewindungen und der Erregerstrom 12 A. Der zur Erregung nöthige Effekt, einschliesslich des Verlustes im Regulirwiderstand ist

$$110 \times 12 = 1320 \text{ Watt}$$

oder 1,32 %.

#### Berechnung des Kurzschlussstromes.

Nach Formel 76 ist

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\sigma}{k_g q}$$

Aus

$$e_n = i \sigma$$



können wir  $\sigma$  berechnen, denn wir haben die Werthe von  $e_s$  für 29 und 36 A früher bestimmt. Aus beiden ergibt sich der gleiche Werth für  $\sigma$ , nämlich

$$\sigma = 4,6.$$

Nach Formel 66 ist

$$k_g = \frac{1,68}{m} \sin m \frac{\pi}{2}.$$

$$k_g = 2,18.$$

Wir haben also

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{4,6}{2,18 \times 20} = \frac{4,6}{43,6}.$$

Natürlich muss bei Eintragung des Winkels  $\alpha$  in die Charakteristik der Maassstab berücksichtigt werden, d. h. der Zähler muss im Volt-Maassstabe und der Nenner im Maassstab der Ampèrewindungen eingetragen werden. Zur Bequemlichkeit verwandeln wir den Bruch, so dass im Zähler genau 800 V zu stehen kommen. Dann ist

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{800}{7500}.$$

Ziehen wir (Charakteristik auf Tafel I) nun von dem Punkte

$$X = 7930$$

eine Gerade unter dem Winkel  $\alpha$ , so schneidet diese die Charakteristik in einem Punkte, dessen Ordinate 570 V darstellt. Es ist also der Kurzschlussstrom

$$i_o = \frac{570}{4,6} = 124 \text{ A.}$$

Dieselbe Konstruktion für

$$X = 6500$$

durchgeführt, giebt den Kurzschlussstrom zu 107 A.

Bestimmt man unter Zuhilfenahme eines nach Fig. 25 (auf S. 27) konstruirten Diagrammes die Klemmenspannung bei verschiedenen Stromstärken aber gleicher Erregung und derselben Phasenverschiebung im äusseren Stromkreis, so erhält man eine Charakteristik, welche Phasen-Klemmenspannung als Funktion des Phasenstromes bei konstanter Erregung darstellt. Dies ist in Tafel I geschehen und zwar für

$$\cos \varphi = 1$$

und

$$\cos \varphi = 0,8.$$

## Zusammenstellung der Resultate.

Der Uebersicht halber sollen die wichtigsten Resultate noch zusammengestellt werden.

Phasenverschiebung im äusseren Stromkreis $\cos \varphi =$	0,8	1,0
Leistung an den Klemmen Kwt . . . . .	100	100
Phasenstrom A . . . . .	36	29
Verkettete Klemmenspannung bei Vollbelastung Volt	2000	2000
Verkettete Klemmenspannung bei Leerlauf Volt . .	2600	2145
Spannungsabfall . . . . .	23 %	6,7 %
Kurzschlussstrom . . . . .	124	107
Erregung in Ampèrewindungen . . . . .	7930	6500
Erregerstrom (abgerundete Zahl) Ampère . . . .	15	12
Verlust im Anker Kwt. . . . .	4,900	4,660
Verlust durch Erregung (einschliesslich Regulir- widerstand) . . . . .	1,650	1,320
Mechanische Verluste (geschätzt) . . . . .	2,000	2,000
Gesamnte Verluste . . . . .	8,550	7,980
Wirkungsgrad . . . . .	92 %	92 $\frac{1}{2}$ %.

Es ist interessant, zu untersuchen, in wie weit sich die Leistung der Maschine durch Verminderung von  $z$  steigern lassen würde. Nehmen wir an, dass die Eisen-  
theile der Maschine und die Erregerspulen beibehalten werden, dass wir aber jede  
Ankerspule nicht aus 20 Windungen von 4,5 mm Draht sondern aus nur 16 Windungen  
von 5 mm Draht herstellen. Der Widerstand des Ankers würde dann, gleiche Er-  
wärmung vorausgesetzt, im Verhältnisse von

$$\left(\frac{16}{20}\right)\left(\frac{4,5}{5}\right)^2$$

abnehmen. Da die Induktion jedoch höher sein muss, wird die Erwärmung des  
Ankers auch grösser sein und die Widerstandsabnahme wird nicht ganz so gross sein  
als den obigen Zahlen entspricht. Eine einfache Rechnung, die hier nicht näher er-  
läutert zu werden braucht, zeigt, dass der Anker der in Tafel I dargestellten Maschine  
sich um 25 bis 30 ° erwärmen wird. Nehmen wir vorläufig an, dass die Temperatur-  
erhöhung im neuen Anker anderthalb mal so gross ist, so würde der Ankerwiderstand  
pro Phase um rund 6 % grösser sein als der obigen Verhältnisszahl entspricht, also  
betragen

$$w_a = 1,06 \left(\frac{16}{20}\right)\left(\frac{4,5}{50}\right)^2 \times 0,38$$

$$w_a = 0,265.$$

Nehmen wir nun an, dass wir die Maschine mit 140 Kwt belasten, was bei

$$\cos \varphi = 0,8$$

einem Phasenstrom von 50,5 A entspricht, so verlieren wir durch ohmschen Widerstand in allen drei Phasen des Ankers

$$3 \times 0,265 \times 50,5^2 = \text{rund } 2,7 \text{ Kwt}$$

oder 1,93 % der Leistung.

Das Stromvolumen in jedem Loch war früher 720 Ampère Drähte und ist jetzt

$$16 \times 50,5 = 810 \text{ Ampère Drähte.}$$

Die Wirbelströme sind theilweise von diesem Stromvolumen und theilweise von der Induktion abhängig. Die Induktion ist um rund 25 % gesteigert worden, und das Stromvolumen um 13 %. Nehmen wir als Mittelwerth 19 %, so finden wir, dass der Effektverlust durch Wirbelströme (welcher bekanntlich dem Quadrat der sie erzeugenden EMK proportional ist) im Verhältniss

$$1 : 1,19^2 = 1 : 1,42$$

gewachsen ist. Wir hatten früher diesen Effektverlust zu 1,5 Kwt geschätzt und müssen ihn daher jetzt zu 2,1 Kwt schätzen. Der Hysteresisverlust im Anker ist im Verhältniss von

$$1 : \left(\frac{20}{16}\right)^{1,6}$$

d. h. um rund 50 % gewachsen, beträgt also jetzt 2,85 Kwt. Wir haben also bei 140 Kwt Leistung folgende Verluste im Anker:

Kupferwärme . . . . .	2 700 Watt
Hysteresis . . . . .	2 850 „
Wirbelströme . . . . .	2 100 „
Gesamtverluste . . . . .	<u>7 650 Watt.</u>

Früher waren die Gesamtverluste 4900 Watt, die Steigerung beträgt also 56 %. Die Temperaturerhöhung wird natürlich auch im gleichen Maasse steigen, d. h. sie wird 40 bis 47 ° C. betragen, ein Werth, der für Dauerbetrieb wohl kaum mehr als zulässig angesehen werden kann. Führt man nach den oben gegebenen Anleitungen die Berechnung der Erregung und des Spannungsabfalles durch, so findet man, dass bei

$$\cos \varphi = 0,8$$

und Vollbelastung die Magnete mit 10 000 Ampèrewindungen erregt werden müssen und dass der Spannungsabfall nunmehr nur 20 % beträgt. In dieser Beziehung ist die Maschine somit etwas verbessert worden,

Der Effektverlust für Erregung beträgt 2800 Watt, und nimmt man, wie früher, 2000 Watt zur Deckung der rein mechanischen Verluste an, so ergibt sich der gesammte zuzuführende Effekt mit

$$140 + 7,65 + 2,8 + 2 = 152,40$$

was einem Wirkungsgrad von 92 % entspricht. Das ist genau derselbe Werth wie früher.

Dadurch, dass wir die Anzahl Drähte auf dem Anker von 400 auf 320 herabgesetzt haben, ist also die Maschine in Bezug auf Wirkungsgrad bei Vollbelastung nicht verschlechtert worden und in Bezug auf Spannungsabfall ist sie sogar verbessert worden. Dagegen stellt sich die Maschine jetzt in Bezug auf Erhitzung und mithin auch auf ihre Dauerbarkeit ungünstiger.

# 100 Kwt Drehstromgenerator

300 Touren p. M.  $\omega = 50$ .

Sternschaltung mit 1400 V Phasenspannung bei offenem Stromkreis

Verkettete Spannung 2000 V.

Strom in jeder Phase 36 A.

(Tafel II.)

Leistung und Tourenzahl dieser Maschine sind dieselben wie bei der in Tafel I dargestellten Maschine, jedoch ist ein geringerer Spannungsabfall vorgeschrieben und eine andere Type gewählt worden. Die Type der vorliegenden Maschine ist gekennzeichnet durch die Anordnung einer einzigen Erregerspule für alle Feldpole und durch die Zusammensetzung des Ankers aus einzelnen auswechselbaren Segmenten. Die letztere Bedingung kann am bequemsten und vollständigsten erreicht werden, wenn man die Ankerspulen so anordnet, dass sie sich nicht gegenseitig übergreifen. Das führt zur Anwendung einer Wickelung mit sogenannten »kurzen« Spulen, wie sie in Fig. 22 dargestellt ist. Die Theilung des Ankerkernes erfolgt in den Lochmitten, so dass jedes Segment mit seiner zugehörigen Spule ausgewechselt werden kann, ohne die übrigen Theile der Wickelung stören oder einen andern Theil der Maschine als eben das eine Segment demontiren zu müssen. Diese Konstruktion empfiehlt sich, wenn die Maschine in entlegenen Gegenden aufgestellt wird, wo geschulte Arbeiter zum Neueinwickeln beschädigter Spulen nicht zu haben sind. In solchen Fällen würde man der Maschine einfach einige besondere Segmente mitgeben und gelegentlich die beschädigten Segmente nach einer Werkstatt schicken, um sie dort neu bewickeln zu lassen, worauf sie wieder als Reserve dienen können. Die mechanische Befestigung der Segmente mittelst ihrer Endscheiben aus Rothguss an dem gusseisernen Ankergehäuse ist in Tafel II dargestellt und braucht hier nicht näher erläutert zu werden.

Es ist jedoch wichtig zu beachten, dass durch die Untertheilung des Ankerkernes radiale Stossfugen entstehen, die dem Kraftfluss bei gewissen Stellungen der Feldpole einen Widerstand bieten und bei anderen Stellungen nicht. Stehen in einer Einphasenmaschine die Polmitten vor den Lochmitten, so verzweigt sich der Kraftfluss zu beiden Seiten der Löcher und die Stossfugen zwischen den benachbarten Segmenten werden von den Kraftlinien garnicht durchsetzt. Der magnetische Widerstand der

Stossfugen hat also keinen Einfluss auf den gesammten Kraftfluss. Stehen jedoch die Polmitten den Spulenmitten gegenüber, so muss der Kraftfluss die Stossfugen durchsetzen und wird durch den magnetischen Widerstand derselben vermindert. Es ändert sich mithin der magnetische Widerstand des Kraftlinienpfades und mit diesem die Feldstärke je nach der relativen Stellung von Feldpolen und Spulen. Sind die Feldpole nicht untertheilt, so kann durch diese Aenderung der Feldstärke ein merklicher Arbeitsverlust durch Wirbelströme in den Polköpfen entstehen. Um diesen Arbeitsverlust zu vermeiden, kann man entweder die Polköpfe bis zu einer gewissen Tiefe (5–8 cm) aus Blech herstellen, oder man kann durch entsprechende Form des inneren Umfanges der Segmente dafür sorgen, dass die Aenderung des magnetischen Widerstandes innerhalb kleiner Grenzen bleibt. Zu diesem Zwecke braucht man bloss den inneren Krümmungsradius der Segmente grösser als den halben Ankerdurchmesser zu machen. Es ändert sich dann der Luftraum mit der relativen Stellung der Pole und Spulen; er ist am kleinsten, wenn die Pole zwischen den Löchern und am grössten, wenn die Pole vor den Löchern stehen. Die Summe von magnetischem Widerstand des Luftraumes und der Stossfuge ist dann nahezu für alle Stellungen der Pole konstant und die schädliche Schwankung im Kraftlinienfluss kann auf diese Weise auf ein zulässiges Maass vermindert werden. Dieses Mittel kann jedoch nicht mit gleich gutem Erfolg bei Dreiphasenmaschinen angewendet werden, weil die Zahl der Löcher anderthalb mal so gross ist als die Zahl der Pole, also zwischen Löchern und Polen ein Mangel an Symmetrie besteht, der eine richtige Formgebung zur Erreichung eines konstanten Widerstandes bei allen Stellungen erschwert. Wir wollen also von diesem Mittel keinen Gebrauch machen, sondern die Polköpfe aus Blech herstellen und auf diese Weise die Entstehung von Wirbelströmen vermeiden.

Da die Type der Maschine durch die obigen Ueberlegungen gegeben ist, können wir daran gehen, die Hauptdimensionen annähernd zu bestimmen. Wir haben nach Formel (78)

$$\text{Volt} \times \text{Ampère} = C A v p.$$

Die Maschine soll bei einer Phasenverschiebung im äusseren Stromkreis von

$$\cos \varphi = 0,8$$

100 Kwt leisten. Das Produkt Volt  $\times$  Ampère muss mithin 125 000 Watt ausmachen.

Nehmen wir an, dass die Polbreite

$$\frac{2}{\pi}$$

oder 64 % von der Theilung ist, so können wir setzen

$$A = \frac{2}{\pi} \frac{\pi D}{2p} L$$

$$\text{Volt} \times \text{Ampère} = C \frac{D L}{p} v p$$

$$\text{Volt} \times \text{Ampère} = C D L v$$

wobei der Coefficient C den für Formel (78) geltenden Werth beibehält. Diese Formel gilt natürlich nur unter der Annahme, dass die Polbreite nahezu zwei Drittel der Theilung beträgt.

Da die Tourenzahl gegeben ist, so ist das Verhältniss von D zu v auch gegeben. Es ist

$$v = \pi \frac{D U}{100 \times 60}$$

Dieser Ausdruck in die obige Formel eingesetzt, giebt

$$\text{Volt} \times \text{Ampère} = C \frac{\pi}{6000} D^2 L U$$

$$125\,000 = C \cdot 0,52 D^2 L U 10^{-3}$$

Mit Rücksicht darauf, dass die Wickelung mit kurzen Spulen nicht so günstig ist als die in Tafel I angenommene Wickelung mit langen Spulen; und dass überdies noch der Spannungsabfall jetzt geringer sein soll, werden wir für C einen kleineren Werth als 0,8 wählen müssen. Nehmen wir

$$C = 0,66$$

an, so wird

$$D^2 L = 1\,200\,000.$$

Es sind natürlich unendlich viele Kombinationen von D und L möglich. Die folgende Tabelle enthält einige davon unter gleichzeitiger Angabe der Umfangsgeschwindigkeit der Theilung, und des Lochabstandes:

D =	150	180	200	210	220	230	240
L =	53,5	37	30	27,2	24,8	22,7	20,8
v =	23,5	28,2	31,4	33	34,5	36	37,6
r =	23,5	28,2	31,4	33	34,5	36	37,6
Lochabstand =	15,6	18,8	20,9	22	23	24	25.

Die Summe von L und dem Lochabstand giebt einen Anhaltspunkt zur Beurtheilung der Länge des Ankerdrahtes und mithin des Ankerwiderstandes. Wenn kleiner Ankerwiderstand die einzige Bedingung wäre, so würden wir zweckmässig den Durchmesser des Ankers so gross als möglich wählen. Auch in Bezug auf die Anordnung der ineinandergreifenden Polklauen ist ein kleiner Durchmesser und grosse

Länge des Ankers ungünstig. Andererseits würde ein zu grosser Durchmesser das Gewicht und die Kosten des sogenannten toten Materiales (Ankergehäuse, Grundplatte, Welle und Lager) bedeutend erhöhen und die Beanspruchung der Polklauen durch Centrifugalkraft einer gefährlichen Grenze nahe bringen. Die solide Konstruktion des Feldes gestattet zwar eine grössere Umfangsgeschwindigkeit als bei Maschinen mit radialen und einzeln bewickelten Magneten, wir dürfen aber mit Rücksicht darauf, dass bei der komplizierten Form des Gussstückes eine vollständige Ausbalancirung des Feldes kaum möglich ist, die Umfangsgeschwindigkeit doch nicht übermässig hoch annehmen. Erfahrungsgemäss bekommt man für das Feld noch gute Verhältnisse, wenn die Theilung nicht kleiner ist als die Ankerlänge. Wir würden also mit Rücksicht auf eine günstige Form der Polklauen den Durchmesser nicht grösser zu machen brauchen als 200 cm. Dabei ist die Umfangsgeschwindigkeit mit 31,4 m noch nicht übermässig gross und die Drahtlänge des Ankers ist auch annehmbar. Die Drahtlänge würde bei 240 cm Ankerdurchmesser nur um etwa 10% geringer ausfallen und dieser Vortheil ist zu klein, als dass wir um seinetwillen den Nachtheil des grösseren Durchmessers mit in den Kauf nehmen können. Wir entscheiden uns also für

$$D = 200 \quad L = 30.$$

Bei Bestimmung dieser Dimensionen haben wir angenommen, dass die Polbreite

$$\frac{2}{3,14}$$

der Theilung ist. Das würde

$$P = 20$$

ergeben. Nun ist es mit Rücksicht darauf, dass die mittlere Entfernung der beiden Seiten einer Spule erheblich kleiner als  $\frac{2}{3}$  der Theilung ist und auch mit Rücksicht auf die Streuung zwischen den Polklauen angezeigt die Polbreite etwas zu vermindern. Wir wollen deshalb den Kopf des Poles nicht 20 sondern nur 19 cm breit machen und die Polklauen auf jeder Seite noch um 1 cm vorziehen, so dass ihre Breite 17 cm beträgt.

Bei Maschinen mit Klauenfeld bietet die Befestigung der Erregerspule Schwierigkeiten. Wird die Spule kreisförmig gemacht, so muss die Kraft zum Antrieb des Drahtes einzig und allein durch Reibung zwischen ihm und dem Spulenträger übermittelt werden. Diese Reibung wird nun verringert, wenn sich der Draht in Folge der Erwärmung ausdehnt. Nun kann es vorkommen, dass durch eine plötzliche Belastung des Ankers etwa bei Einschalten eines schwer belasteten Stromkreises das Feld sozusagen einen Stoss bekommt und dadurch seine Rotation ein wenig verzögert wird. Die Feldspule hat natürlich das Bestreben, mit der früheren Geschwindigkeit weiter zu rotiren und sie wird das thun, wenn die Reibung nicht genügend ist. In einem solchen Falle würden die Einführungsdrähte abgescheert werden, und um



diesen Unfall zu verhindern, empfiehlt es sich, den Felddraht nicht auf einen kreisförmigen sondern auf einen polygonalen Spulenträger zu wickeln. Ein Gleiten des Drahtes auf dem Spulenträger kann dann nicht eintreten.

Wir können nun daran gehen, die Windungszahl der Ankerwicklung zu bestimmen. Einen Anhaltspunkt dafür haben wir in den Dimensionen des Feldes, die wir aus der nach obigen Daten anzusetzenden Zeichnung bestimmen. Aus dieser Zeichnung finden wir, dass der Querschnitt einer Polklaue an jenen Stellen, wo der ganze Kraftfluss durchfließt, 350 bis 360 qcm ist. Wenn wir eine Induktion von 15 000 zulassen, würde der Kraftfluss im Felde

$$N_m = 5,2 \times 10^6$$

sein. Nun muss man erfahrungsgemäss bei Klauenfeldern mit einer ziemlich starken magnetischen Streuung rechnen. Diese Streuung werden wir später etwas genauer bestimmen. Für jetzt genügt eine rohe Schätzung derselben. Wir nehmen an, dass von den erzeugten Linien 35 % durch Streuung verloren gehen und 65 % wirklich durch den Anker fließen. Darnach ist das wirklich verwendete Feld mit

$$N = 3,3 \times 10^6$$

in Rechnung zu setzen. Nun ist nach Formel (39)

$$e = k \sim N z 10^{-8}$$

wobei k aus Tabelle 54 bei

$$\frac{P}{\tau} = \frac{2}{3}$$

mit 2,12 einzusetzen ist. Da die Polbreite jedoch etwas kleiner gemacht wurde, wollen wir

$$k = 2,14$$

setzen und erhalten dann für Leerlauf

$$1400 = 2,14 \times 50 \times 3,3 \times z \times 10^{-8}$$

$$z = 396.$$

Da die Drähte in  $2p = 20$  Löchern untergebracht werden müssen, runden wir ab auf

$$z = 400 \quad q = 20.$$

Bevor wir im Entwerfen der Maschine weiterschreiten, wollen wir untersuchen, wie diese Wicklung mit der auf Seite 39 gegebenen Faustregel stimmt.

Der Ankerumfang ist 628 cm. Im Ganzen sind 30 Löcher vorhanden und in jedem Loch liegen

$$2 \times 20 = 40$$

Drähte. Die Stromstärke bei

$$\cos \varphi = 0,8$$

ist 36 A. Es kommen also auf jedes Loch 1440 Ampèredrähte. Da der Lochabstand rund 21 cm beträgt, haben wir pro cm Ankerumfang

$$1440 : 21 = 69$$

Ampèredrähte, also eine Zahl, die mit der unteren Grenze der Strombelastung stimmt. Darnach zu schliessen, können wir erwarten, dass die Maschine in Bezug auf Spannungsabfall sehr günstig ausfallen wird.

Aus der Zeichnung finden wir die mittlere Länge einer Windung zu 1,12 m. Eine Phasenwicklung enthält also

$$20 \times 1,12 \times 10 = 224 \text{ m}$$

Draht. Stellen wir die Bedingung, dass nur  $\frac{3}{4}\%$  (also 750 W) durch Kupferwärme im Anker verloren gehen soll, so müssen wir den Drahtquerschnitt so bemessen, dass der Widerstand einer Phase im warmen Zustand

$$\frac{250}{36^2} = 0,192 \text{ Ohm}$$

nicht übersteigt. Der Querschnitt berechnet sich demnach aus Formel (4) zu

$$\frac{0,02 \times 224}{0,192} = 23,4 \text{ qmm.}$$

Ist die Anordnung des Ankers derart, dass, wie z. B. bei der in Tafel I dargestellten Maschine, der Draht in das Loch hineingewickelt werden muss, so kann man offenbar nur runden Draht verwenden. Bei der vorliegenden Maschinentype kann man jedoch ohne die geringste Schwierigkeit auch rechteckigen Draht verwenden. Die Spule wird auf eine Schablone gewickelt, dann allseitig isolirt und getrocknet. Nachträglich werden dann die Ankerbleche (ähnlich wie es bei einigen Typen von Manteltransformatoren geschieht) einzeln in die Spule eingelegt und die Endplatten angebracht. Da mithin die Möglichkeit gegeben ist, jede beliebige Drahtform zu verwenden, wollen wir diesen Vortheil ausnutzen und die Spulen aus rechteckigem Draht von  $4 \times 6$  mm Querschnitt wickeln.

Der Widerstand einer Phase ist dann rund

$$W_a = 0,19 \text{ Ohm.}$$

Wenn wir flachkantig in fünf Lagen wickeln, so wird die Spulenseite in radialer Richtung 27 mm hoch und in tangentialer Richtung 24 mm breit. Die Isolirung ist mit 4 mm reichlich bemessen, so dass die Dimensionen der isolirten Spulenseite 35 und 32 mm sein werden, was für die Dimensionirung der Löcher im Ankerkern maassgebend ist. Aus der Zeichnung finden wir, dass der Steg zwischen zwei Löchern 15 cm breit ist. Bei 11 % für Papiereinlagen beträgt die Eisenlänge des Ankers

$$0,89 \times 30 = 26,7 \text{ cm}$$

und der Eisenquerschnitt

$$26,7 \times 15 = 400 \text{ qcm.}$$

Wenn wir den gleichen Eisenquerschnitt auch oberhalb der Löcher zulassen, so muss die radiale Höhe des Ankerkernes über den Löchern 7,5 cm sein. Wir haben dann für den ganzen Anker den Eisenquerschnitt

$$A_a = 400$$

und die Pfadlänge

$$L_a = 28.$$

Mit Berücksichtigung der Schlitze vor den Löchern ist der Querschnitt des Luftraumes

$$A_\alpha = 550.$$

Die Länge des Luftraumes ist

$$\delta = 1.$$

Für die Stossfuge können wir 0,75 mm Luftraum und 400 qcm Fläche setzen, während Querschnitt und Pfadlänge im Feldsystem folgende Werthe haben

in den Polklauen . . . . .	$A_m = 360$	$L_m = 60$
im Joch . . . . .	$A_j = 430$	$L_j = 70.$

Die Erregung bestimmt sich nun für Leerlauf und 1400 V Phasenspannung wie folgt:

$N = 3,3$	$B_a = 8\ 250$	$X_\alpha = 50$
	$B_r = 8\ 250$	$X_r = 500$
	$B_\alpha = 6\ 000$	$X_\alpha = 9\ 600$
		$10\ 150.$

Aus der Zeichnung entnehmen wir, dass die Entfernung der Polflächen ungleichen Zeichens so ziemlich über die ganze Oberfläche der Klauen 10 cm beträgt. Es ist also die Dichte des Streufeldes

$$\frac{10\ 150}{0,8 \times 10} = 1270.$$

Ferner finden wir aus der Zeichnung den gesammten Querschnitt des einer Polklau zukommenden Streufeldes zu ungefähr 1300 qcm. Diese Berechnung kann natürlich wegen der sehr complicirten Form des Feldes nur als eine rohe Annäherung betrachtet werden. Grosse Genauigkeit ist aber nicht nöthig, da der Eisenwiderstand des Feldes bei der geringen Induktion überhaupt sehr klein ist, also eine falsche Annahme in Bezug auf die Streuung nur einen sehr kleinen Fehler in der Berechnung der Erregung zur Folge haben kann.

Das Streufeld ist nach unserer Annahme

$$1300 \times 1270 = 1,65 \times 10^6$$

$$N_s = 1,65$$

$$\underline{N = 3,30}$$

$$N_m = 4,95.$$

Bei der oberflächlichen Berechnung auf Seite 61 hatten wir

$$N_m = 5,2$$

angenommen.

Wir haben nun aus den Kurven Fig. 6

$$B_m = 13\,800$$

$$X_m = 510$$

$$B_j = 11\,500$$

$$X_j = 300$$

$$\underline{\quad\quad\quad 810}$$

Es sind also für Anker und Luft 10 150 und für die Magnete 810 Ampèrewindungen nöthig. Im Ganzen ist mithin in runden Zahlen

$$X = 11\,000.$$

Da auf die Magnete ein so kleiner Bruchtheil der Erregung entfällt, so ist es klar, dass die Charakteristik nahezu eine gerade Linie sein muss. Sie ist in Tafel II eingetragen.

Wir können nun daran gehen die Gegenwindungen und die EMK von Selbstinduktion bei Vollbelastung zu bestimmen.

Aus Formel (66) finden wir für

$$m = \frac{18,5}{31,4} = 0,59$$

$$k_g = \frac{1,68}{0,59} \sin 53^\circ$$

$$k_g = 2,26$$

$$X_g = 36 \times 20 \times 2,26 = 1630.$$

Aus der Charakteristik (Tafel II) finden wir den dazu gehörigen Spannungsabfall zu

$$c_g = 160.$$

Die EMK der Selbstinduktion berechnen wir wie folgt. In jedem Loch stecken 40 Drähte, von denen je 20 einer Phase angehören. Der Maximalwerth des Stromes in einem Drahte ist

$$36 \times \sqrt{2} = 51 \text{ A}$$

und das grösste durch alle 40 Drähte erzeugte Stromvolumen ist

$$\sqrt{3} \times 20 \times 51 = 1760$$

Ampèredrähte. Dieses Stromvolumen erzeugt ein Streufeld, dessen Grösse wir nunmehr bestimmen müssen. Da die Anker und Polbleche einen verschwindend kleineren Widerstand haben, so kommt nur der Luftraum in der Stossfuge und zwischen Anker und Feld in Betracht. Wenn wir zur Vereinfachung der Rechnung den Luftraum der Stossfuge zu  $\delta$  schlagen wollen, so müssen wir vorerst auf gleichen Querschnitt reduciren.

Wir hatten

$$A_a = 550; \quad A_f = 400.$$

Die Stossfuge wurde zu 0,075 cm. angenommen. Wir haben also zu  $2\delta$  noch

$$0,075 \cdot \frac{550}{400} = 0,103$$

zu addiren und finden so die Induktion des Streufeldes im Luftraum zwischen Pol und Anker zu

$$B_s = \frac{1700}{2,103 \times 0,8}$$

$$B_s = 1040.$$

Das durch eine Spule gehende Streufeld ist

$$N_s = B_s \frac{A_a}{2}$$

$$N_s = 286\,000$$

Diesem Felde entspricht

$$e_s = 2,22 \times 50 \times 286\,000 \times 400 \times 10^{-8}$$

$$e_s = 126 \text{ V} \quad \sigma = 3,5.$$

Das ist die EMK der Selbstinduktion für die ungünstigste Stellung der Pole. Bei anderen Stellungen würde  $e_s$  etwas kleiner ausfallen. Da nun die relative Stellung von Polen und Ankerspulen fortwährend wechselt, so sollten wir, streng genommen, diesem Umstande dadurch Rechnung tragen, dass wir  $e_s$  etwas kleiner annehmen. Die Reduktion kann aber jedenfalls nicht bedeutend sein und wir wollen sie gefissentlich vernachlässigen, um nicht Gefahr zu laufen, dass wir dadurch die Selbstinduktion und mithin auch den Spannungsabfall zu gering bestimmen.

Wir haben jetzt zur Bestimmung des Kurzschlussstromes bei jener Erregung, welche einer Phasenspannung von 1400 V bei Leerlauf entspricht, folgende Daten

$$X = 11\,000 \quad k_g = 2,26 \quad \sigma = 3,5 \quad q = 20.$$

Nach Formel (76) ist

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha &= \frac{3,5}{2,26 \times 20} \\ \operatorname{tg} \alpha &= \frac{3,5}{45,2} = \frac{854}{11\,000} \end{aligned}$$

Wenn wir also in der Charakteristik auf Tafel II von dem Punkte

$$X = 11\,000$$

nach

$$e = 854$$

auf der Ordinatenaxe eine Gerade ziehen, so giebt ihr Schnittpunkt mit der Charakteristik jene EMK an, welche den Kurzschlussstrom durch eine Phase treibt. Es ist das

$$e_s = \sigma i_o = 570 \text{ V.}$$

Daraus berechnet sich der Kurzschlussstrom aus

$$i_o = \frac{e_s}{\sigma}$$

zu 163 A.

In ähnlicher Weise finden wir, dass bei induktionsloser Belastung auf 100 Kwt ( $\cos \varphi = 1$ ) die Erregung 9300 Ampèrewindungen betragen muss, während der Kurzschlussstrom 148 A ausmacht. Bei konstanter Erregung ist die Klemmenspannung eine Funktion des Phasenstromes und kann durch eine Kurve dargestellt werden. Zwei solche Kurven, nämlich für  $\cos \varphi = 0,8$  und  $\cos \varphi = 1$  sind in Tafel II gegeben.

Um den Wirkungsgrad der Maschinen zu bestimmen, müssen wir die Verluste durch Wirbelströme und Hysteresis kennen. Den ersteren können wir nur annähernd schätzen. Wir wollen dafür 2 % der Leistung, also 2000 Watt annehmen. Den letzteren können wir aus der Induktion bei Vollbelastung berechnen. Wir haben dabei 1160 V Klemmenspannung und 7 V ohmischen Verlust. Die Induktion im Ankereisen muss also im Verhältniss dieses geringen Betrages grösser sein. In wie weit die Wirbelströme eine Vergrösserung der Induktion bedingen, entzieht sich der Berechnung; jedenfalls ist der Betrag unbedeutend und eine fehlerhafte Schätzung desselben kann nur einen verschwindend kleinen Einfluss auf die Bestimmung des Hysteresisverlustes haben. Wir wollen annehmen, dass in Folge von ohmischem Widerstand und Wirbelströmen die Induktion auf einen Werth gebracht werden muss, welcher

$$e = 1180$$

entspricht. Bei

$$e = 1400$$

war

$$B_a = 8250.$$

Es ist somit bei dem niedrigeren Werth von  $e$

$$B_a = 8250 \times \frac{1180}{1400}$$

$$B_a = 6960.$$

Für sehr gutes Eisen ist nach Fig. 1 der zugehörige Verlust bei 100 Perioden 3,2 Watt pro kg und mithin bei 50 Perioden 1,6 Watt pro kg. Aus der Zeichnung finden wir, dass der Anker 1480 kg Eisen enthält. Der Hysteresisverlust ist mithin

$$1480 \times 1,6 = 2360 \text{ Watt}$$

oder nicht ganz  $2\frac{1}{2}$  % der Leistung.

Bei Vollbelastung und 80 % Leistungsfaktor im äusseren Stromkreis stellten sich nun die Verluste wie folgt:

Hysteresis im Anker . . . . .	2 360 Watt
Wirbelströme (geschätzt) . . . . .	2 000 „
Kupferwärme im Anker . . . . .	740 „
Kupferwärme im Feld . . . . .	1 430 „
Mechanische Verluste (geschätzt) . . . . .	2 000 „
	<hr/>
	8 530 Watt.

Der Wirkungsgrad ist

$$\frac{100}{108,53} = 92 \%$$

Bezüglich der mechanischen Konstruktion ist zu erwähnen, dass die Welle stärker dimensionirt ist als Formel (34) entspricht, weil man mit dem Umstande rechnen muss, dass das Feld wegen seiner complicirten Gestalt, die ein Nacharbeiten kaum zulässt, als zum grossen Theil unbearbeitetes Gussstück verwendet werden muss, also eine Ausbalancirung kaum möglich ist. Die Schmierung der Lager wird nicht durch Ringe, sondern durch messingene Gliederketten besorgt, weil dabei das Lagergehäuse schmaler gehalten werden kann.





## 60 Kwt Wechselstrommaschine mit Flachringanker.

Gebaut von der Maschinenfabrik Oerlikon.

500 T. p. M.  $\omega = 58,3$ . 2000 V. 30 A.  $\delta = 1,4$ .

(Tafel III und IV.)

Diese Type hat einen doppelten Kranz von Magnetpolen, zwischen welchen ein Flachringanker rotirt. Der Kern des Ankers besteht aus dünnem Bandeisen, das mit Papiereinlage auf ein Rad aus Rothguss aufgewickelt ist. Aus der Zeichnung entnehmen wir folgende Dimensionen

$$D = 100; \delta = 1,4; A_n = 300; A_a = 400; z = 1106; q = 79; p = 7; \tau = 22,5.$$

Die Polfläche auf einer Seite ist 148 und ist natürlich doppelt zu nehmen, weil zu beiden Seiten des Ankers Pole angeordnet sind. In der Formel (78) ist die Polfläche demnach mit 296 qcm einzuführen. Die mittlere Geschwindigkeit des Ankers ist

$$v = 26.$$

Wir haben also

$$60\,000 = C \times 296 \times 26 \times 7.$$

Daraus ergibt sich

$$C = 1,12$$

als Coefficient zur oberflächlichen Berechnung der Leistung bei dieser Maschinentype.

Aus der Zeichnung entnehmen wir die Spulenbreite

$$S = 14$$

und die mittlere Breite der Pole zu 8,2 cm. Da jedoch die Polkanten abgeschrägt sind, müssen wir die Breite etwas grösser in Rechnung setzen. Wir nehmen dafür

$$P = 9,5$$

Dann ist

$$\frac{S}{\tau} = 0,62 \qquad \frac{P}{\tau} = m = 0,425.$$

Wir können jetzt den Coefficienten  $k$  für die Berechnung der elektromotorischen Kraft der Tabelle 51 durch Interpolation entnehmen. Für

$$\frac{S}{\tau} = 0,66$$

und

$$\frac{P}{\tau} = 0,5$$

ist

$$k = 2,12.$$

Unser Werth muss grösser sein, weil sowohl die Polbreite als auch die Spulenbreite kleiner ist. Nehmen wir vorläufig

$$m = 0,5$$

an, so sehen wir, dass der Unterschied in  $k$  zwischen

$$\frac{S}{\tau} = 0,666$$

und

$$\frac{S}{\tau} = 0,5$$

0,2 beträgt. Dabei ist der Unterschied in den Werthen von

$$\frac{S}{\tau}$$

0,166. Es wird also das  $k$  von Spalte

$$\frac{S}{\tau} = \frac{2}{3}$$

um

$$0,2 \times \frac{0,046}{0,166} = 0,055$$

zu vergrössern sein, wenn

$$\frac{S}{\tau}$$

um 0,046 abnimmt. Das giebt

$$k = 2,12 + 0,055 = 2,175.$$

Wenn bei

$$\frac{S}{\tau} = \frac{2}{3}$$

m von 0,666 auf 0,5, also um 0,166, abnimmt, so nimmt k von 1,94 auf 2,12, also um 0,18 zu. Nimmt m nun weiter um

$$0,5 - 0,425 = 0,075$$

ab, so würde analog k um

$$\frac{0,075}{0,166} \cdot 0,18 = 0,08$$

zunehmen. Wir erhalten also den richtigen Werth für k, wenn wir zu 2,175 noch 0,06 addiren. Das giebt rund

$$k = 2,25.$$

Bei Leerlauf soll die Klemmenspannung 2260 V betragen. Wir haben dann für Leerlauf bei voller Erregung

$$2260 = 2,25 \times 58,3 \times N \times 1106 \times 10^{-8}.$$

$$N = 1,56 \times 10^6$$

$$B_a = \frac{1,56}{300} = 5\,200 \quad X_a = 20$$

$$B_\alpha = \frac{1,56}{400} = 3\,900 \quad X_\alpha = 8\,700$$

$$\underline{X_{a\alpha} = 8\,720.}$$

Die Streuung kann nach (30) und Figur 7 berechnet werden, wobei für  $\varrho'$  der Coefficient für mehrpolige Maschinen zu nehmen ist. Da die Pole weiter von einander abstehen als bei Gleichstrommaschinen, muss  $\varrho'$  entsprechend gross genommen werden, also etwa

$$\varrho' = 0,60,$$

wobei jedoch zu beachten ist, dass die Streuung auf beiden Seiten stattfindet. Wir haben dann zur Berechnung von  $\varrho$  in Formel (30) für L die radiale Höhe des Ankers einzusetzen.

$$\varrho = \frac{0,60}{\sqrt{\frac{100}{7} \times 20}}$$

$$\varrho = 0,0353$$

$$\frac{N_s}{2} = \frac{8720}{0,0353} = 0,246 \times 10^6$$

$$N_s = 0,492 \times 10^6$$

$$N = 1,560 \times 10^6$$

$$\underline{N_m = 2,052 \times 10^6.}$$

Durch Streuung gehen also rund 24 % der im Felde erzeugten Kraftlinien verloren. Der Querschnitt eines Magnetkernes ist 86,6 qcm. Wir haben also

$$A_m = 173,2 \quad B_m = 11\,900 \quad L_m = 40$$

Aus Fig. 6 finden wir für schmiedeeiserne Kerne

$$X_m = 240.$$

Aus der Zeichnung finden wir den Querschnitt des Joches zu 93 qcm; für den Kraftfluss in jeder Hälfte der Maschine sind also 186 qcm vorgesehen und mithin für den ganzen Kraftfluss

$$A_j = 372$$

$$B_j = \frac{2,052 \times 10^6}{372} = 5500$$

Der Pfad im Joch ist 20 cm lang. Aus Fig. 6 finden wir, das für Gusseisen bei einer Induktion von 5500, 10,5 Ampèrewindungen pro Centimeter Pfadlänge nöthig sind. Es ist also

$$X_j = 20 \times 10,5 = 210.$$

Die gesammte Erregung setzt sich mithin wie folgt zusammen:

Für Anker und Luft . . . . .	8720
Für die Magnetkerne . . . . .	240
Für das Joch . . . . .	210
	X = 9170

Wie die Charakteristik auf Tafel III zeigt, ist die thatsächlich durch den Versuch vermittelte Erregung 9000 Ampèrewindungen.

Wir können jetzt dazu übergehen, den Spannungsabfall und den Kurzschlussstrom der Maschine zu berechnen. Die in Formel (66) gegebenen Werthe für den Coefficienten der Gegenwindungen gelten für Lochwickelungen, können also nicht ohne weiteres auf die glatte Wickelung dieser Maschine angewendet werden. Es ist zunächst klar, dass der Coefficient bei glatter Wickelung kleiner sein muss als bei Lochwickelung, weil in Folge der verbreiterten Spulenseite das durch den Ankerstrom erzeugte Gegenfeld nicht rechteckig wie bei Einlochwickelung, sondern trapezförmig ausfallen wird. Ein Blick auf die Figuren 29 und 30 wird diesen Unterschied klar machen. In beiden Figuren ist A der Ankerkern und P der Pol. In Fig. 29 haben wir Lochwickelung und in Fig. 30 glatte Wickelung. Die Linie b c d stellt die Form des Feldes in Bezug auf eine neutrale Linie a a dar. Bei Lochwickelung ist nun, wie bekannt, die Kontur des Feldes eine Reihe von Rechtecken, deren vertikale Seiten den Löchern entsprechen. Bei glatten Wickelungen sind diese Linien nicht mehr vertikal sondern geneigt und ihre Länge entspricht der Breite der Spulenseite d. h. der Dimension, die wir mit S bezeichnet haben.

Nun entspricht das in jeder Stellung (bei ruhender Maschine und Gleichstrom im Anker) erzeugte Gegenfeld offenbar demjenigen Theil, der durch die Kurve  $b c d$  und die neutrale Linie  $a a$  eingeschlossenen Fläche, welcher durch die Polbreite  $P$  begrenzt ist. Diese Flächen sind in den Figuren 29 und 30 vertikal schraffirt. Führt

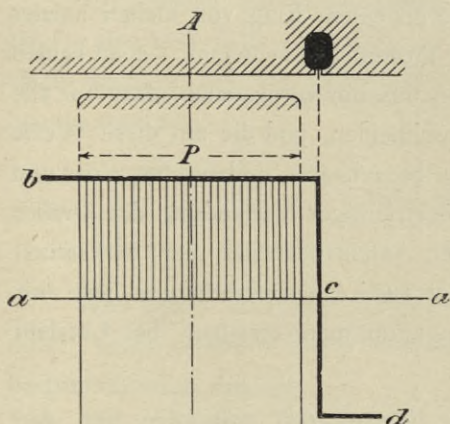


Fig. 29.

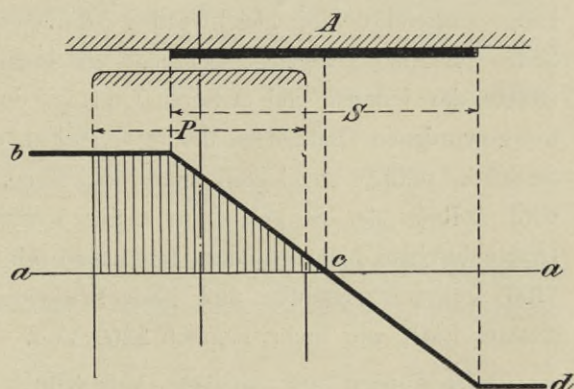


Fig. 30.

der Anker Wechselstrom und ist die Maschine in Bewegung, so ändern sich natürlich diese Flächen fortwährend, und um die durchschnittliche Wirkung zu finden, müssten wir das Integral von Fläche mal Differential der Zeit bilden — etwa in den Grenzen einer halben Periode — und durch die Zeit einer halben Periode dividiren. Wenn man die Rechnung durchführt, so findet man, dass für

$$\varphi = 90^\circ,$$

also bei wattloser Belastung, diese Mittelwerthe im Verhältniss von 10:9 stehen; d. h. die Gegenwindungen des Ankers der vorliegenden Maschine sind nur  $\frac{9}{10}$  von dem, was sie betragen würden, wenn der Anker mit Lochwicklung versehen wäre. Wir müssen also in Formel (66) anstatt 0,57 den Werth 0,51 einsetzen und erhalten so den Coefficienten der Gegenwindungen zu

$$k_g = \frac{0,51}{m} \sin m \frac{\pi}{2}$$

$$k_g = 0,74$$

$$X_g = 1740$$

Aus der Charakteristik Tafel III finden wir, dass bei

$$\varphi = 90$$

diesem Werthe der Gegenwindungen ein Spannungsabfall von

$$e_r = 340$$

Volt entspricht.

Die EMK der Selbstinduktion kann nach Formel (68) und Tabelle 70 bestimmt werden. Allerdings gelten die in dieser Tabelle gegebenen Werthe von  $k_s$  zunächst nur für Trommelwickelungen, d. h. Spulen, welche dem Ankerkern einseitig auf- oder eingelegt sind, ihn aber nicht umschlingen, während in der vorliegenden Maschine jede Windung den Ankerkern thatsächlich umschlingt. Eine einfache Ueberlegung zeigt jedoch, dass diese Art Wickelung, wenn sie an einem Ring von kleiner axialer Länge ausgeführt wird, gleichwerthig ist mit zwei Trommelwickelungen, die an beiden Seiten des Ankers angelegt werden. Wir brauchen uns nur vorzustellen, dass wir alle Drähte am inneren und äusseren Umfange durchschneiden, und die auf diese Weise frei gewordenen Drahtenden derart verbinden, dass benachbarte Spulenseiten einer und derselben seitlich angelegten Spule angehören. Bei richtiger Verbindung der Drähte wird dadurch der Stromlauf im Anker sowie die Aufeinanderfolge der wirksamen Drähte durchaus nicht geändert, nur haben wir jetzt zwei Ankerwickelungen, jede mit 1106 wirksamen Drähten und beide Wickelungen zusammen erzeugen bei Leerlauf dieselbe EMK wie zuvor, nämlich 2260 Volt.

Jetzt können wir auf jede Ankerhälfte die Formel (68) anwenden und den Coefficienten  $k_s$  der Tabelle 70 entnehmen. Wir finden durch Interpolation

$$k_s = 0,30$$

und mithin für eine Ankerhälfte

$$e_s = 0,30 \times \frac{2260}{2} \times \frac{79 \times 30}{8720} = 92$$

und für die ganze Maschine

$$e_s = 184$$

$$\sigma = 6,12.$$

Es könnte die Einwendung erhoben werden, dass die Selbstinduktion bei dieser Art der Berechnung deshalb unterschätzt worden ist, weil wir die magnetische Streuung am äusseren und inneren Umfang nicht berechnet haben. Dieselbe ist jedoch thatsächlich zu vernachlässigen. Am inneren Umfang können Streulinien jedenfalls nicht in beträchtlicher Anzahl zu Stande kommen, weil der Ring aus Rothguss ziemlich kräftig gehalten ist, und ein Streufeld in seiner Masse sofort Wirbelströme solcher Richtung erzeugen muss, dass dadurch die Streulinien zurückgedrängt werden. Am äusseren Umfang wird die gleiche Erscheinung auftreten, denn die Streulinien müssen das Band Eisen des Ankerkernes in seiner Breite durchsetzen und auch hier kann ein nennenswerthes Streufeld wegen der Wirbelströme im Eisen nicht auftreten. Ueberdies ist die Tendenz zur Erzeugung eines Streufeldes an und für sich deshalb nicht gross, weil durch die Holzeinlage der Draht ziemlich weit vom Kern gehalten ist, also der Streupfad eine beträchtliche Länge hat.

Der Ankerwiderstand warm ist 2,26 Ohm, und der dadurch bedingte Spannungsfall ist mithin

$$2,26 \times 30 = 67,8 \text{ Volt} = 3\%$$

Den Verlust durch Wirbelströme können wir nur schätzen. Wir wollen ihn zu  $1\frac{1}{2}\%$  also 900 Watt annehmen und auch annehmen, dass der Ohm'sche Spannungsabfall dadurch um 2% vergrößert wird. Wir haben dann die Wattkomponente des Spannungsabfalles

$$(3 + 2) \frac{2260}{100} = 113 \text{ Volt.}$$

Wir haben jetzt zur Bestimmung der Klemmenspannung bei voller Belastung durch einen induktionslosen Widerstand (die Maschine ist für Glühlichtbeleuchtung bestimmt) nach Fig. 31.

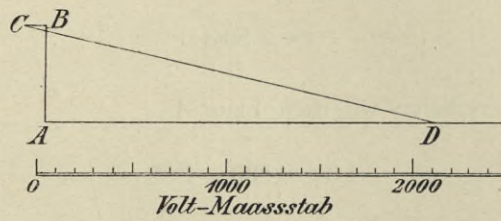


Fig. 31.

$$AB = e_k + e_s = 524$$

$$BC = e_w = 113$$

$$CD = e = 2260,$$

daraus folgt durch Abmessung

$$AD = e_k = 2070.$$

Wie man aus der Charakteristik bei 30 A ersieht, gab der Versuch 2025 Volt Klemmenspannung. Das ist eine Uebereinstimmung zwischen Theorie und Experiment, die man als befriedigend bezeichnen kann.

Wollte man diese Maschine induktiv mit

$$\cos \varphi = 0,80$$

auf 60 Kwt belasten, so müsste bei 2000 V Klemmenspannung der Strom 37,5 A sein. Eine nach Figur 25 ausgeführte Konstruktion zeigt, dass für diese Leistung die Maschine auf 2560 V erregt werden müsste. Der Spannungsabfall würde dann 22 % betragen und die Erregung müsste auf 11 000 Ampèrewindungen gesteigert werden.

Um den Wirkungsgrad der Maschine bestimmen zu können, müssen wir noch den Hysteresisverlust im Anker berechnen. Bei

$$\cos \varphi = 1$$

2075 V Klemmenspannung und 30 A Belastung entspricht die Induktion einer EMK von

$$2075 + 113 = 2188 \text{ V.}$$

Sie ist also

$$5200 \times \frac{2188}{2260} = 5000.$$

Das Gewicht des Ankereisens ist 335 kg. Bei

$$\sim = 58,3$$

und sehr gutem Eisen verlieren wir nach Figur 1

$$1,8 \times 0,583 = 1,05$$

Watt pro kg. Im ganzen Anker geht mithin durch Hysteresis verloren 353 Watt.

Eine ähnliche Rechnung zeigt, dass bei

$$\cos \varphi = 0,80$$

2000 V Klemmenspannung und 37,5 A Belastung der Hysteresisverlust ungefähr gleich gross ist.

Der Widerstand der Feldwicklung warm ist 2,2 Ohm und der Erregerstrom ist bei

$$X = 9000$$

24,2 A und bei

$$X = 11000$$

29,6 A. Der Effektverbrauch ist also in diesen beiden Fällen rund 1300 und 1920 Watt.

Wir können jetzt die oben gefundenen Zahlen in folgender Tabelle zusammenziehen.



## 60 Kwt Wechselstromgenerator.

Leistungsfaktor im äusseren Stromkreis . . .	$\cos \varphi = 1$	$\cos \varphi = 0,8$
Klemmenspannung Volt . . . . .	2 070	2 000
Die Maschine wird erregt auf Volt . . . . .	2 260	2 560
Spannungsabfall % . . . . .	8,2	22
Strom im Anker A . . . . .	30	37,5
Erregerstrom A . . . . .	24,2	29,6
Erregung, Ampèrewindungen . . . . .	9 000	11 000
Verlust im Anker (Hysteresis, Wirbelströme und Kupferwärme) Watt . . . . .	3 290	4 930
Verlust durch Erregung Watt . . . . .	1 300	1 920
Mechanische Verluste (geschätzt) Watt . . . . .	1 200	1 200
Leistung Watt . . . . .	62 100	60 000
Zugeführter Effekt Watt . . . . .	67 890	68 050
Wirkungsgrad . . . . .	91,5 %	88 %



# 100 Kwt Bahngenerator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft.

650 Touren p. M. 550 V. 184 A.

(Tafel V.)

Aus der Zeichnung entnehmen wir folgende Daten:

$D = 63,6$        $L = 43$        $\delta = 1$        $z = 290$       145 Nuthen.

Da bei Bahngeneratoren die Beanspruchung zeitweilig sehr hoch ist, so muss für energische Kühlung gesorgt werden. Im Allgemeinen ist die Kühlung bei einem Nuthenanker besser als bei einem glatten Anker, weil letzterer auf seiner Cylinderfläche vollständig mit Isolirmaterial bedeckt ist, welches die Wärme schlecht leitet. Die Oberfläche des Nuthenankers braucht dagegen nicht isolirt zu werden und mithin wird die Wärmeabgabe von den blanken Metalltheilen (den Köpfen der Stege zwischen den Nuthen) erleichtert. In der vorliegenden Maschine ist ausserdem noch dafür gesorgt, dass auch das Innere des Ankerkerns Luftkühlung erhält. Zu diesem Zwecke sind 4 Zwischenräume von je 13 mm Dicke zwischen den einzelnen Gruppen von Ankerblechen ausgespart. Damit diese Zwischenräume erhalten werden, sind in denselben fächerförmige Einlagen aus Rothguss befestigt, welche in radialer Richtung der Luft freien Durchgang gestatten. Diese Einlagen sind im Querschnitt der Maschine ersichtlich. In Folge der Anordnung dieser sogenannten Luftscheiben erhält die äussere Cylinderfläche eine grosse Anzahl Löcher (in diesem Falle 620 Löcher von  $13 \times 5$  mm) durch welche die Luft unter dem Einfluss der Centrifugalkraft ausströmt, während kalte Luft längs der Welle in den Anker einströmt. Obwohl durch die Luftscheiben ein Theil des möglichen Eisenquerschnitts im Anker verloren geht, ist dies doch nicht als ein Nachtheil zu bezeichnen; denn die energische Kühlung erlaubt eine bedeutend höhere Beanspruchung des Materials und mithin eine billigere Konstruktion, ohne den Wirkungsgrad zu verschlechtern. Die Gesamtlänge des Ankerkernes ist 43 cm, davon gehen ab

$$4 \times 1,3 = 5,2 \text{ cm}$$

für die Luftscheiben (d. h. etwa 12 ‰). Es bleibt also für Eisen und Papiereinlage 37,8 cm. Für letztere kann man rund 10 ‰ in Abzug bringen, so dass die wirkliche Eisenlänge des Ankers ist

$$L' = 34.$$

Da die Nuthen 2,85 cm tief sind, ist der Durchmesser des Kreises der durch die Zahnwurzeln geht

$$63,6 - 2 \times 2,85 = 57,9 \text{ cm}$$

Die Theilung der Nuthen an den Zahnwurzeln ist

$$\frac{\pi \times 57,9}{145} = 1,255 \text{ cm}$$

und die Dicke der Zahnwurzel ist

$$1,255 - 0,76 = 0,495 \text{ cm.}$$

Aus der Zeichnung entnehmen wir, dass 29 Stege die aus einem Pol tretenden Kraftlinien aufnehmen. Es ist also der für den Durchgang des Kraftflusses durch die Zahnwurzeln vorhandene Eisenquerschnitt

$$A_x = 29 \times 0,495 \times 34$$

$$A_x = 490$$

Den Querschnitt des Luftraumes bestimmen wir mit Rücksicht auf die Nuthen als das Mittel zwischen den glatten Polflächen und der aus den Stegköpfen gebildeten Ankeroberfläche. Die Köpfe der Stege sind 1,1 cm breit. Da 29 Stege unter einem Pol liegen und nach Abzug der Luftscheiben die Länge des Ankers 37,8 cm beträgt, haben wir als Eisenfläche des Ankers

$$29 \times 1,1 \times 37,8 = 1210 \text{ qcm.}$$

Für die Papiereinlagen braucht in dieser Berechnung natürlich kein Abzug gemacht zu werden. Die Polfläche ist aus der Zeichnung mit 1720 qcm zu entnehmen. Wir haben also für den Querschnitt des Luftraumes das Mittel zwischen diesen Zahlen einzuführen, nämlich rund

$$A_\alpha = 1470.$$

Die anderen Querschnitte, sowie die Längen der magnetischen Pfade können alle ohne weiteres aus der Zeichnung entnommen werden. Wir erhalten dann folgende Zusammenstellung der zur Bestimmung der Charakteristik nothwendigen Daten.

$$\begin{array}{ccccc} A_a = 870 & A_x = 490 & A_\alpha = 1470 & A_m = 1310 & A_j = 1560 \\ L_a = 30 & L_x = 5,7 & 2 \delta = 2 & L_m = 38 & L_j = 97. \end{array}$$

Der Coefficient  $\varrho'$  zur Berechnung des Widerstandes des Streufeldes kann aus Fig. 7 mit 0,35 in Formel (30) eingesetzt werden. Wir nehmen den kleineren Grenzwert, weil die rechteckige Form der Magnetkerne die Streuung begünstigt. Die Rechnung ergibt

$$\varrho = 9450 \times 10^{-6}.$$

Der Ankerwiderstand ist auf Tafel V mit 0,06 Ohm angegeben. Nehmen wir vorläufig an, dass 3 A für den Nebenschluss nöthig ist, so würde der Ankerstrom 187 A betragen. Diesem Strom entspricht ein Spannungsverlust von 11,2 V. Dazu kommt noch der Spannungsverlust in der Hauptwicklung, deren Widerstand von jeder Spule, wie auf Tafel V angegeben, 0,002 Ohm im kalten Zustande beträgt. Mit 10% Zuschlag für Erwärmung würden also die 4 Spulen rund 0,009 Ohm Widerstand haben. Dadurch wird ein weiterer Spannungsabfall von 1,66 V bedingt. Im Anker muss also bei Vollbelastung inducirt werden

$$e = 550 + 11,2 + 1,66$$

oder rund

$$e = 563$$

$$563 = 2 N \times 290 \times \frac{650}{60} 10^{-6}$$

oder rund

$$N = 9 \times 10^6.$$

Wir können nun die statische Charakteristik finden, indem wir die Erregung berechnen für eine Reihe von Werthen von  $N$ , die zwischen 0 und 9 Millionen liegen. Für den oberen Grenzwert stellt sich die Rechnung folgendermaassen.

Die eingeklammerten Zahlen sind die aus Fig. 6 entnommenen Ampèrewindungen pro cm.

$N = 9$	$B_a = 10\ 350$	(2,8)	$X_a = 84$
	$B_s = 18\ 380$	(170)	$X_s = 970$
	$B_a = 6\ 120$		$X_a = 9\ 800$
			$X_{a\alpha} = 10\ 854$

$$N_s = \frac{10\ 854}{9\ 450}$$

$N_s = 1,15$			
$N_m = 10,15$	$B_m = 7\ 780$	(44)	$X_m = 1\ 670$
	$B_j = 6\ 620$	(19)	$X_j = 1\ 840$
			$X = 14\ 364.$

In ähnlicher Weise werden andere Punkte der Kurve bestimmt. Die Rechnung braucht hier nicht im einzelnen durchgeführt zu werden. Das Ergebniss ist die Kurve Fig. 32.

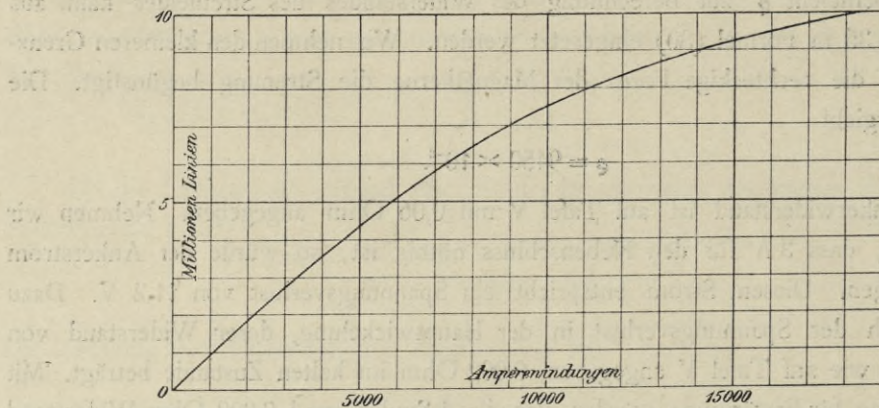


Fig. 32.

Die statische Charakteristik genügt jedoch allein noch nicht zur Bestimmung der Erregung bei Vollbelastung. Zunächst ist es klar, dass die Gegenwindungen durch das Feld kompensiert werden müssen, wodurch der Punkt

$$N = 9$$

um den Betrag der Gegenwindungen nach rechts gerückt wird. Ausserdem kommt aber noch ein Umstand in Betracht, der eine Erhöhung der Erregung bedingt, nämlich die Verzerrung des Feldes durch die Querwindungen des Ankers. Da die Zähne schon bei Leerlauf mit

$$B_s = 18380$$

ziemlich gesättigt sind, können sie unter der einen Polkante nicht soviel mehr Linien aufnehmen, als ihnen unten von anderen Polkanten entzogen werden. Es findet also bei gleichbleibender Erregung durch die Verzerrung des Feldes bei Belastung eine Verminderung des gesammten Kraftflusses statt. Soll nun der gesammte Kraftfluss derselbe bleiben, so müssen wir die Erregung vergrössern. Wir wollen nun für den Punkt

$$N = 9$$

bestimmen, um wieviel die Erregung wegen dieser beiden Ursachen verstärkt werden muss.

Die Gegenwindungen berechnen sich aus der Anzahl Nuten, die zwischen zwei Polen liegen und dem Stromvolumen in einer Nute. Da zwei Drähte in einer Nute liegen und jeder Draht die Hälfte von 187 A führt, ist dieses Stromvolumen 187 Ampèrdrähte. Auf den vierten Theil des Umfanges kommen 36,2 Nuten.

Von diesen sind 29 Nuten unter einem Pol und 7,2 Nuten zwischen den Polen. Die Gegenwindungen berechnen sich mithin zu

$$X_s = 187 \times 7,2$$

$$X = 1344.$$

Die Berechnung des Einflusses, welchen die grössere Sättigung der Zähne bei verzerrtem Felde hat, ist nur annähernd möglich, weil genaue Daten über die Ampèrewindungen pro cm Pfadlänge bei hohen Sättigungen nicht bekannt sind. Wir können uns jedoch damit helfen, dass wir in Fig. 6 die Kurve für Ankerblech nach rechts verlängern etwa bis zu dem Punkte

$$x = 500 \quad B = 22\,000.$$

Ob diese Annahme richtig ist, wissen wir nicht; es ist jedoch grosse Genauigkeit bei dieser Rechnung nicht nöthig. Wie man im weiteren Verfolg der Rechnung sieht, hat selbst ein ziemlich grosser Fehler in der Schätzung von  $x$  nur einen kleinen Fehler im Endergebniss zur Folge. Jedenfalls ist der Einfluss dieses Fehlers auf die Klemmenspannung geringer als der Einfluss der Erwärmung der Erregerspulen oder einer nicht ganz richtigen Bürsteneinstellung.

Wir fanden, dass bei Leerlauf für

$$N = 9$$

$$B_x = 18\,380$$

$$X_{a\alpha_2} = 10\,854.$$

Bei Vollbelastung ist

$$X_q = \frac{187}{2} \times 58$$

$$X_q = 5423$$

Wenn nun die Permeabilität der Zähne konstant wäre, so hätten wir bei Belastung in den Zähnen unter der Eintrittskante des Poles

$$B_x \text{ min} = 18\,380 \times \frac{10\,854 - 5423}{10\,854}$$

$$B_x \text{ min} = 9200$$

Unter der Austrittskante hätten wir

$$B_x \text{ max} = 18\,380 \times \frac{10\,854 + 5423}{10\,854}$$

$$B_x \text{ max} = 27\,500.$$

Nun ist aber die Permeabilität nicht konstant und in Folge dessen wird der kleinste Werth der Induktion in den Zähnen etwas grösser sein als 9200 und ihr grösster Werth merklich kleiner als 27 500:

Es stelle das Rechteck  $A B C D$  in Fig. 33 die Form des Feldes bei Leerlauf dar, wobei jedoch auf die Abschattirung an den Polkanten der Einfachheit halber nicht Rücksicht genommen ist. Die Basis des Rechteckes möge die Breite des Poles (in

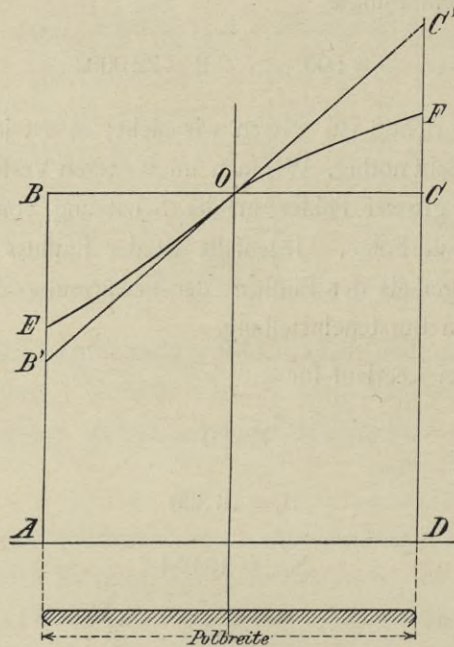


Fig. 33.

unserem Fall 40 cm) vorstellen und die Höhe die Induktion in den Zähnen (in unserem Fall 18 380). Dann ist die Fläche des Rechteckes dem Kraftfluss, also in unserem Fall

$$N = 9$$

proportional. Würde die Permeabilität der Zähne sich nicht ändern, so würde  $A B' C' D$  die Form des Feldes bei Belastung darstellen, wobei

$$\overline{A B'} = 9200 \quad \overline{D C'} = 27\,500.$$

Die Linie  $B' C'$  wäre eine Gerade und die von  $A B' C' D$  eingeschlossene Fläche die gleiche wie früher. Es hätte sich also der gesammte Kraftfluss und mithin die inducirte EMK nicht geändert. Da sich jedoch in Wirklichkeit die Permeabilität ändert, so rückt der Punkt  $B'$  etwas höher nach  $E$ , der Punkt  $C'$  beträchtlich tiefer nach  $F$  und die Linie  $EF$  nimmt eine geschwefte Form an. In Folge dessen ist die eingeschlossene Fläche kleiner als vorher. Wollen wir nun auch noch den gesammten Kraftfluss auf 9 Millionen Linien halten, so müssen wir durch eine stärkere Erregung die ganze Linie  $EF$  etwas nach oben rücken und zwar um so viel, dass die eingeschlossene Fläche gleich der Fläche des ursprünglichen Rechteckes wird.



Um nun die Punkte E und F zu bestimmen, müssen wir versuchsweise für E eine etwas grössere Zahninduktion als 9200 und für F eine beträchtlich kleinere als 27 500 annehmen und diese Annahmen so lange ändern, bis

$$\begin{aligned} &\text{für den Punkt E eine Erregung von } 10\,854 - 5\,423 = 5\,431 \\ &\text{und für den Punkt F eine Erregung von } 10\,854 + 5\,423 = 16\,277 \end{aligned}$$

aufgebraucht wird. Die Rechnung wird in derselben Weise ausgeführt, wie bei der Bestimmung der Charakteristik und braucht hier nicht im Einzelnen wiedergegeben zu werden. Das Resultat ist

$$\begin{aligned} \text{Ordinate von E} & \dots\dots\dots B_z \text{ min} = 10\,550 \\ \text{Ordinate von F} & \dots\dots\dots B_z \text{ max} = 23\,000. \end{aligned}$$

Ebenso kann man für zwischenliegende Punkte die Ordinaten bestimmen und erhält so die geschweifte Linie EOF. Wenn man nun die Fläche des Rechteckes und jene des Linienzuges AEOF D planimetriert, so findet man, dass die Flächen im Verhältniss

$$1 : 0,964$$

stehen.

Die graphische Konstruktion zeigt, dass wir Gleichheit der Flächen erhalten, wenn wir die Ordinate des Punktes O (d. h. die Zahninduktion bei Leerlauf) von 18 380 auf 19 000 vergrössern. Es ist also eine Erregung von

$$10\,854 \times \frac{19\,000}{18\,380} = 11\,250$$

für  $X_{agte}$  nötig. Da aber jetzt auch  $B_z \text{ max.}$  von 23 000 auf 23 800 gestiegen ist, müssen wir die Rechnung noch einmal durchführen. Wir erhalten als zweite und genügende Annäherung

$$X_{agte} = 11\,800.$$

Die Erregung für das Feld ist in Folge der jetzt etwas grösseren Streuung auch um einen kleinen Betrag gewachsen. Die genaue Berechnung braucht nicht wiederholt zu werden, sie ergibt, dass bei Vollbelastung folgende Ampèrewindungen (in runden Zahlen) nötig sind.

Für Anker und Luft . . . . .	11 800
Für Gegenwindungen . . . . .	1 340
Für das Feldsystem . . . . .	4 050
	17 190

oder mit Aufrundung

$$X = 17\,200.$$

Bei Leerlauf ist

$$e = 550 \text{ und } N = 8,73.$$

Aus der statischen Charakteristik entnehmen wir die zugehörige Erregung mit 13 700. Nun ist bei Vollbelastung die Spannung, welche den Erregerstrom im Nebenschluss liefert, um den Betrag des Spannungsabfalles in den Hauptspulen grösser als bei Leerlauf (richtige Kompoundirung vorausgesetzt). Wenn wir nun die Nebenschlusserregung durch den Regulirwiderstand so einstellen, dass bei Leerlauf

$$X = 13\,700,$$

so ist bei Vollbelastung die durch den Nebenschluss hervorgebrachte Erregung um

$$\frac{1,66}{550} = 0,3\%$$

grösser. Sie ist mithin rund 13 740 Ampèrewindungen. - Im Ganzen brauchen wir aber 17 200 Ampèrewindungen. Die Hauptspulen müssen also

$$17\,200 - 13\,740 = 3\,460$$

Ampèrewindungen liefern.

Streng genommen noch etwas mehr und zwar aus zwei Gründen: Erstens, weil bei Belastung die ganze Maschine etwas wärmer wird und zweitens, weil mit der Belastung die Tourenzahl abnimmt. In Folge der Erwärmung steigt der Widerstand des Nebenschlusses, und es muss der Erregerstrom dadurch abnehmen. Dieser Einfluss ist jedoch verschwindend klein. Jede der 4 Nebenschlusspulen hat im kalten Zustande einen Widerstand von 94 Ohm. Bei 30° Temperaturerhöhung mithin nach Formel (3) einen um

$$30 \times 0,4 = 12\%$$

grösseren Widerstand, also 105 Ohm. Die Spulen sind zwei hintereinander und zwei nebeneinander geschaltet. Bei Leerlauf ist der Erregerstrom in jeder Spule

$$13\,700 : 5\,800 = 2,36 \text{ A,}$$

bei Vollbelastung ist er um 3% grösser, also 2,43 A.

Die Leistung in den Nebenschlusspulen ist also bei Leerlauf

$$4 \times 105 \times (2,36)^2 = 2\,350 \text{ Watt,}$$

bei Vollbelastung dagegen

$$2\,350 \left( \frac{243}{230} \right)^2 = 2\,480 \text{ Watt.}$$

Bei diesem kleinen Unterschied können wir die Differenz in der Temperaturerhöhung füglich vernachlässigen.

Dagegen ist der Einfluss der Tourenabnahme bei steigender Belastung nicht zu vernachlässigen. Nehmen wir an, dass bei Vollbelastung die Tourenzahl um 2 % geringer ist als bei Leerlauf, so müssen wir die Erregung so einrichten, dass bei Vollbelastung  $N$  um 2 % grösser ist als der unserer Berechnung zu Grunde gelegte Werth von 9 Millionen Linien. Wir müssen also noch

$$0,180 \times 10^6$$

zusätzliche Linien erhalten. Aus der Charakteristik Fig. 32 entnehmen wir durch Abmessung, dass bei dem Arbeitszustand

$$X = 15\,860$$

(d. i. die gesammte Erregung weniger die der Gegenwindungen, weil diese sich nicht ändern) noch rund 700 Ampèrewindungen für diesen zusätzlichen Kraftfluss nöthig sind. Die Serienspulen müssten also nicht 3460 sondern 4160 Ampèrewindungen liefern.

Jeder Magnet erhält 10 Windungen; die Erregung ist mithin thatsächlich

$$2 \times 10 \times 184 = 3680$$

Ampèrewindungen anstatt 4160 wie theoretisch bestimmt wurde. Die Uebereinstimmung zwischen unserer Berechnung und der vom Konstrukteur dieser Maschine gewählten Ausführung ist befriedigend. Im Uebrigen könnte eine genaue Uebereinstimmung zwischen Rechnung und Ausführung nur als Zufall angesehen werden, weil wir nicht wissen, welchen Abfall in der Tourenzahl der Konstrukteur dieser Maschine seinem Entwurf zu Grunde gelegt hat.



# Strassenbahnmotor der Maschinenfabrik Oerlikon für 1 m Spurweite.

Spannung 450 bis 500 Volt.      Stromstärke bis 25 Ampère.  
Einfache Räderübersetzung im Verhältniss 1:4,9.

(Tafel VI.)

Der Anker dieser Maschine hat Serien-Ringwicklung mit Arnold'scher Schaltung. Dabei muss die Anzahl Kommutatorlamellen doppelt so gross sein als die Anzahl Spulen, weil sowohl Anfang als Ende jeder Spule mit einer besonderen Lamelle verbunden ist. Die Verbindung der Spulen unter sich geschieht innerhalb des Kommutators (siehe rechts oben auf Tafel VI) mittelst einer Art Gabelkopf. Die mögliche Anzahl\* Spulen  $s$  bei mehrpoliger Serien-Ringwicklung ist

$$s = p y \pm 1.$$

Dabei kann  $y$  eine gerade oder ungerade Zahl sein. Ist  $p$  eine gerade Zahl (d. h. ist die Maschine 4-, 8-, 12polig), so muss die Spulenzahl  $s$  ungerade sein. Ist jedoch  $p$  eine ungerade Zahl (d. h. ist die Maschine 2-, 6-, 10-, 14polig), so kann die Spulenzahl  $s$  gerade oder ungerade sein. Sie wird eine gerade Zahl sein, wenn der Schritt eine ungerade Zahl ist und umgekehrt.

In unserem Falle ist

$$p = 2 \quad y = 29 \quad s = 59.$$

Der Kommutator hat 118 Segmente. Jede Spule enthält 16 Windungen, so dass

$$z = 16 \times 59$$

$$z = 944.$$

---

\* Vergleiche Formel (26) für Trommelwicklung. Die Ringwicklung kann man sich aus der Trommelwicklung entstanden denken, indem man alle ungeraden Drähte (oder Spulenseiten) weglässt und die Länge des Schrittes verdoppelt. Die Schrittzahl bleibt aber dabei natürlich die gleiche. Dividirt man Gleichung (26) durch 2, so hat man

$$s = \frac{z}{2} = p y \pm 1.$$

Da der Anker Reihenschaltung hat, ist nach (25)

$$e = 2 N 944 \frac{u}{60} 10^{-8}$$

oder, wenn N in Einheiten von  $10^6$  angegeben wird,

$$e = 18,88 N \frac{u}{60}.$$

Für  $u = 450$  ist in Tafel VI die Charakteristik bei Leerlauf angegeben. Die obere Kurve gilt für die Maschine als Motor, die untere als Generator. Die beiden Kurven sind nicht identisch, weil selbst bei Leerlauf gewisse Verluste auftreten. Wir können jedoch die obere Kurve, ohne einen wesentlichen Fehler zu begehen, als statische Charakteristik ansehen und daraus die Feldcharakteristik aus der Beziehung

$$e = N \times \frac{18,88 \times 450}{60}$$

$$e = 141 N$$

ableiten. In Fig. 34, Seite 94, ist ON die auf diese Weise berechnete Charakteristik, wobei die Feldstärke als Funktion des Stromes dargestellt ist.

Die Erhöhung der Geschwindigkeit wird in diesem Motor durch Schwächen des Feldes erreicht. Zu diesem Zwecke wird durch die Kurbel des »Kontrolers« am Führerstand ein Schalter bethätigt, der einen grösseren oder kleineren Widerstand zur Feldwicklung parallel schaltet und so einen kleineren oder grösseren Theil des Stromes den Erregerwindungen entzieht. Bei normaler Fahrt ist dieser Widerstand nicht eingeschaltet; es geht also der volle Strom durch die Feldwicklung. Bei schneller Fahrt ist der Nebenschlusswiderstand eingeschaltet, und es ist ohne Weiteres klar, dass durch Variation dieses Widerstandes (was durch die Hantirung an der Kurbel des »Kontrolers« bewirkt wird) die Fahrgeschwindigkeit in gewissen Grenzen beliebig regulirt werden kann. Will man jedoch noch langsamer fahren, als der vollen Felderregung entspricht, so muss man Widerstand vorschalten.

Für unsere Untersuchung haben die Zwischenstufen zwischen normaler Fahrt und grösster Geschwindigkeit kein Interesse, denn es ist selbstverständlich, dass man durch genügend viele Kontakte im Schalter des Nebenschlusswiderstandes jede Zwischenstufe erhalten kann. Dagegen ist es wichtig, die obere Grenze der Geschwindigkeit festzustellen. Diese Grenze hängt von dem Verhältniss des Widerstandes des Feldes zum geringsten noch einstellbaren Widerstand des Nebenschlusses ab. Wir wollen annehmen, dass dieses Verhältniss 2:1 sei; d. h. dass der kleinste Widerstand des Nebenschlusses die Hälfte des Widerstandes der Feldwicklung beträgt. Dann wird bei der entsprechenden Stellung des Schalters auf »schnellste Fahrt«  $\frac{1}{3}$  des Stromes durch die Feldwicklung und  $\frac{2}{3}$  durch den Nebenschlusswiderstand

fließen. Die Feldcharakteristik wird also um den dreifachen Betrag der Abscissen nach rechts gescheert. Wir erhalten dadurch die in Fig. 34 punktirte Kurve  $ON'$ .

Die Fahrgeschwindigkeit hängt natürlich nicht nur von der Stellung der Kontrolerkurbel, sondern auch noch in hohem Maasse von der Belastung des Wagens, der Beschaffenheit der Bahn und den Steigungsverhältnissen ab. Wollen wir uns nun ein Bild über den Arbeitszustand des Motors machen, so ist es am einfachsten, wenn wir sowohl Zugkraft als auch Geschwindigkeit als Funktionen der Stromstärke darstellen und zwar für die beiden Grenzstellungen der Kurbel, nämlich »normale Fahrt« und »schnellste Fahrt«. Bei ersterer haben wir keinen Nebenschluss und mithin volle Felderregung; bei letzterer haben wir den kleinsten Widerstand im Nebenschluss und eine Felderregung, die einem Drittel der Stromstärke entspricht.

Wir müssen nun zunächst die Beziehung zwischen Stromstärke und Zugkraft ableiten. Das Drehmoment eines Elektromotors\* ist in absolutem Maass

$$\frac{2 p N z i_0}{10 \pi}$$

wenn  $i_0$  die Stromstärke in Ampère in einem Zweig des Ankerstromkreises bedeutet. Bei einem vierpoligen Motor, dessen Anker Parallelschaltung hat, ist  $i_0$  mithin der vierte Theil der gesammten Stromstärke. In unserem Fall hat der Anker Reihenschaltung und  $i_0$  ist die halbe Stromstärke. Wollen wir das Drehmoment in Meterkilogramm haben, so müssen wir durch

$$98,1 \times 10^6$$

dividiren. Wir erhalten dann

$$M = \frac{2 p N z i_0}{61,6} \times 10^{-8}$$

Bezeichnet  $i$  die gesammte Stromstärke, so ist in unserem Fall

$$i = 2 i_0$$

Führen wir  $N$  in Einheiten von  $10^6$  ein und setzen wir die Werthe für  $p$  und  $z$  ein, so erhalten wir

$$M = \frac{18,88}{61,6} N i$$

Aus dieser Gleichung allein ist die Zugkraft des Motors auf den Radumfang bezogen, noch nicht bestimmbar; wir müssen noch das Umsetzungsverhältniss, den Raddurchmesser und die Verluste kennen. Das Umsetzungsverhältniss ist auf Tafel VI mit

$$1 : 4,9$$

\* Vergleiche Kapp, Elektrische Kraftübertragung, Kapitel III.

angegeben. Den Raddurchmesser wollen wir so wählen, dass bei

$$U = 500$$

die Fahrgeschwindigkeit 15 km pro Stunde beträgt. Die Geschwindigkeit in der Minute ist alsdann

$$\frac{15\,000}{60} = 250 \text{ m.}$$

Die Wagenräder machen dabei

$$\frac{500}{4,9} = 102$$

Umdrehungen in der Minute. Der Umfang der Räder ist mithin

$$\frac{250}{102} = 2,45 \text{ m}$$

und ihr Durchmesser ist

$$\frac{245}{\pi} = 78 \text{ cm.}$$

Wie man aus der Zeichnung sieht, ist dieser Raddurchmesser genügend gross, indem dabei der unterste Punkt des Motorgehäuses noch 7 cm über Schienenoberkante zu liegen kommt. Wäre das Uebersetzungsverhältniss 1:1, so würde, abgesehen von den Verlusten, die Zugkraft

$$\frac{M}{0,39} \text{ kg}$$

sein. Da aber das Uebersetzungsverhältniss thatsächlich 1:4,9 ist, so wird die Zugkraft in diesem Verhältniss vergrössert. Sie ist also, abgesehen von den Verlusten,

$$T_0 = \frac{4,9}{0,39} M$$

oder, mit Einführung des früher gefundenen Werthes von M,

$$T_0 = 3,86 N i,$$

wobei wieder N in Einheiten von  $10^6$  einzusetzen ist. Die an den Schienen wirklich ausgeübte Zugkraft ist um den Betrag der Verluste geringer. Diese Verluste werden hervorgebracht durch mechanische Reibung, durch Hysteresis und durch Wirbelströme. Eine genaue Berechnung derselben ist kaum möglich und eine oberflächliche Berechnung hat weniger Werth als die Ergebnisse von Versuchen. Darnach können wir für diese Verluste (ausschliesslich der Verluste durch ohmschen Widerstand) etwa folgende Werthe annehmen.

Bei i =	25	20	15	10	5 Ampère
Verlust =	15	16,5	19,5	22,5	25 %
T <sub>0</sub> =	340	263	184	104	31
T =	290	220	147	80	23.



In dieser Tabelle sind die Werthe von  $T_0$  aus der obigen Gleichung unter Zuhilfenahme der Charakteristik berechnet. Die Werthe von  $T$ , das ist die thatsächlich ausgeübte Zugkraft, sind mit Berücksichtigung der Verluste bestimmt worden. In Fig. 34 ist die Kurve der Zugkraft als Funktion der Stromstärke eingetragen; und zwar gilt die voll gezeichnete Linie  $O T$  für die volle Felderregung und die punktirte Linie  $O T'$  für die auf  $\frac{1}{3}$  verminderte Felderregung bei schnellster Fahrt. Für gleiche Stromstärken ist natürlich die Zugkraft bei verminderter Felderregung kleiner als bei voller Felderregung, die Geschwindigkeit aber grösser.

Wir gehen nun dazu über, die Geschwindigkeit als Funktion der Stromstärke zu bestimmen. Da bei Bahnmotoren die Bürsten nicht zurückgeschoben werden, ist für Gegenwindungen keine Korrektur nöthig und wir können die Tourenzahl ohne Weiteres aus der EMK und der Feldcharakteristik bestimmen. Unter EMK ist natürlich nicht die volle Spannung von 500 V zu verstehen, sondern die Differenz zwischen 500 V und der EMK, welche durch ohmischen Widerstand verloren geht. Diesen Verlust können wir aus den Wickelungsdaten der Maschine berechnen. Die Rechnung ergibt für die Maschine im warmen Zustand

Ankerwiderstand . . . .	1,1	Ohm
Feldwiderstand . . . .	1,65	„
Gesamtwiderstand . . .	<u>2,75</u>	Ohm.

Ziehen wir nun in Fig. 34 vom Punkte A, welcher der zugeführten Spannung von 500 V entspricht, die Gerade  $A B$  unter einem Winkel, dessen Tangente dem Widerstand entspricht, so geben die Ordinaten dieser Linie die elektromotorischen Kräfte an, welche im Anker bei den verschiedenen Stromstärken inducirt werden müssen.

Für schnellste Fahrt ist für den Feldwiderstand ein Drittel des obigen Werthes einzusetzen und wir erhalten dadurch für die inducirte EMK die punktirte Linie  $A B'$ .

Bezeichnet  $e$  die inducirte EMK, so ist nach (25)

$$e = 2 N z \frac{u}{60} 10^{-9}.$$

Zur grösseren Bequemlichkeit der Berechnung wollen wir die Umdrehungszahl  $u$  durch die Geschwindigkeit des Wagens in Kilometern pro Stunde ersetzen. Bezeichnen wir diese Geschwindigkeit mit  $K$ , so gilt mit Rücksicht auf die obige Annahme, dass einer Tourenzahl von 500 eine Fahrgeschwindigkeit von 15 km entspricht, die Beziehung

$$u = K \frac{500}{15}$$

$$e = 18,88 N K \frac{500}{60 \times 15}$$

$$e = 10,5 \text{ N K}$$

$$K = \frac{e}{10,5 \text{ N}}$$

Mit Hilfe dieser Gleichung können wir für jede Stromstärke sowohl für normale als auch schnellste Fahrt die Fahrgeschwindigkeit berechnen. Die Kurven  $K K'$  und  $K' K'$  in Fig. 34 stellen die Fahrgeschwindigkeit als Funktion der Stromstärke für normale und schnellste Fahrt graphisch dar.

Durch die verschiedenen Kurven in Fig. 34 ist der Arbeitszustand des Motors vollständig gekennzeichnet. Wir können mittelst derselben Stromverbrauch und Fahrgeschwindigkeit für gegebene Belastungs- und Steigungsverhältnisse im Voraus be-

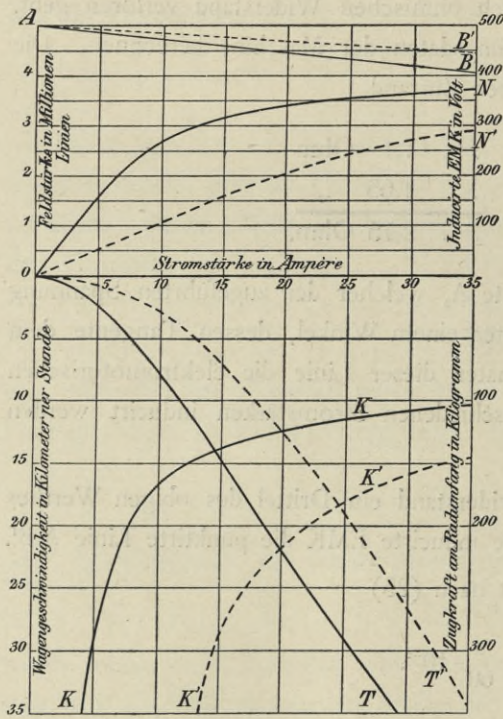


Fig. 34.

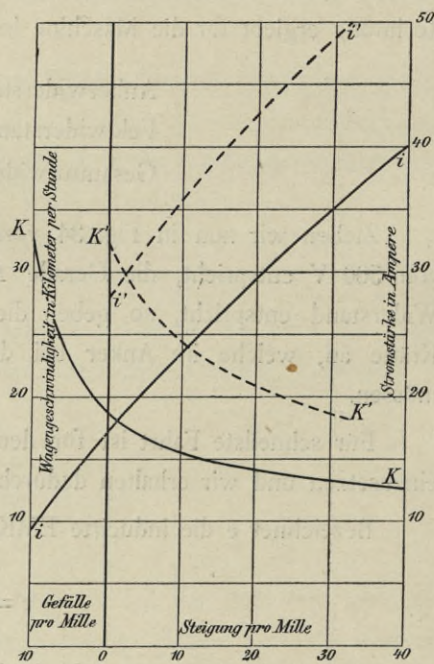


Fig. 35.

stimmen. Es ist selbstverständlich, dass während der Fahrt durch Benutzung des Kontrolers die Geschwindigkeit beliebig vermindert werden kann, da aber eine Verminderung unter normale Geschwindigkeit immer mit Arbeitsverlust verbunden ist, empfiehlt es sich, dieselbe möglichst zu vermeiden. Das ist natürlich nur dann statthaft, wenn die Geschwindigkeit bei Fahrt mit voller Spannung (d. h. ohne Vorschaltwiderstand) noch in zulässigen Grenzen bleibt. Der Wirkungsgrad des Wagens wird natürlich um so grösser ausfallen, einen je grösseren Theil der Strecke man ohne

Vorschaltwiderstand befahren kann; und um die Konstruktion des Motors beurtheilen zu können, müssen wir die Beziehung zwischen Steigung und Fahrgeschwindigkeit untersuchen. Wir wollen das im vorliegenden Falle thun und zwar unter der Annahme, dass der Wagen zwei Motoren hat und dass sein rollendes Gewicht bei voller Belastung 8000 kg beträgt. Der Traktionscoefficient der Bahn möge 15 kg sein; d. h. um den Wagen auf ebener Bahn in gleichmässiger Bewegung zu erhalten, ist für je 1000 kg rollendes Gewicht eine Zugkraft von 15 kg nöthig. Für Strecken, auf denen die Bahn sich senkt, ist natürlich eine entsprechend kleinere und für Steigungen eine entsprechend grössere Zugkraft nöthig.

Da jeder Wagen zwei Motoren erhält, muss jeder Motor die halbe Zugkraft erzeugen. Wir erhalten nun für die am Umfang der Räder auszuübende Zugkraft folgende Werthe.

	Zugkraft in kg	
	Beide Motoren	Ein Motor
Bei 10 ‰ Gefälle . . . . .	40	20
„ 5 ‰ „ . . . . .	80	40
Auf ebener Strecke . . . . .	120	60
Bei 10 ‰ Steigung . . . . .	200	100
„ 20 ‰ „ . . . . .	280	140
„ 30 ‰ „ . . . . .	360	180
„ 40 ‰ „ . . . . .	440	220

Um nun Fahrgeschwindigkeit und Stromverbrauch bei den verschiedenen Steigungen zu finden, brauchen wir nur die entsprechende Zugkraft aus der obigen Tabelle zu entnehmen und in Fig. 34 einzutragen. Die Abscisse des entsprechenden Punktes auf der Kurve O T giebt die Stromstärke, während der Schnittpunkt der betreffenden Ordinate mit der Kurve K K die Fahrgeschwindigkeit ergibt. Wir finden so z. B., dass auf ebener Strecke

$$T = 60.$$

Die Abscisse dieses Punktes auf der Kurve O T ist 8,4 A und die Ordinate von 8,4 schneidet die Geschwindigkeitskurve bei 18,8 km pro Stunde. Auf ebener Strecke macht also der Wagen 18,8 km pro Stunde bei normaler Fahrt und entnimmt aus der Leitung dabei 16,8 A unter 500 V Spannung. Der Arbeitsverbrauch ist mithin

$$16,8 \times 500 = 8400$$

Wattstunden, so dass der Wagen eine Arbeit von

$$\frac{8400}{18,8} = 446$$

Wattstunden pro gefahrenen Wagenkilometer verbraucht. Der Wirkungsgrad des Wagens ist dabei 73 ‰.

In ähnlicher Weise kann man für andere Steigungen Stromverbrauch und Geschwindigkeit berechnen. Das Ergebniss ist in Fig. 35 graphisch dargestellt. Auf der Abscissenaxe sind die Steigungen pro Mille eingetragen, und die Ordinaten der Kurve  $ii$  geben Stromstärke, jene der Kurve  $KK$  Geschwindigkeit bei »normaler Fahrt«. In gleicher Weise geben die Kurven  $i'i'$  und  $K'K'$  Stromstärke beziehungsweise Geschwindigkeit bei »schnellster Fahrt«.

Wird 30 bis 32 km pro Stunde als obere noch zulässige Geschwindigkeitsgrenze angenommen, so zeigt Fig. 35, dass man bei einem Gefälle von 10 ‰ die Kurbel des Kontrolers noch auf »normale Fahrt«, nicht aber auf eine schnellere Fahrt einstellen darf. Auf ebener Strecke darf man jedoch auf »schnellste Fahrt« einstellen. Ebenso zeigen die Kurven, dass die Grenze der Stromstärke (25 A für jeden Motor) bei »schnellster Fahrt« erreicht wird, wenn die Steigung 32 ‰ beträgt. Ist die Steigung grösser, so muss man, um die Motoren nicht zu überlasten, die Kurbel gegen die Stellung »normale Fahrt« hin verschieben. Steht die Kurbel auf »normale Fahrt«, so nimmt jeder Motor bei 40 ‰ Steigung 20 A, und die Fahrgeschwindigkeit beträgt 12,6 km pro Stunde. Aus Fig. 34 sieht man, dass bei 25 A die Zugkraft 290 kg beträgt; das entspricht einer Steigung von

$$\frac{2 \times 290 - 120}{80} = 57,5 \text{ ‰}.$$

Der Wagen kann also eine höchste Steigung von 57,5 ‰ noch nehmen, ohne dass die Motoren dadurch überlastet werden. Für kurze Zeit kann er natürlich auch noch eine grössere Steigung überwinden, wobei jedoch jeder Motor mehr als 25 A aufnehmen muss.

## 72 Kwt Gleichstromdynamo

der Firma Gebr. Naglo, Berlin.

500 Touren p. M. 120 Volt. 600 Ampère.

(Tafel VII.)

Bemerkenswerth an dieser Maschine ist die im Vergleich zu Materialaufwand und Tourenzahl grosse Leistung, was dadurch zum Ausdruck kommt, dass in Formel (36) der Coefficient C sehr gross ist. Aus der Zeichnung findet man

$$D = 60 \qquad L = 20.$$

Setzt man diese Werthe in Formel (36) ein, so findet man

$$72 = C \times 60^2 \times 20 \times 500 \times 10^{-6}$$

$$C = 2.$$

Dieser Werth ist doppelt so gross als der auf Seite 12 angegebene Mittelwerth für Trommelanker. Als Gründe für diesen Unterschied sind anzunehmen in erster Linie die Geschicklichkeit des Konstrukteurs dieser Maschine, dann aber auch die im Verhältniss zum Durchmesser grosse Polzahl, hohe Induktion im Luftraum und die kleine neutrale Zone zwischen den Polkanten. Dieselbe beträgt kaum 2 cm, während die Dicke des Luftraumes 1 cm beträgt. Ist die neutrale Zone klein, so müssen natürlich die Bürsten mit besonderer Sorgfalt eingestellt werden, und, um dies zu vermeiden, befolgen viele Konstrukteure eine alte Faustregel, nach welcher die neutrale Zone 10 bis 12 Mal so gross gemacht werden soll als der Luftraum. Würde diese Regel in der vorliegenden Maschine befolgt werden, so müsste die neutrale Zone um 8 bis 10 cm vergrössert werden. Das könnte kaum durch Verkleinerung der Polflächen geschehen, denn sonst würde die Induktion im Luftraum so gross ausfallen, dass die nöthige Erregung schwer beschafft werden könnte und, was noch wichtiger ist, die Verluste durch Wirbelströme in den Ankerstäben bedenklich hoch ausfallen würden. Die Verbreiterung der neutralen Zone müsste also dadurch erreicht werden, dass man die Pole weiter auseinander rückt, d. h. den Durchmesser des Ankers vergrössert. Wollte man die neutrale Zone um 9 cm vergrössern, so würde der Ankerdurchmesser um

$$\frac{9 \times 6}{\pi} = 17,2 \text{ cm}$$

grösser gemacht werden müssen. Der Coefficient C würde dann nicht 2, sondern

$$2 \times \left( \frac{60}{60 + 17,2} \right) = 1,2$$

sein, immer noch ein recht befriedigender Werth. Auf Seite 12 habe ich darauf hingewiesen, dass die Formel zur oberflächlichen Berechnung der Leistung einer Maschine nur als eine rohe Annäherung betrachtet werden darf, und die obige Betrachtung soll zeigen, wie gross der Einfluss einer verhältnissmässig kleinen Aenderung im Entwurf der Maschine auf den Werth des Coefficienten C sein kann.

Aus Tafel VII entnehmen wir durch Abmessung folgende Werthe:

$$\begin{array}{lll} A_a = 360 & A_\alpha = 600 & A_{mj} = 400 \\ L_a = 25 & 2\delta = 2 & L_{mj} = 100. \end{array}$$

Der Anker hat Schleifenwicklung (Parallelwicklung) mit

$$z = 360.$$

Die Stablänge einschliesslich der für die Gitterköpfe nöthigen schrägen Stücke ist 70 cm und die gesammte Drahtlänge ist mithin

$$0,7 \times 360 = 252 \text{ m.}$$

Der Drahtquerschnitt ist 22 qmm und da die Wicklung 6 Stromzweige hat, ist der Widerstand des Ankers bei 15° C nach Formel (3)

$$W_a = \left( \frac{1}{6} \right)^2 \times \frac{0,017 \times 252}{22}$$

$$W_a = 0,00542.$$

Der auf der Zeichnung angegebene Widerstand ist

$$W_a = 0,006,$$

was einer Temperaturzunahme von 25° entspricht. Bei der vorzüglichen Ventilation, welche so durch die Gitterköpfe bewirkt wird, ist diese geringe Temperaturerhöhung zu erwarten. Bei einem gesammten Ankerstrom von 606 A ist der ohmische Spannungsabfall

$$606 \times 0,006 = 3,64 \text{ V}$$

und es muss mithin eine EMK von 123,64 V inducirt werden. Da der Anker Parallelwicklung hat, berechnet sich der Kraftfluss aus (24) zu

$$N = \frac{123,64}{360 \times \frac{500}{60}} 10^8$$

oder in Einheiten von  $10^6$

$$N = 4,12.$$

Bei Berechnung der Streuung ist zu beachten, dass die Polkanten dieser Maschine sich viel näher gegenüberstehen als bei Maschinen gewöhnlicher Konstruktion, für welche die in Fig. 7 eingeschriebenen Werthe von  $e'$  gelten. Auch sind die Seitenflächen der Polkerne eben und müssen daher stärker streuen als cylindrische Flächen. Wir wollen deshalb für  $e'$  einen erheblich kleineren Werth einführen als in Fig. 7 angegeben ist, nämlich 0,25 und haben dann

$$e = \frac{0,25}{\sqrt{\frac{60}{3} \times 20}}$$

$$e = 12\,500 \times 10^{-6}.$$

Bei Berechnung der Gegenwindungen ist zu beachten, dass die Polkanten schräg stehen. Ihre Entfernung ist 3,6 cm und die Abschrägung beträgt 1,6 cm. Der Raum, in welchem Gegenwindungen zur Geltung kommen, beträgt also

$$\begin{array}{r} 3,6 - 1,6 = 2 \text{ cm und} \\ \frac{1,6}{2} = 0,8 \text{ cm} \\ \hline \text{Im Ganzen . . . } 2,8 \text{ cm.} \end{array}$$

Der Durchmesser der Bohrung ist 62 cm, ihr Umfang ist 194 cm. Bei Vollbelastung führt jeder Draht 101 A. Wir haben somit für Gegenwindungen

$$X_g = 360 \times \frac{2,8}{194} \times 101$$

$$X_g = 520$$

in Rechnung zu setzen.

Die Erregung für Vollbelastung berechnet sich nun wie folgt:

N = 4,12	B <sub>a</sub> = 11 400	X <sub>a</sub> = 80
N <sub>s</sub> = $\frac{11\,066}{12\,500}$	B <sub>α</sub> = 6 866	X <sub>α</sub> = 10 986
		11 066
N <sub>s</sub> = 0,88		
N <sub>m</sub> = 5	B <sub>mj</sub> = 12 500	X <sub>mj</sub> = 550
		X <sub>g</sub> = 520
		X = 12 136.

Auf Tafel VII ist der Erregerstrom zu 6,1 A angegeben. Jeder Magnetschenkel enthält 1000 Windungen. Es sind also thatsächlich

$$2 \times 1000 \times 6,1 = 12\,200$$

Ampèrewindungen nöthig, was mit der obigen Rechnung beinahe vollständig übereinstimmt.

Es erübrigt noch, die Funkengrenze zu bestimmen. Auf ein Sechstel des Ankers kommen 60 Drähte und

$$60 \times 101 = 6060$$

Ampèredrähte. Die Gegenwindungen wurden oben zu 520 bestimmt, es bleiben also

$$6060 - 520 = 5540$$

Ampèredrähte als Querwindungen wirksam. Nach Formel (32) ist die Luftinduktion an der Eintrittskante

$$B_{\alpha \text{ min}} = 6866 \times \frac{11\,066 - 5\,540}{11\,066}$$

$$B_{\alpha \text{ min}} = 3450,$$

also reichlich genug für eine funkenlose Kommutirung. An den Austrittskanten haben wir

$$B_{\alpha \text{ max}} = 6866 \times \frac{11\,066 + 5\,540}{11\,066}$$

$$B_{\alpha \text{ max}} = 10\,350.$$

Dieses ist natürlich auch die Liniendichte am Eintritt in die Ankeroberfläche. Die Richtung der Kraftlinien ist hier radial, während sie im Ankereisen zwischen den Polen tangential ist. Bei Berechnung des Hysteresisverlustes haben wir deshalb zu unterscheiden zwischen der magnetischen Belastung des Ankerkernes in tangentialer Richtung, welche die ganze Masse desselben trifft und der magnetischen Belastung in radialer Richtung, welche nur eine dünne Schichte an der Oberfläche trifft. Der letzterer Ursache entspringende Verlust ist nicht genau berechenbar, weil wir nicht wissen, wie die Kraftlinien verlaufen, beziehungsweise ein wie grosser Theil der ganzen Eisenmasse von diesen radialen Kraftlinien getroffen wird. Wir wissen nur, dass dieser Verlust mit der Verzerrung des Feldes durch die Querwindungen, d. h. mit der Belastung der Maschine steigt. Nehmen wir schätzungsweise an, dass ein Drittel des Ankereisens der Hysteresis durch radial verlaufende Kraftlinien ausgesetzt ist, so berechnet sich der gesammte Effektverlust im Eisen wie folgt:

Das Gewicht des Ankerkernes ist 220 kg. Die Frequenz ist

$$\mathfrak{z} = 3 \times \frac{500}{60}$$

$$\mathfrak{z} = 25.$$



Bei

$$B_a = 11\,400$$

finden wir aus Tabelle (10) durch Interpolation

$$P_v = 10,4.$$

Der Verlust ist mithin

$$10,4 \times 0,25 \times 220 = 572.$$

In radialer Richtung ist

$$B = 10\,350.$$

Dieser Induktion entspricht

$$P_v = 7,7.$$

Da nur ein Drittel des Ankereisens der radialen Induktion ausgesetzt ist, haben wir den entsprechenden Verlust

$$7,7 \times 0,25 \times \frac{220}{3} = 140.$$

Im Ganzen wird also im Ankereisen verloren

$$572 + 140 = 712 \text{ Watt,}$$

oder nicht ganz 1 % der Leistung, ein sehr günstiges Resultat.

Der Verlust durch Wirbelströme in den Ankerstäben muss in Folge der hohen Induktion von 10 350 unter der Austrittspolkante merklich sein. Allerdings hat der Konstrukteur durch die schräge Anordnung der Polkanten diesen Verlust möglichst herabgedrückt, aber bei einem Drahtquerschnitt von  $4 \times 5,5$  mm können Wirbelströme auch durch dieses Mittel nicht vollkommen unschädlich gemacht werden. Eine Berechnung des Verlustes ist nicht möglich; man kann ihn nur schätzen. Wir wollen dafür 2 % annehmen.

Der zur Erregung nöthige Effekt ist sehr gering; er beträgt nach der Angabe der Firma, welche die Maschine gebaut hat, nur rund 1 %; in Wirklichkeit jedoch noch etwas weniger, weil der Widerstand der Feldwicklung mit 18,5 Ohm reichlich hoch angenommen ist. Jede Feldspule enthält 1000 Windungen von  $3,5 \times 2,5$  mm Draht. In Anbetracht des Umstandes, dass die Ecken des Drahtquerschnittes etwas abgerundet sein müssen, können wir den Querschnitt zu 8,5 qmm annehmen. Die mittlere Länge der Windungen ist 1,13 m und die gesammte Drahtlänge ist mithin

$$6 \times 1000 \times 1,13 = 6780 \text{ m.}$$

Die Abkühlungsfläche der Spulen berechnet sich aus der Zeichnung zu rund 18 000 qcm. Bei 1 % Effektverbrauch ist die Abkühlungsfläche per Watt

$$o = \frac{18\,000}{720}$$

$$o = 25,$$

und die Temperaturerhöhung nach Formel (5)

$$t = \frac{300}{25}$$

$$t = 12^\circ \text{ C.}$$

Der Widerstand der Feldwicklung ist nach Formel (3)

$$W = 0,017 (1 + 0,004 \times 12) \frac{6780}{8,5}$$

$$W = 14,4 \text{ Ohm.}$$

und nicht 18,5 Ohm, wie der Fabrikant der Maschine angibt. Der zur Erregung nöthige Effekt ist

$$6,1^2 \times 14,4 = 534 \text{ Watt,}$$

oder nur  $\frac{3}{4}\%$  der Leistung, ein bemerkenswerth kleiner Betrag.

Was die mechanische Konstruktion dieser Maschine anlangt, so ist zunächst zu bemerken, dass behufs einer genau centrischen Einstellung der Pole das ganze Polgehäuse mittelst Gegenschrauben in senkrechter Richtung verstellbar ist. Horizontal ist es natürlich ohne Weiteres einstellbar. Die Ankerstäbe werden durch 24 Treibstifte, die in isolirte Löcher im Ankerkern eingelassen sind, getrieben. Im Vergleich mit Treibstiften, die durch die Wicklung ragen, hat diese Anordnung den Vortheil, dass vom Wicklungsraum nichts verloren geht, die Isolirung ist jedoch etwas schwieriger, und ausserdem können mit den Ankerstäben verbundene Treibstifte nur angewendet werden, wenn die ersteren solide sind, nicht aber, wenn die Stäbe aus Lamellen oder Litzen bestehen, eine Ausführung, die bei starken Stäben wegen Vermeidung von Wirbelstromverlusten empfehlenswerth ist.

Die auf einen Treibstift entfallende Kraft berechnet sich wie folgt. In den Stäben wird geleistet

$$606 \times 123,6 = 75 \text{ Kwt} = 102 \text{ PS.}$$

Die Umfangsgeschwindigkeit ist

$$0,6 \times 3,14 \times \frac{500}{60} = 15,7 \text{ m.}$$

Auf alle 24 Treibstifte kommt mithin eine Kraft von

$$\frac{102 \times 75}{15,7} = 487 \text{ kg}$$

und auf einen Treibstift rund 20 kg. Bei Treibscheiben, deren Stifte durch die Wicklung ragen, kann man, ohne ein Abscheeren befürchten zu müssen, die doppelte Beanspruchung zulassen. Allerdings müssen dann die Treibstifte mit einer isolirenden Verkleidung versehen werden, die eine genügende Ausdehnung hat, um einen zu grossen Flächendruck auf die Isolirung der Stäbe zu vermeiden.

Die Lagerschalen sind nicht getrennt und deshalb nicht nachstellbar. Sie sind als solide Büchsen ausgeführt, die nur in ihrer Mitte im Gehäuse aufliegen. Diese Anordnung hat den Vortheil, dass sich die Lagerschale dem Zapfen viel besser anpassen kann, als wenn sie von einem Ende zum andern fest gehalten wird. Sie hat jedoch den Nachtheil, dass die in der Lagerschale erzeugte Wärme wegen der kleinen Auflagefläche zwischen Schale und Gehäuse nur langsam durch Letzteres abfließen kann. Bei kleineren Lagern wie in der vorliegenden Maschine tritt dieser Nachtheil nicht merklich auf, denn die Berührungsfläche zwischen Gehäuse und Schale ist im Verhältniss zur Wärmemenge, die in der Zeiteinheit durchfließen muss, immerhin noch gross genug. Wenn es sich aber um schwere Lager handelt, so ist diese Konstruktion nicht mehr zu brauchen. Die abzuführende Wärmemenge wächst proportional der dritten oder einer höheren Potenz der linearen Dimensionen, während die Berührungsfläche proportional ihrer zweiten oder einer niedrigeren Potenz wächst. Es ist mithin ersichtlich, dass man bei Vergrösserung der Lager bald eine Grenze erreicht, bei welcher die hier verwendete Konstruktion nicht mehr zulässig ist.

Da die Riemenscheibe überhängt, ist beim Entwurf von Welle und Lagern besondere Sorgfalt nöthig. In Fig. 36 ist das Gewicht der einzelnen Theile graphisch dar-

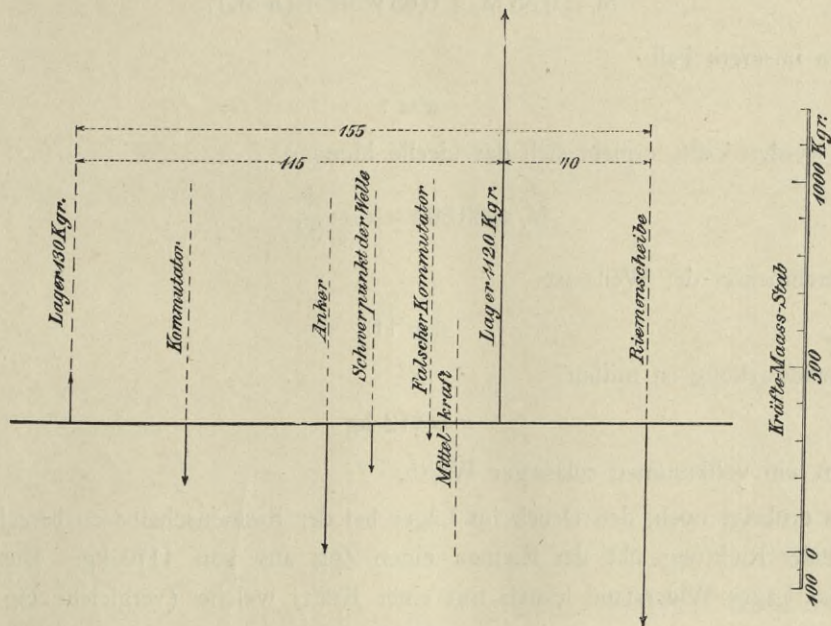


Fig. 36.

gestellt. Konstruiert man in der bekannten Weise ein Seilpolygon, so findet man die durch das Gewicht der rotirenden Theile erzeugten Belastungen zu 130 kg für das Lager beim Kommutator und 1120 kg für das Lager bei der Riemenscheibe. Die Mittelkraft liegt so nahe dem letzteren Lager, dass wir ihr Biegemoment vernachlässigen können; dagegen muss das durch den Riemenzug erzeugte Biegemoment in Rechnung gezogen werden. Bei einer übertragenen Leistung von 102 PS und

einer Riemengeschwindigkeit von 19,6 m pro Sekunde ist die übertragene Kraft 390 kg, und da man der Sicherheit halber die Spannung im straffen Riementeil doch nicht kleiner als doppelt so gross annehmen darf, so ergibt sich ein gesammter horizontaler Riemenzug von

$$3 \times 390 = 1170 \text{ kg}$$

und ein Biegemoment von

$$40 \times 1170 = 46\,800 \text{ kg cm}$$

in horizontaler Richtung. Durch das Gewicht der Scheibe und des Riemens kommt in vertikaler Richtung noch ein Biegemoment von 24 000 kg cm hinzu. Im Ganzen wird also die Welle im Lager auf Biegung beansprucht mit einem Moment von

$$M_b = \sqrt{46\,800^2 + 24\,000^2} = 52\,600 \text{ kg cm.}$$

Das Drehmoment ist

$$M_d = 390 \times 37,5 = 14\,600 \text{ kg cm.}$$

Unter Anwendung der bekannten Formeln aus der Festigkeitslehre

$$M_i = 0,35 M_b + 0,65 \sqrt{M_b^2 + (\alpha M_d)^2},$$

wobei in unserem Fall

$$\alpha = 1$$

gesetzt werden kann, ergibt sich das ideelle Moment

$$M_i = 53\,800 = \sigma \pi \frac{d^3}{32}.$$

Der Durchmesser der Welle ist

$$d = 11.$$

Die Beanspruchung ist mithin

$$\sigma = 412 \text{ kg}$$

pro qcm, ein vollkommen zulässiger Werth.

Es erübrigt noch, den Druck im Lager bei der Riemenscheibe zu berechnen. In horizontaler Richtung übt der Riemen einen Zug aus von 1170 kg. Diesem Zug muss das Lager Widerstand leisten mit einer Kraft, welche (vergleiche Fig. 36) im Verhältniss

$$155 : 115$$

grösser ist. Wir haben also einen horizontalen Lagerdruck von

$$\frac{155}{115} \times 1170 = 1580 \text{ kg.}$$

Der vertikale Lagerdruck ist aus Fig. 36

$$1120 \text{ kg.}$$

Der gesammte Lagerdruck ist demnach

$$\sqrt{1580^2 + 1120^2} = 1940 \text{ kg.}$$

Die Auflagefläche des Lagers ist 330 qcm; mithin ist die Lagerpressung

$$q = \frac{1940}{330} = 5,9 \text{ kg pro qcm.}$$

Die Geschwindigkeit des Zapfens ist

$$v = 2,87$$

und das Produkt beider ist

$$q v = 17,$$

ein Werth, der noch innerhalb der durch Formel (35) gegebenen Grenzen liegt.

---



## 48 Kwt Gleichstromdynamo

konstruirt von

**E. G. Fischinger**

für die Aktiengesellschaft Elektrizitätswerke (vorm. O. L. Kummer & Co.), Dresden.

250 Touren p. M. 120 Volt, 400 Ampère.

(Tafel VIII.)

Das Feldgehäuse dieser Maschine ist in einem Stück aus Stahlfaçonguss hergestellt. Da dieses Material jedoch für dünnwandige Gussstücke von komplicirter Form nicht so gut geeignet ist als gewöhnliches Gusseisen, so bestehen Grundplatte und Lagerböcke aus letzterem Material und sind seitlich an den Jochring angebolzt. Eine nachherige Centrirung des Feldes, wie sie bei der Konstruktion Tafel VII vorgesehen ist, kann natürlich bei dieser Anordnung nicht ausgeführt werden, ist aber auch unnöthig, wenn man die kreisrunden Auflageflächen der Lager unter Benutzung derselben Bohrspindel herstellt, mit welcher die Polflächen ausgedreht werden. Die Lagerschalen sind aus Gusseisen und nicht getheilt, jedoch mit Lagermetall ausgefütert. Die Welle hat durchwegs denselben Durchmesser und ist daher aus einem einfachen Stück gerollten Wellenstahls mit sehr wenig Dreharbeit herzustellen. Da der Jochring nicht getheilt ist, kann der Anker nicht herausgehoben werden, sondern muss nach Entfernung des Lagers beim Kommutator und Lösen der Stellringe und Riemenscheiben horizontal herausgezogen werden. Bei glatten Ankern ist eine solche Konstruktion nicht zu empfehlen, da beim Herausziehen des Ankers die Wickelung leicht beschädigt werden kann. Bei Zahnankern, wie im vorliegenden Fall, ist jedoch diese Gefahr nicht vorhanden, und der einzige Einwand, den man gegen diese Konstruktion geltend machen könnte, ist, dass die Zerlegung der Maschine behufs Reparatur etwas umständlicher ist als bei getheiltem Felde. Da jedoch eine Reparatur, welche die Entfernung des Ankers nöthig macht, äusserst selten eintreten wird, kann man den kleinen Uebelstand der etwas mühsameren Hantirung recht wohl zulassen. Die Konstruktion ist äusserst leicht, und alles entbehrliche Material ist weggelassen.

Der Anker hat Ringwicklung, wobei die wirksamen Leiter aus in Nuten eingelassenen Stäben bestehen. Die inneren Leiter bestehen aus rundem Draht, während die Verbindung beider durch Kupferstreifen bewerkstelligt wird. Diese Anordnung

hat den Vortheil guter Raumaussnützung, aber den Nachtheil vieler Löthstellen. Würde runder Draht für die ganze Wicklung verwendet, so hätte jede Windung nur eine Löthstelle, die zweckmässig im Kommutator anzuordnen wäre. In der vorliegenden Anordnung hat jedoch jede Windung noch vier Löthstellen mehr. Dafür ist aber der Querschnitt der wirksamen Leiter grösser, als bei einer Drahtwicklung der Fall wäre. Die Pole und Magnetkerne sind behufs Verminderung der Wirkung der Querwindungen mit Schlitz versehen. Wie weiter unten ersichtlich, ist die Erregung für Luft und Anker 10 266, jene der Querwindungen 4280, während die mittlere Induktion im Feldsystem 13 400 ist. Würden nun die Querwindungen voll zur Geltung kommen, so würde in einem Drittel des Magnetkernes die Induktion auf

$$\frac{10\,266 + 4280}{10\,266} \times 13\,400 = 19\,000$$

gesteigert werden. Ebenso würde in dem anderen Drittel die Induktion auf

$$\frac{10\,266 - 4280}{10\,266} \times 13\,400 = 7850$$

vermindert werden. Die gesammte Pfadlänge im Feldsystem ist im Mittel 118 cm, wovon rund 38 cm auf die geschlitzten Theile kommen. Ob Schlitz dieser Art die Quermagnetisirung des Feldes vermindern, ist eine strittige Frage. Es wird sich deshalb verlohnen, an diesem Beispiel die Wirkung der Schlitz zu studiren. Nehmen wir zunächst an, dass trotz der Schlitz die Quermagnetisirung vollständig eintritt. Dazu würde an der äussersten Faser, wo die Induktion den höchsten Werth von 19 000 erreicht, eine Quermagnetisirung von 4400 Ampèrewindungen nöthig sein. Die Feldwicklung leistet (wie weiter unten ersichtlich) zur Ueberwindung des Feldwiderstandes 870 Ampèrewindungen. Es bleiben also durch den Anker zu liefern

$$4400 - 870 = 3530.$$

Thatsächlich liefert der Anker 4280, welche jedoch der obigen Voraussetzung gemäss (dass die Quermagnetisirung vollständig eintritt) für Luft und Anker vollständig aufgebraucht werden. Damit die Quermagnetisirung vollständig eintritt, sind nach Obigem

$$3530 + 4280 = 7810$$

Ampèrewindungen nöthig. Thatsächlich werden aber nur 4280 erzeugt. Die Quermagnetisirung kann also nicht vollständig eintreten. Bis zu welchem Grade sie eintritt, kann leicht durch versuchsweise Rechnung bestimmt werden. Es ist nicht nöthig, diese Rechnung im Einzelnen durchzuführen. Das Ergebniss ist, dass, wenn wir annehmen, dass 3000 Ampèrewindungen zur Quermagnetisirung von Luft und Anker aufgebraucht werden, die übrigen 1280 Ampèrewindungen gerade hinreichen, um die entsprechende Quermagnetisirung des Feldeisens zu bewirken. Es ist mithin klar, dass die Schlitz eine erhebliche Wirkung haben, und zwar wird die Wirkung um so grösser sein, je länger die Schlitz sind und je grösser die Sättigung des Feldeisens ist.



Aus der Zeichnung finden wir folgende Abmessungen

$$\begin{array}{llll} A_a = 1370 & A_z = 1030 & A_\alpha = 1780 & A_{mj} = 1200 \\ L_a = 42 & L_z = 4 & 2\delta = 1,5 & L_{mj} = 118. \end{array}$$

Der Widerstand des Ankers berechnet sich aus den auf Tafel VIII gegebenen Abmessungen zu

$$W_a = 0,0112.$$

Bei 408,4 A Ankerstrom haben wir mithin einen ohmischen Verlust im Anker von 4,6 Volt, und es muss inducirt werden

$$124,6 = N \times 200 \times \frac{250}{60} \times 10^{-8}$$

woraus sich rund

$$N = 15 \times 10^6$$

ergibt.

Zur Berechnung der Streuung kann man

$$e' = 0,4$$

annehmen und erhält nach Formel (30)

$$e = \frac{0,4}{\sqrt{\frac{80}{2} \times 46}}$$

$$e = 9300 \times 10^{-6}.$$

Die Erregung berechnet sich wie folgt:

$$\begin{array}{lll} N = 15 & B_a = 10\,950 & X_a = 126 \\ & B_z = 14\,550 & X_z = 40 \\ & B_\alpha = 8\,420 & X_\alpha = 10\,100 \\ & & \hline & & X_{az\alpha} = 10\,266. \end{array}$$

$$N_s = \frac{10\,266}{9300} = 1,1$$

$$\begin{array}{lll} \frac{N_s}{N_m} = \frac{1,1}{16,1} & B_{mj} = 13\,400 & X_{mj} = 870 \\ & & X_g = 816 \\ & & \hline & & X = 11\,952. \end{array}$$

Nach den Angaben auf Tafel VIII enthält jede Feldspule 690 Windungen, und der Erregerstrom ist 8,4 A. Die Erregung ist mithin zu

$$2 \times 690 \times 8,4 = 11\,592$$

Ampèrewindungen angegeben, was mit der oben berechneten Erregung bis auf 3 % stimmt.

Die Länge eines Poles ist 52 cm, sie setzt sich zusammen aus zwei äusseren Stücken von je 18,5 cm, einem Mittelstück von 13 cm und zwei Schlitten von je 1 cm. Wie oben gezeigt wurde, ist für Quermagnetisirung von Luft und Anker 3000 Ampèrewindungen einzusetzen. Wäre der Pol ohne Schlitze geformt, so würden wir mithin die Induktion unter den Kanten erhalten, wenn wir die mittlere Induktion mit

$$\frac{10\,266 + 3000}{10\,266} = 1,29 \text{ beziehungsweise}$$

$$\frac{10\,266 - 3000}{10\,266} = 0,71$$

multiplizieren. Es würde also z. B. die Luftinduktion folgende Werthe haben:

$$B_a \text{ max} = 10\,880$$

$$B_a \text{ min} = 6\,000.$$

In Fig. 37 stellt die punktirte Linie die Form des Feldes unter dieser Voraussetzung und ohne Berücksichtigung der Abschattirung an den Polkanten dar. Die Voraussetzung ist jedoch nicht richtig, weil innerhalb jedes Abschnittes auch eine

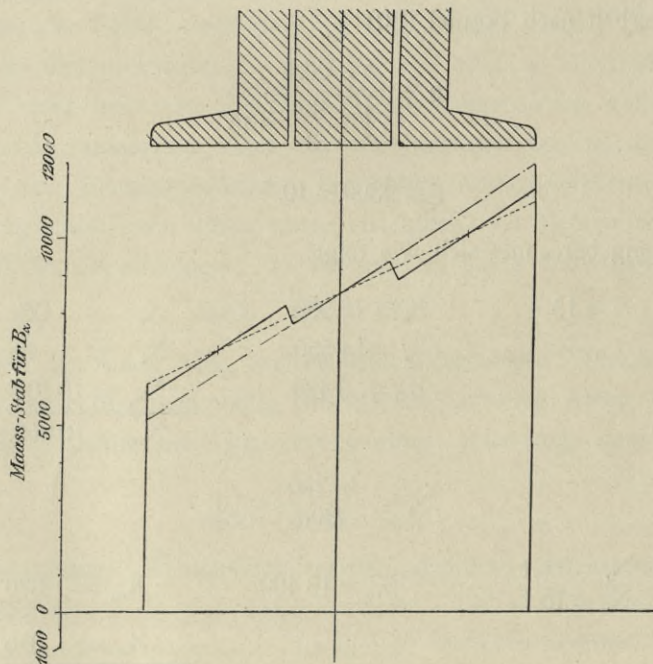


Fig. 37.

kleine Verzerrung eintritt. Wie man diese Verzerrung ermittelt, braucht nach dem, was früher über diesen Gegenstand gesagt wurde, nicht näher ausgeführt zu werden. Das Ergebniss, welches die wirkliche Form des Feldes darstellt, ist die voll gezogene Linie. Der Vollständigkeit halber ist durch die strichpunktirte Linie noch die Form des Feldes für dieselbe Maschine, aber ohne Schlitze in den Polen dargestellt.

Der Werth der Schlitze lässt sich nunmehr in folgender Weise tabellarisch darstellen:

	Ohne Schlitze	Mit Schlitzen
$B_{\alpha}$ min . . . . .	5 100	5 760
$B_{\alpha}$ max . . . . .	12 000	11 220
$B_z$ min . . . . .	8 800	9 950
$B_z$ max . . . . .	20 800	19 400.

Es wird also durch Anwendung der Schlitze die Induktion in den Zähnen um 6,7 % vermindert. Auch zeigt diese Tabelle sowie die vorhergehende Berechnung, dass diese Maschine recht gut eine etwas höhere magnetische Beanspruchung vertragen könnte. Nimmt man als Grenze für  $B_z$  max etwa 22 000 an, so kann man die Spannung der Maschine um 13 % steigern, so dass ihre Leistung 136 V bei 400 A oder 54,4 Kwt wird. Der nach Formel (36) sich ergebende Coefficient zur oberflächlichen Berechnung der Leistung aus den Dimensionen wird dann

$$C = 0,75$$

oder etwas grösser als der in der Formelsammlung gegebene Werth. Nimmt man jedoch die vom Konstrukteur dieser Maschine gegebene Leistung als richtig an, so wird

$$C = 0,66$$

was genau mit dem auf Seite 12 angegebenen Werthe übereinstimmt.



# Wechselstromgenerator mit zwei Stromkreisen

konstruiert von

**E. G. Fischinger**

für die Aktiengesellschaft Elektrizitätswerke (vorm. O. L. Kummer & Co.), Dresden.

185 Touren p. M.  $\sim = 50$ . Phasenspannung 1400 V.

Verkettete Spannung 2000 V. Strom in jeder Phase 38 A.

(Tafel IX.)

Die Ankerwicklung dieser Maschine ist nach dem Schema Fig. 18 ausgeführt. Da bei dieser Anordnung jedes Loch für nur eine Spule dient, bleiben gewisse Stellen des Ankerkernes seitlich frei von Spulenköpfen, und es ist deshalb möglich, durch Stossfugen, die an solchen Stellen angeordnet werden, den Anker in Segmente zu zerlegen, deren jedes sammt den in ihm eingebetteten Spulen ausgewechselt werden kann, ohne eine Spule abwickeln zu müssen. In dieser Beziehung erinnert die Konstruktion an die auf Tafel II dargestellte Maschine, jedoch mit dem Unterschied, dass dort jedes Segment nur eine Spule trägt, während hier die Segmente bedeutend grösser sind und je vier Spulen enthalten. Auch die Befestigung der Segmente ist hier anders durchgeführt. Sie sind an dem Umfang von zwei gusseisernen Seitenwänden angeschraubt, welche selbst auf zwei starken gusseisernen Naben drehbar gelagert sind, letzteres zu dem Zwecke der gleich leichten Zugänglichkeit aller Segmente. Die Segmente in der oberen Hälfte der Maschine sind natürlich ohne weiteres zugänglich, dagegen würde es wegen des beschränkten Raumes sehr schwer sein, ein Segment in der unteren Hälfte der Maschine auszuwechseln. Sollte das jedoch nöthig werden, so löst man die Schrauben zwischen Naben und Seitenwänden (siehe den Querschnitt links auf Tafel IX) und dreht den ganzen Anker so, dass das auszuwechselnde Segment nach oben kommt. Behufs bequemerer Montirung erhält jede der obenerwähnten Naben ein abnehmbares Stück in ihrem oberen Theil. Bei der Montage kann somit die Welle mit dem Magnetrad durch diese Oeffnungen hindurch auf die Lager niedergelassen werden. Darauf werden die Seitenwände, die getheilt ausgeführt sind, über die Naben gelegt und verbolzt, und schliesslich werden die 8 Ankersegmente von aussen an die Seitenwände angeschraubt. Interessant ist die Befestigung der Ankerbleche in den gusseisernen Segmentträgern. Seitlich werden die

Bleche in der üblichen Weise durch Flanschen gehalten; in radialer Richtung sind sie durch schwalbenschwanzförmige Federn und Schrauben an die Querträger des Gussstückes befestigt.

Die Ausbildung des Ankergehäuses als Rad mit grossen Naben hat neben der leichten Auswechselbarkeit der einzelnen Segmente noch den Vortheil, dass dadurch die genaue Centrirung von Magnetrad und Anker möglich ist ohne Anwendung einer grossen Grundplatte. Diese Konstruktion ist meines Wissens zuerst von Charles Brown im Jahre 1894 bei den grossen Wechselstrom-Generatoren der Frankfurter Centrale angewendet worden und hat sich so gut bewährt, dass der jetzt in derselben Centrale zur Aufstellung kommende Generator von 1500 PS auch in der gleichen Weise ausgeführt wird.

Die Magnetpole der vorliegenden Maschine sind Klötze von Schmiedeeisen, die durch Einschnitte in Stücke von  $4\frac{1}{2} \times 5$  cm Querschnitt abgetheilt sind. Zweck dieser Einrichtung ist die Vermeidung von Wirbelströmen, die in soliden Magnetkernen sehr stark auftreten würden. Die Magnete sind an ein gusseisernes Rad von innen mittelst Schrauben befestigt. Hier drängt sich nun zunächst die Frage auf, ob das gusseiserne Rad eine im Vergleich zu seiner Beanspruchung durch Centrifugalkraft auf Zerreißen genügende Festigkeit hat. Wir wollen bei dieser Untersuchung, um ganz sicher zu gehen, annehmen, dass die Speichen nur auf Biegung, nicht aber auf Zug beansprucht werden, dass also die Festigkeit des Umfanges allein ausreichen muss, um ein Zerreißen zu verhindern. Der mittlere Durchmesser des Radumfanges ist 146 cm, und der radiale Querschnitt nach Abzug des Loches für die Schraube ergibt sich aus der Zeichnung zu 235 qcm. Der Radumfang wiegt 960 kg, so dass 1 cm des Umfanges 2,08 kg wiegt. Jeder Magnetkern wiegt 44,5 kg und der aufgewickelte Draht 25,5 kg; zusammen 70 kg. Dieses Gewicht wird in einem mittleren Radius von 93 cm mit 185 Touren p. M. gedreht. Aus der Formel für die Centrifugalkraft

$$F = 0,00112 U^2 R G$$

berechnet sich der Zug, den jeder Magnet ausübt, zu

$$F = 35,7 \times 70 = 2500 \text{ kg.}$$

Wir können ohne grossen Fehler annehmen, dass alle Magnete zusammen eine 32 mal so grosse Kraft gleichförmig über den Umfang vertheilt ausüben. Es kommt also auf den cm Umfang ein radialer Zug von

$$\frac{2500 \times 32}{146 \times \pi} = 174 \text{ kg.}$$

In gleicher Weise berechnet sich der radiale Zug durch die Centrifugalkraft im gusseisernen Ring selbst zu

$$58 \text{ kg.}$$

Im Ganzen wirken also 232 kg pro cm Umfang. Auf zwei diametral gegenüberliegende Querschnitte wirkt mithin eine Zugkraft von

$$146 \times 232 = 34\,000,$$

und die Beanspruchung des Materiales ist

$$\sigma = \frac{34\,000}{2 \times 235} = 72 \text{ kg pro qcm,}$$

was noch weit unter der zulässigen Spannung von 250—300 kg liegt und einer etwa 17fachen Sicherheit entspricht.

Die aus der Zeichnung zu entnehmenden und zur Berechnung der Magnetisierungscharakteristik nöthigen Daten sind:

$$\begin{array}{llll} A_s = 400 & A_x = 210 & A_\alpha = 280 & A_m = 200 \\ L_s = 25 & L_x = 10 & 2\delta = 1 & L_m = 65. \end{array}$$

Es ist in diesem Falle nicht nöthig, die Erregung für das Joch und die Magnetkerne gesondert zu berechnen. Der Jochquerschnitt ist 470 qcm, also 2,35 mal so gross als der Querschnitt der Magnete. Nun zeigt eine oberflächliche Rechnung, dass die Induktion in den Magnetkernen für das Arbeitsgebiet dieser Maschine von der Grössenordnung 14 000 ist. Die entsprechende Induktion im Joch ist mithin von der Grössenordnung 6000. In beiden Fällen erhalten wir aus Fig. 6, 14 Ampèrewindungen pro cm Pfadlänge. Wir können also für diese Induktion ganz ohne Fehler Magnetkerne und Joch gemeinsam behandeln und annehmen, dass der gesammte Kraftlinienpfad durch Schmiedeeisen geht, dessen Querschnitt durchweg 200 qcm ist. Da ferner, wie man aus Fig. 6 ersieht, die Magnetisierungskurven für Guss- und Schmiedeeisen ziemlich gleichartig verlaufen, ist der durch obige Annahme bedingte Fehler auch bei Induktionen, die nach beiden Seiten von dem obigen Werthe (14 000) bis zu etwa 1000 abweichen, verschwindend klein. Man kann also die Rechnung durch die obige Annahme etwas vereinfachen.

Das nach Formel (57) berechnete Streufeld ist

$$N_s = 76 X_{s\alpha\alpha}.$$

Das Verhältniss von Polbreite zu Theilung ist

$$\frac{P}{\tau} = m = 0,67$$

oder nahezu  $\frac{2}{3}$ . Diesem Werth entspricht nach Tabelle (53)

$$k = 2,46.$$

Nun ist aber zu beachten, dass die Tabelle unter der Voraussetzung so kleiner Löcher berechnet wurde, dass man annehmen kann, die Drähte einer Spulenseite seien in einer mathematischen Linie gelegen. In der betrachteten Maschine sind aber die

Löcher im Verhältniss zur Polbreite ziemlich gross und die Annahme einer in mathematische Linien concentrirten Wickelung ist deshalb nicht ganz zulässig. Jede Verbreiterung der Spulenseiten bedingt eben eine Verminderung des Coefficienten  $k$ , und um diesem Umstande Rechnung zu tragen, wollen wir für  $k$  einen etwas kleineren Werth annehmen als in Tabelle (53) angegeben. Wir setzen

$$k = 2,40.$$

Da jede Phase 16 Spulen von 20 Windungen, also im Ganzen

$$z = 16 \times 2 \times 20 = 640$$

wirksame Drähte hat, so finden wir den Ausdruck für die EMK

$$e = 2,40 \sim N 6,40,$$

wenn  $N$  in Einheiten von  $10^6$  eingesetzt wird.

Die Frequenz ist auf Tafel IX zu 50 angegeben. Das ist ein Näherungswerth. Der genaue Werth berechnet sich aus Polzahl und Tourenzahl zu

$$\sim = 49,3.$$

Die Formel für die EMK wird also

$$e = 2,4 \times 49,3 \times N \times 6,4$$

$$e = 757 N.$$

Berechnet man nun zunächst  $N$  als Funktion von  $X$  und dann  $e$  aus der obigen Formel, so findet man die Spannungscharakteristik einer Phase dieser Maschine bei offenen Klemmen. Es ist nicht nothwendig, diese Rechnung hier wiederzugeben. Das Resultat ist die in Fig. 38 dargestellte Kurve.

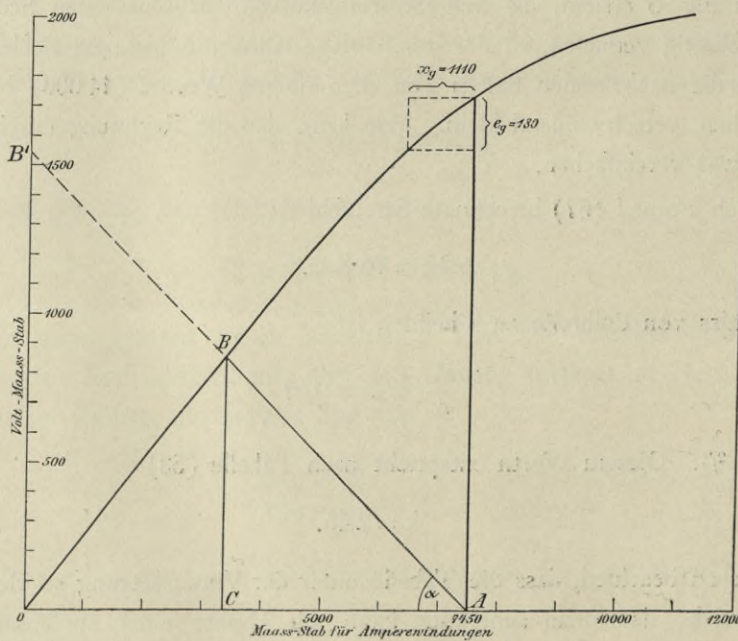


Fig. 38.



Wir gehen nun dazu über, die Maschine in Bezug auf ihr Verhalten bei Belastung zu untersuchen. Aus den Dimensionen der Ankerspulen berechnet sich der Widerstand in einer Phase zu

$$w_a = 0,4 \text{ Ohm.}$$

Der durch Widerstand verursachte Spannungsabfall ist

$$0,4 \times 38 = 15,2 \text{ V.}$$

Schlagen wir schätzungsweise für den Spannungsabfall in Folge von Wirbelströmen noch 30 V zu, so haben wir rund

$$c_w = 45.$$

Die Gegenwindungen berechnen sich nach Formel (66) zu

$$X_g = 20 \times 38 \times \frac{1,13}{0,67} \sin 60^\circ$$

$$X_g = 1110.$$

Um die EMK der Selbstinduktion zu berechnen, setzen wir für  $k_a$  nach Tabelle (70) 1,16 und finden

$$\sigma = 1,16 \frac{e}{X_a} 20.$$

Das Verhältniss von  $e$  zu  $X_a$  ist aus dem unteren Theil der Charakteristik zu entnehmen. Es beträgt

$$\frac{e}{X_a} = 0,263$$

$$\sigma = 6,1$$

$$e_s = 6,1 i$$

oder, für 38 A Phasenstrom

$$e_s = 232 \text{ V.}$$

Wir können jetzt nach Fig. 25 das Diagramm für den Spannungsabfall konstruiren. Wir wollen dabei annehmen, die Phasenverschiebung im äusseren Stromkreis sei durch

$$\cos \varphi = 0,75$$

gekennzeichnet. Führen wir nun probeweise die Konstruktion (Fig. 25) einmal für

$$e = 1800$$

und dann mit

$$e = 1700 \text{ V}$$

aus, so erhalten wir für die Klemmenspannung im ersten Falle mehr als 1400 und im zweiten Falle weniger als 1400 V. Der richtige Werth der Spannung bei Leerlauf

muss also zwischen 1700 und 1800 V liegen. Aus Fig. 38 entnehmen wir, dass in dieser Gegend der Charakteristik dem Werthe

$$X_r = 1110$$

ein Spannungsabfall von rund 180 V entspricht. Wir haben also

$$e_g + e_s = 180 + 232 = 412$$

$$e_w = 45.$$

Wir zeichnen also in Fig. 39 den Winkel  $\varphi$  mit  $48^\circ 40'$  ein, was

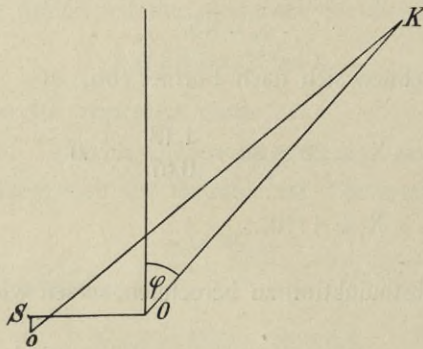


Fig. 39.

$$\cos \varphi = 0,75$$

entspricht, machen

$$OS = 412 \quad SO = 45 \quad OK = 1400$$

und erhalten den Vektor der EMK, auf welche die Maschine bei Leerlauf erregt werden muss

$$OK = e = 1730 \text{ V.}$$

Der Spannungsabfall bei Vollbelastung beträgt mithin

$$1730 - 1400 = 330 \text{ V}$$

oder 19 % der Spannung bei Leerlauf.

Eine ähnliche Konstruktion für eine induktionslose Belastung von 38 A bei 1400 V Klemmenspannung durchgeführt, ergibt eine Leerlaufklemmenspannung von 1540 und einen Spannungsabfall von

$$1540 - 1400 = 140 \text{ V}$$

oder 9 % der Spannung bei Leerlauf.

Bei

$$\cos \varphi = 0,75,$$

38 A und 1400 V Klemmenspannung in jeder Phase muss, wie Fig. 38 zeigt, die Maschine mit 7450 Ampèrewindungen erregt werden. Um den Kurzschlussstrom zu

bestimmen, ziehen wir von A die Gerade A B' unter einem Winkel  $\alpha$ , dessen Tangente nach Formel (76) ist

$$\tan \alpha = \frac{\sigma}{k_r q}$$

Dabei ist

$$k_r q = 29,25$$

und

$$\sigma = 6,1$$

$$\tan \alpha = 0,208.$$

Es entspricht also einer EMK von 2080 V eine Erregung von 10 000 Ampèrewindungen oder einer Erregung von 7450 Ampèrewindungen eine EMK von

$$0,7450 \times 2080 = 1550 \text{ V.}$$

Wir zeichnen jetzt die Gerade A B' ein und finden ihren Schnittpunkt B mit der Charakteristik. Die Ordinate BC stellt 860 V dar und der Kurzschlussstrom ist nach Formel (77)

$$i_0 = \frac{860}{6,1} = 141 \text{ A,}$$

das ist rund drei und drei Viertel mal die normale Stromstärke.

Die Maschine lässt sich auch als Einphasengenerator verwenden. Zu diesem Zwecke brauchen nur zwei Klemmen verschiedener Phasen miteinander verbunden zu werden, während an die anderen zwei Klemmen der äussere Stromkreis angeschlossen wird. Bei Leerlauf ist dann die Klemmenspannung der so verketteten Wicklungen  $\sqrt{2}$  mal der EMK in einer Phase, bei Belastung natürlich um den Spannungsabfall kleiner. Zu bemerken ist dabei, dass der Spannungsabfall bei verketteten Phasen nicht nothwendigerweise gleich dem  $\sqrt{2}$ fachen ist von jenem einer Phase, wenn die Phasen getrennt belastet werden. Der Grund ist die Verschiedenheit der Phasenverschiebung in den beiden Spulengruppen. Da alle Spulen in Reihenschaltung liegen, so wird in dem elektrischen Verhältniss offenbar nichts geändert, wenn wir, anstatt die ganzen Phasen hinter einander zu schalten, die Spulen beider Phasen abwechselnd hinter einander schalten, also etwa in der Reihenfolge  $a_1 b_1, a_2 b_2, a_3 b_3$  u. s. w., wobei a und b die Phasen und die Indexe die Aufeinanderfolge der Spulen bedeuten. Nun können wir aber  $a, b$  als eine einzige Spule auffassen, wobei jede Spulenseite in zwei Löchern untergebracht ist (nach Art von Fig. 20, nur mit bedeutend grösserem Lochabstand und einphasig gewickelt). Die Spulenbreite ist dabei gleich dem Lochabstand, also gleich der halben Theilung.

Für diesen Fall ist der Werth von k in der Formelsammlung nicht enthalten. Wir können ihn jedoch leicht durch folgende Ueberlegung bestimmen. Da die Entfernung der Löcher gleich der halben Theilung und die Polbreite gleich zwei Drittel

der Theilung ist, so sind alle Drähte in jeder halben Periode während einer Zeit wirksam, innerhalb welcher der Anker einen Weg gleich

$$\frac{2}{3} - \frac{1}{2} = \frac{1}{6}$$

der Theilung zurücklegt. Dann tritt jedes zweite Loch in den neutralen Raum und die EMK sinkt auf die Hälfte herab und dauert während eines Weges von zwei Mal zwei Sechstel der Theilung. Die Arbeit während einer halben Periode ist also proportional

$$\frac{1}{6} E^2 + \frac{4}{6} \frac{E^2}{4}$$

und dieser Ausdruck ist nichts anderes als das Quadrat der effektiven EMK. Wir haben also

$$e^2 = \frac{1}{3} E^2$$

und

$$e = 0,578 E.$$

Aus der allgemeinen Gleichung

$$E = B l v q 2 p 10^{-8}$$

folgt für

$$P = \frac{2}{3} \tau$$

$$E = 3 \sim N z 10^{-8}$$

und mithin

$$e = 1,73 \sim N z 10^{-8}.$$

Der Coefficient  $k$  ist mithin für den vorliegenden Fall 1,73, also bedeutend kleiner als für eine glatte Wickelung von derselben Spulenbreite.

Für jede einzelne Phase hatten wir früher

$$k = 2,40$$

gefunden. Da jetzt  $z$  zwei Mal so gross ist, so gilt die Beziehung

$$e = 2 \times \frac{1,73}{2,40} \times 757 N.$$

Wir können mithin die Spannungscharakteristik der einphasig geschalteten Maschine aus Fig. 38 erhalten, wenn wir die Ordinaten jener Kurve im Verhältniss

$$1 : 2 \times \frac{1,73}{2,40} = 1 : 1,44$$

vergrössern. Streng genommen sollte das Verhältniss

$$1 : \sqrt{2} = 1 : 1,41$$

sein. Die Abweichung rührt daher, dass wir, um der Grösse der Löcher Rechnung

zu tragen, den Coefficienten  $k$  bei der Zweiphasenschaltung etwas kleiner genommen haben als die Tabelle (53) angiebt. Eine ähnliche Korrektur ist jetzt überflüssig, weil die Spulenbreite an und für sich eine endliche Dimension hat.

Die Gegenwindungen sind bei 38 A wie früher

$$X_g = 1110$$

$$k_g q = 29,25.$$

Bei Berechnung der EMK der Selbstinduktion ist zu beachten, dass der Lochabstand doppelt so gross ist als in Tabelle (70) angegeben ist. Der Coefficient  $k_s$  wird also kleiner sein müssen als 0,76. Für eine glatte Wicklung gleicher Spulenbreite ist nach Tabelle (70) der Coefficient 0,66. In unserem Falle wird  $k_s$  natürlich grösser als dieser Werth sein müssen. Wir können mit genügender Genauigkeit diesen Coefficienten als zwischen diesen beiden Grenzwerten liegend mit

$$k_s = 0,70$$

in Rechnung setzen und erhalten somit

$$\sigma = 0,70 \times 40 \frac{e}{X_\alpha}$$

$$\sigma = 10,6$$

$$e_s = 10,6 i.$$

Wenn man auf Grundlage dieser Werthe und der Spannungscharakteristik für Einphasenschaltung das Verhalten der Maschine in ähnlicher Weise wie oben für Zweiphasenschaltung ausgeführt wurde, bestimmt, so findet man, dass die Maschine bei Leerlauf auf 2530 V erregt werden muss, um bei 38 A 2000 V Klemmenspannung zu geben. Der Spannungsabfall beträgt also jetzt 21 % oder um 2 % mehr als früher. Der Unterschied ist so gering, dass man ihn recht wohl mit in Kauf nehmen kann in Anbetracht des grossen praktischen Vortheils, dass genau dieselbe Maschinentype nach Belieben als Ein- oder Zweiphasengenerator verwendet werden kann.



## 22,5 Kwt Gleichstromdynamo

der Firma Elektrizitäts-Aktien-Gesellschaft vorm. Schuckert & Co., Nürnberg.

750 Touren p. M. 150 Volt. 150 Ampère.

(Tafel X.)

Das Feldsystem dieser Maschine besteht aus Gusseisen und zwar sind Magnetkerne, Jochring und Grundplatte mit den Ansätzen für die Lager aus einem Stück gegossen. Diese Anordnung ist bei kleineren Maschinen zweckmässig, weil die Kosten für Ausrichten und mechanische Bearbeitung der einzelnen Stücke nicht im gleichen Verhältniss wie ihre Grösse abnehmen, während die Kosten für Material überhaupt nur eine untergeordnete Rolle spielen. Man wird also im Interesse einer billigen Fabrikation gut thun, eine solche Konstruktion zu wählen, bei welcher die Anzahl der einzelnen Stücke möglichst klein wird, wenn auch dadurch die Gesamtmenge des aufzuwendenden Materials etwas grösser ausfällt. Durch Anwendung eines Feldes aus Flusseisen würde das Gewicht des Felddrahtes natürlich verkleinert werden. Die mittlere Länge einer Magnetwindung ist in der vorliegenden Konstruktion 1,35 m. Bei Verwendung von Flusseisen könnten die Magnetkerne von 22 auf 9,5 cm verkleinert werden. Wir würden also in jeder Windung

$$2 \times 0,125 = 0,25 \text{ m}$$

gewinnen. Die mittlere Windungslänge würde dann nur 1,1 m sein. Das Gewicht von Kupfer ist bei gusseisernen Magneten 192 kg; bei Magneten aus Flusseisen würde es nach Formel (9) im Verhältniss

$$1 : \left( \frac{1,1}{1,35} \right)^3 = 1 : 0,66$$

verringert werden, also rund 127 kg betragen. Wir hätten demnach in Kupfer eine Ersparniss von 65 kg, was, reichlich gerechnet, einer Mehrauslage in Materialkosten von 130 M. entspricht. Andererseits müssten wir aber die Grundplatte mit den Aufsätzen für die Lager getrennt vom Jochring herstellen, diese Theile bearbeiten und zusammenfügen. Die dadurch entstehenden Mehrkosten würden die Ersparniss an Kupfer reichlich aufwiegen, so dass die Verwendung des magnetisch besseren Materials in diesem Falle keinen Vortheil bringen würde. Bei grossen Maschinen liegen die

Verhältnisse wesentlich anders. Man wird dabei schon aus konstruktiven Rücksichten dazu geführt, Grundplatte und Feld mehrtheilig anzuordnen und die durch Verwendung von Flusseisen erzielte Ersparnis in Erregerkupfer ist sehr bedeutend. Zudem würde es auch bei Maschinen mit vielen Polen aus Gusseisen Schwierigkeiten machen, die Erregerspulen in den beschränkten Raum unterzubringen.

Die Polschuhe in der vorliegenden Maschine sind abgedrehte Stücke aus Gusseisen, deren jedes mit vier Schrauben an seinem Magnetkern befestigt ist. Die Polschuhe dienen gleichzeitig zum Festhalten der Erregerspulen. Der Anker hat gewöhnliche Ringwicklung mit sogenannten Mordey-Verbindungen, welche innerhalb des Kommutators angeordnet sind. Zu diesem Zwecke sind die Lamellen gegen den Anker zu verlängert und die Verbindungsdrähte werden in den so gebildeten Hohlraum nach Art eines Gabelkopfes eingebettet. Lagergehäuse sowie Lagerschalen sind eintheilig. Letztere werden nicht durch einen Stift in der Mitte sondern durch eine kleine Schraube am inneren Ende festgehalten. Die Brille für die Bürstenträger hat rechteckige Schlitze, so dass eine genaue Einstellung auch bei verschiedener Länge der Bürsten oder verschiedenem Durchmesser des Kommutators möglich ist.

Aus der Zeichnung entnehmen wir folgende Daten.

$$\begin{array}{lll} A_a = 336 & A_\alpha = 920 & A_{mj} = 680 \\ L_a = 20 & 2\delta = 2 & L_{mj} = 95. \end{array}$$

Zur Berechnung der Streuung können wir bei dieser Maschine

$$q' = 0,4$$

annehmen und erhalten aus Formel (30)

$$q = 15\,400 \times 10^{-6}$$

Aus diesen Daten erhalten wir die in Fig. 40 dargestellte Charakteristik, wobei

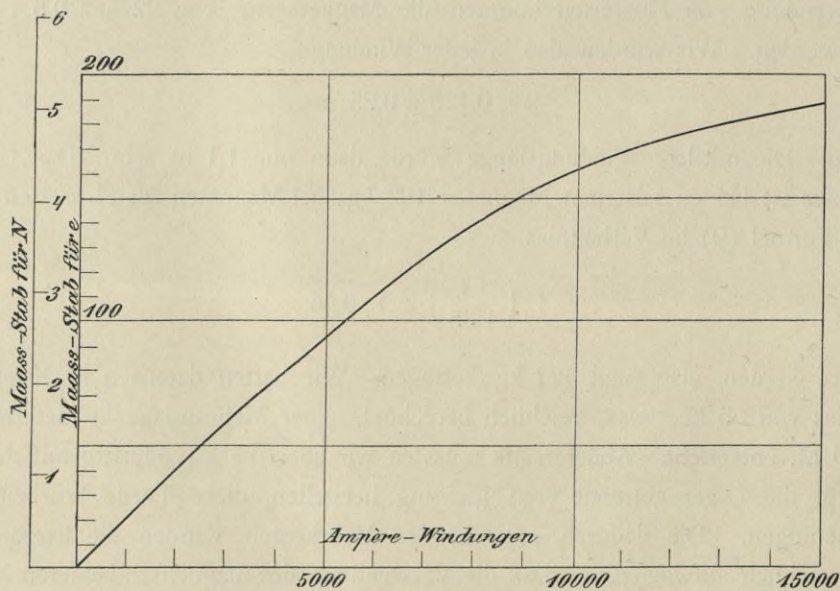


Fig. 40.



zwischen dem Maassstab für N und jenem für e die durch Formel (24) gegebene Beziehung besteht

$$e = N \times 296 \times \frac{750}{60} \times 10^{-2}$$

$$e = 37 N.$$

Dabei ist N in Einheiten von  $10^8$  auszudrücken.

Um die für Vollbelastung nöthige Erregung zu berechnen, müssen wir zur Klemmenspannung von 150 V noch den ohmischen Spannungsabfall addiren. Der Ankerwiderstand ist bei kaltem Anker mit 0,0254 Ohm aus Tafel X zu entnehmen. Die Korrektur für den warmen Anker brauchen wir hier nicht zu machen. Aus Fig. 40 sehen wir, dass die Erregung von der Grössenordnung 10 000 sein wird, und da jede Feldspule 1170 Windungen enthält, ist der Erregerstrom von der Grössenordnung

$$\frac{10\,000}{2340} = 4,26$$

Ampère. Der Anker führt also 154,3 A und der ohmische Spannungsabfall ist

$$0,0254 \times 154,3 = 3,9 \text{ V}$$

oder wenn wir die Erwärmung mit in Betracht ziehen, rund 4 V. Die Maschine muss also auf 154 V erregt werden, wozu, wie aus Fig. 40 ersichtlich ist, 9300 Ampèrewindungen nöthig sind. Zu dieser Erregung sind noch die Gegenwindungen zu addiren. Der Abstand benachbarter Polkanten beträgt 5,2 cm und in diesem Raum sind

$$296 \times \frac{5,2}{\pi \times 42} = 11,6$$

Drähte enthalten. Wir haben also

$$X_g = 11,6 \times \frac{154}{4}$$

$$X_g = 446.$$

Es sind also insgesamt nöthig

$$9300 + 446 = 9746$$

Ampèrewindungen, was einem Erregerstrom von 4,16 A entspricht.

Der Widerstand aller vier Feldspulen, wenn warm, ist 31,25 Ohm. Um unter 150 V einen Strom von 4,16 A zu erhalten, ist ein Widerstand von 36 Ohm nöthig. Es muss also noch ein Widerstand von 4,75 Ohm in den Erregerstromkreis eingeschaltet werden.

Bei Vollbelastung ist

$$N = \frac{154}{37} = 4,16.$$

Es ist dabei

$$\begin{array}{rcl} B_a = 12\,400 & X_a = & 90 \\ B_\alpha = 4\,550 & X_\alpha = & 7\,280 \\ & \underline{X_{a\alpha} =} & 7\,370. \end{array}$$

Die Querwindungen wirken unter einer Polausdehnung von 28 cm und betragen mithin

$$296 \times \frac{154}{4} \times \frac{28}{\pi \times 42} = 1380.$$

Wir haben also ein Kommutierungsfeld von

$$\frac{7370 - 1380}{7370} \times 4550 = 3700,$$

was für funkenlose Kommutierung reichlich ausreicht. Die Höhe des eben berechneten Werthes von  $B_\alpha$  min lässt erkennen, dass die Maschine überhaupt im Vergleich mit ihrer Leistung recht reichlich bemessen ist. Es steht deshalb zu erwarten, dass der Coefficient C in Formel (36) ziemlich klein ausfallen wird. Das ist in der That der Fall. Wir haben

$$22,5 = C \times 42^2 \times 32 \times 750 \times 10^{-6}$$

$$C = 0,53.$$

Der Wirkungsgrad der Maschine berechnet sich folgendermaassen. Bei

$$B_a = 12\,400$$

und 145 kg Eisengewicht im Anker haben wir einen Hysteresisverlust von 450 Watt. Rechnen wir vorläufig schätzungsweise die Temperaturerhöhung des Ankers zu  $30^\circ$  C, so beträgt der Widerstand des warmen Ankers nach Formel (3)

$$0,0254 (1 + 0,004 \times 30) = 0,0285$$

und der ohmische Leistungsverlust 670 Watt. Die abkühlende Oberfläche des Ankers ist rund 6000 qcm und seine Umfangsgeschwindigkeit ist 16,6 m. Wir können jetzt die Temperaturerhöhung genauer berechnen.

$$o = \frac{6000}{450 + 670} = 5,34.$$

Nach Formel (6) ist die Temperaturerhöhung

$$t^\circ = \frac{550}{5,34(1+1,66)} = 39^\circ$$

und nach Formel (7) ist sie

$$t^\circ = \frac{640}{5,34(1+3)} = 30^\circ.$$

Wenn wir das Mittel aus beiden Werthen nehmen, so finden wir den richtigen Ankerwiderstand zu 0,029 Ohm und den Leistungsverlust zu 688 Watt.

Es geht mithin im Anker verloren

durch Hysteresis . . . . .	450 Watt
durch Kupferwärme . . . . .	688 „
	<u>1 138 Watt.</u>

Der Verlust durch Wirbelströme kann bei den dünnen Drähten als unbedeutend angesehen und somit vernachlässigt werden. Dagegen ist der mechanische Reibungsverlust in Rechnung zu ziehen. Das Gewicht der rotirenden Theile kann aus der Zeichnung berechnet werden. Es ist 380 kg, wovon etwa 200 kg auf das Lager bei der Riemenscheibe entfallen. Der horizontale durch den Riemen ausgeübte Zug ist 550 kg und der entsprechende horizontale Druck auf das Lager ist 690 kg. Die Resultirende der beiden Kräfte (200 kg und 690 kg) ist 720 kg, was einer specifischen Lagerpressung von 4,3 kg entspricht. Das Produkt  $qv$  ist 11,8, also noch weit unter den in Formel (35) als zulässig angegebenen Grenzen.

Die Geschwindigkeit des Lagerzapfens ist 2,75, und wenn man den Reibungscoefficienten nach Tower und Thurston mit 0,014 annimmt, ist die in diesem Lager durch Reibung verlorene Leistung

$$720 \times 0,014 \times 2,75 = 27,6 \text{ kgm.}$$

In ähnlicher Weise berechnet sich der Leistungsverlust im anderen Lager zu 7 kgm. Wir verlieren also in den Lagern 34,6 kgm pro Sekunde, oder 340 Watt. Den Verlust durch Luftwiderstand schätzen wir zu 150 Watt. Die zugeführte Leistung muss also sein

Vom Anker abgegeben (150 + 4,16) 150	23 124 Watt
Verluste im Anker . . . . .	1 138 „
„ in den Lagern . . . . .	340 „
„ durch Luftwiderstand . . . . .	150 „
	<u>24 752 Watt</u>

$$\eta = \frac{22\,500}{24\,752} = 91\%,$$

ein im Vergleich zur Grösse dieser Maschine günstiger Wirkungsgrad.



## 200 Kwt Bahngenerator

der Union Elektrizitäts-Gesellschaft.

150 Touren p. M.      550 Volt. 364 Ampère.

(Tafel XI und XII.)

In Bezug auf die Kühlung des Ankers durch Luftscheiben gilt für diese Maschine dasselbe, was auf Seite 79 über die in Tafel V dargestellte Maschine gesagt wurde. Die allgemeine Anordnung ist auch ähnlich, nur ist die vorliegende Maschine bedeutend grösser und hat ein Feld aus Stahlfaçonguss. Die mechanische Befestigung des Ankerkernes ist auf Tafel XII in zwei Arten dargestellt. Charakteristisch für beide ist, dass der Kommutator nicht auf der Welle montirt ist, sondern in dem einen Fall auf einer hohlen Welle sitzt, welche durch die Verlängerung der Nabe gebildet wird und in dem anderen Fall seitlich an die Nabe angeschraubt ist. Auf diese Weise bildet der Anker mit seinem Kommutator ein Ganzes, das unabhängig von der Welle hergestellt werden kann. Abgesehen davon, dass durch diese Anordnung in der Längsrichtung an Raum gespart und eine vollkommene Centrirung des Kommutators gegenüber dem Anker gesichert wird, bietet sie noch den Vortheil einer einfacheren Montage und für direkt gekuppelte Generatoren den weiteren Vortheil, dass die Welle als Theil der Dampfmaschine ausgeführt werden kann, also alle Lager von derselben Werkstätte geliefert und montirt werden können.

Wie man aus der Zeichnung sieht, erlaubt die Konstruktion des Kommutators eine kleine Ausdehnung der Lamellen in der Längsrichtung. Bei Bahngeneratoren muss man mit der Wahrscheinlichkeit einer zeitweisen starken Ueberlastung rechnen und diese in Verbindung mit dem Umstand, dass die Stromabnahme wegen der sehr veränderlichen Belastung durch Kohlenbürsten erfolgen muss, kann zu einer beträchtlichen Erhitzung des Kommutators führen. Aus diesem Grunde ist es gut, wenn man in grösseren Maschinen die Endscheiben des Kommutators so anordnet, dass bei einer Ausdehnung der Lamellen durch Erwärmung kein Druck auf diese Scheiben ausgeübt wird. Die Verbindung der Lamellen mit den Streifen, welche den Strom aus der Wicklung zuführen, geschieht durch kleine, mit je zwei Schrauben befestigte Backen. Diese Konstruktion — zuerst von Edison in seiner sogenannten Jumbo-Maschine verwandt — hat sich in Amerika bis auf den heutigen Tag erhalten und kann somit als

verlässlich angesehen werden. Bei europäischen Konstrukteuren hat sie jedoch nicht viel Anklang gefunden. Die Maschine hat Serientrömmelwicklung. Da die Tourenzahl gering ist, sind viele Ankerstäbe nöthig und die Anordnung von nur zwei Stäben in jeder Nuthe wäre wegen der grossen Anzahl Nuthen unvortheilhaft. Es sind deshalb vier Stäbe in jede Nuthe gelegt und die Gabeln verbinden je einen unteren mit einem oberen Stab. Auf diese Weise erreicht man, dass zwischen zwei nebeneinander liegenden Stäben keine grosse Potentialdifferenz auftritt. Diese tritt nur zwischen übereinander liegenden Stäben auf, welche, wie auf Tafel XII ersichtlich, von einander doppelt isolirt sind. Ebenso ist die Isolirung gegen den Ankerkern doppelt. Der Wicklungsschritt ist 103 und der Anker hat 616 Stäbe; wir haben also für 6 Pole nach Formel (26)

$$616 = 2 \times 3 \times 103 - 2.$$

Bezeichnen wir mit ungeraden Zahlen die unteren und mit geraden Zahlen die oberen Stäbe, so ist die Anordnung der Wicklung folgende: Es ist verbunden unten 1 mit oben 104 mit unten 207 mit oben 310 mit unten 413 mit oben 516 mit unten 3 mit oben 106 u. s. w.

Man sieht, dass die benachbarten Stäbe 1 und 3 oder 104 und 106 keine grosse Potentialdifferenz haben können. Die Wicklung mit 4 Stäben in jeder Nuthe ist natürlich nur dann ausführbar, wenn die Stabzahl ein gerades Vielfache von 4 ist.

Der Querschnitt der Stäbe und Gabeln ist 85 qmm; die mittlere Länge der Stäbe ist 54 und jene der Gabeln 75 cm. Die Gesamtlänge der Wicklung ist mithin

$$l = (75 + 54) 616,$$

oder rund 800 m. Der Widerstand des warmen Ankers ist mithin

$$W = \frac{800}{4} \times \frac{0,02}{85} = 0,047.$$

Rechnen wir schätzungsweise 8 A für den Nebenschluss, so ist der ohmische Spannungsabfall bei Vollbelastung

$$372 \times 0,047 = 17,5 \text{ Volt.}$$

Nehmen wir vorläufig an, dass die Serienwicklung des Feldes einen Verlust von 2,5 V veranlasst, so ist zur Klemmenspannung im Ganzen 20 V zu addiren.

Es muss also im Anker inducirt werden

$$e = 570 \text{ Volt.}$$

Die zur Berechnung der Charakteristik nöthigen Daten entnehmen wir aus der Zeichnung und erhalten

$$\begin{array}{ccccc} A_s = 1000 & A_z = 540 & A_\alpha = 1300 & A_m = 960 & A = 1040 \\ L_s = 55 & L_z = 10 & 2\delta = 2 & L_m = 80 & L = 110. \end{array}$$

Wir haben nach Formel (25)

$$e = 3 \times N \times 616 \times 2,5 \times 10^{-6}$$

$$e = 46,2 N,$$

wobei N in Einheiten von  $10^6$  auszudrücken ist.

Um eine EMK von 570 V zu induciren, brauchen wir also einen Kraftfluss von

$$N = 12,34.$$

Dabei würden die Zähne eine Induktion von

$$B_z = \frac{12,34}{540} \times 10^6 = 22\ 850$$

erfahren. Diese Induktion wird in Folge der Querwindungen in den Zähnen unter der Austrittskante noch vergrößert. Wir haben für

$N = 12,34$	$B_a = 12\ 340$	$X_a = 230$
	$B_z = 22\ 850$	$X_z = 6\ 300$
	$B_\alpha = 9\ 490$	$X_\alpha = 15\ 180$
		$X_{az\alpha} = 21\ 710.$

Die Polbreite ist 56 cm und die Anzahl der Drähte, welche Querwindungen erzeugen, ist

$$616 \times \frac{56}{\pi \times 150} = 73.$$

Wir haben also

$$X_q = 73 \times \frac{372}{2} = 13\ 600.$$

Bei gleichbleibender Permeabilität des Eisens hätten wir dann folgende Werthe:

$B_\alpha \text{ min} = 3\ 550$	$B_z \text{ min} = 8\ 600$
$B_\alpha \text{ max} = 15\ 300$	$B_z \text{ max} = 37\ 000.$

Nun ist es ohne weiteres klar, dass die Zähne die hohe Induktion von 37 000 nicht führen können. Ein Theil des Kraftflusses muss durch die Zahnücken gehen. Um nun die Erregung bei Vollbelastung bestimmen zu können, müssen wir zunächst untersuchen, wie sich der Kraftfluss zwischen Zähne und Lücken vertheilt. Wir nehmen dabei an, dass die Erregung pro cm Zahnlänge folgende Werthe hat:

bei $\frac{B}{1000} =$	19	20	21	22	23	24	25	26	27
ist x =	210	280	380	500	670	900	1200	1600	2100.

Die Induktion in der Zahnücke ist nach (28)

$$B = \frac{X_z}{0,8 \times 2 \times 5} = 0,125 X_z.$$

Der Querschnitt aller Zahnücken unter einem Pole ist rund 1000 qcm, jener der Zähne ist 540 qcm. Soll also beispielsweise in den Zähnen eine Induktion von 27 000 herrschen, so führen diese einen Kraftfluss von

$$27\,000 \times 540 = 14,6 \times 10^6,$$

dazu ist eine treibende Kraft von 21 000 Ampèrewindungen nöthig. Diese Kraft treibt aber auch einen magnetischen Fluss durch die Zahnücken; und zwar ist die Induktion daselbst

$$0,125 \times 21\,000 = 2620.$$

Es führen also die Zahnücken einen Kraftfluss von

$$2,6 \times 10^6.$$

Im Ganzen geht in den Anker ein Fluss von

$$N = 17,2.$$

Davon gehen rund 15 % durch die Zahnücken und 85 % durch die Zähne selbst. Führen wir nun die gleiche Berechnung für andere Werthe von  $B_z$  durch und nennen wir den theoretischen Werth von  $B_z$  jenen, der sich ergibt, wenn wir annehmen, dass die Zahnücken keine Kraftlinien führen und den wirklichen Werth von  $B_z$  jenen, der thatsächlich eintritt, so erhalten wir folgende Tabelle, in welcher die unterste Zeile den Bruchtheil des Gesamtflusses in Prozenten angiebt, der durch die Luft in den Zahnücken fließt.

$B_z$ theoretisch	19 000	20 000	21 000	22 000	23 000	24 000	25 000
$B_z$ wirklich	18 580	19 440	20 250	21 030	21 780	22 510	23 180
Luft führt %	2,2	2,8	3,6	4,4	5,3	6,2	7,3
$B_z$ theoretisch	26 000	27 000	28 000	29 000	30 000	31 000	
$B_z$ wirklich	23 820	24 430	25 000	25 550	26 040	26 480	
Luft führt %	8,4	9,5	10,7	11,9	13,2	14,6	

Bei Bestimmung der Charakteristik und der Verzerrung des Feldes würden wir also zunächst ohne Rücksicht auf die Zahnücken den theoretischen Werth von  $B_z$  als Quotient von  $N$  und  $A_z$  bestimmen, bei Berechnung von  $X_z$  jedoch nach den Angaben der obigen Tabelle den entsprechenden wirklichen Werth von  $B_z$  einsetzen. Wie die Tabelle zeigt, ist die so erhaltene Korrektur für einen theoretischen Werth von  $B$  unter 22 000 oder 23 000 nicht von Wichtigkeit; wir haben deshalb auch unterlassen, sie bei der Berechnung des 100 Kwt Bahngenerators (vergleiche Seite 79 bis 87) einzuführen. Dort war der Mittelwerth der Zahninduktion nur 18 000 und ihr maximaler Werth 23 000. Bei der vorliegenden Maschine ist der Mittelwerth schon nahezu 23 000 und es ist deshalb zu erwarten, dass der maximale Werth von einer Größenordnung sein wird, für welche die Korrektur für den magnetischen Nebenschluss durch die Zahnücken gemacht werden muss.



Bei Leerlauf und Erregung auf 570 V haben wir auf Seite 131

$$N = 12,34$$

und eine theoretische Induktion in den Zähnen von 22850 gefunden. Aus obiger Tabelle finden wir durch Interpolation, dass die wirkliche Induktion um rund 5 % geringer ist. Die auf Seite 131 angegebene Berechnung der Erregung ist also wie folgt abzuändern:

$N = 12,34$	$B_n = 12\,340$	$X_n = 230$
	wirkliches $B_z = 21\,708$	$X_z = 4\,640$
	$B_\alpha = 9\,490$	$X_\alpha = 15\,180$
		$X_{n\alpha} = 20\,050.$

Bei

$$q' = 0,5$$

ist

$$q = 11\,600 \times 10^{-6}$$

und mithin

$$N_n = 1,72 \quad N_m = 14,06.$$

Daraus folgt

$B_m = 14\,625$	$X_m = 1\,000$
$B_j = 13\,500$	$X_j = 830$
	$X_{mj} = 1\,830.$

Die Gegenwindungen werden erzeugt durch 30 Leiter und betragen

$$X_g = 5600.$$

Bei Vollbelastung und unter der Voraussetzung, dass sich die Permeabilität der Zähne durch die Verzerrung des Feldes und die grössere Induktion unter der Austrittskante nicht ändere, würden wir also insgesamt eine Erregung brauchen von

$$X = 20\,050 + 1830 + 5600 = 27\,480.$$

Diese Voraussetzung ist jedoch nicht richtig. Die Verzerrung des Feldes ist wegen des grossen Werthes der Querwindungen sehr bedeutend und muss berücksichtigt werden. Dabei verfahren wir in ähnlicher Weise wie auf Seite 84 für die kleinere Maschine ausführlich gezeigt wurde, jedoch mit dem Unterschied, dass wir jetzt den magnetischen Nebenschluss durch die Zahnücken mit in Rechnung ziehen. Die Verzerrung des Feldes kommt nicht nur im Luftraum und in den Zähnen zur Wirkung, sondern setzt sich auch auf eine gewisse Strecke im Ankerkern und in den Magnet-schenkeln fort. Da jedoch die Induktion im Ankerkern klein ist und der Ankerkern überhaupt sehr wenig Ampèrewindungen braucht, können wir den Einfluss der Verzerrung auf den Ankerkern vernachlässigen und annehmen, dass für jede Kraftlinien-Vertheilung

$$X_n = 230.$$

In den Magnetkernen kann die Verzerrung des Feldes auch keine erhebliche Aenderung der Erregung nöthig machen, weil die Polschuhe als Ausgleicher wirken. Wir können also auch hier ohne grossen Fehler voraussetzen, dass die Induktion durch den ganzen Querschnitt der Magnetkerne gleich ist und ihr Betrag für jeden Krafflinienpfad den oben berechneten Werth

$$X_{mj} = 1830$$

hat. Die Gegenwindungen werden natürlich von der Feldverzerrung nicht beeinflusst. Wenn wir nun von der ganzen Erregung diese drei Erregungen abziehen, so bleiben die für Luft und Zähne nöthigen Ampèrewindungen, deren Mittelwerth

$$X_{\alpha} = 19820$$

ist, übrig; und diese Erregung ändert sich in Folge der Querwindungen von Punkt zu Punkt längs des Luftraumes. Eine einfache Rechnung zeigt, dass diese Erregung folgende Werthe hat:

An der Eintrittskante . . . . .	6 220
In der Mitte zwischen Eintrittskante und Polmitte . . . . .	13 020
In der Polmitte . . . . .	19 820
In der Mitte zwischen Polmitte und Austrittskante . . . . .	26 620
An der Austrittskante . . . . .	33 420.

Zeichnen wir nun eine Charakteristik, in welcher der theoretische Werth von  $B_z$  als Funktion von  $X_{\alpha}$  dargestellt ist, so können wir aus den obigen Werthen der Erregung die wirkliche Form des Feldes und aus dieser den Werth für  $N$  für die gesammte Erregung von 27 480 Ampèrewindungen finden. Die Planimetrierung der Feldkurve wird dann zeigen, um wie viel der wirkliche Werth von  $N$  kleiner ist als

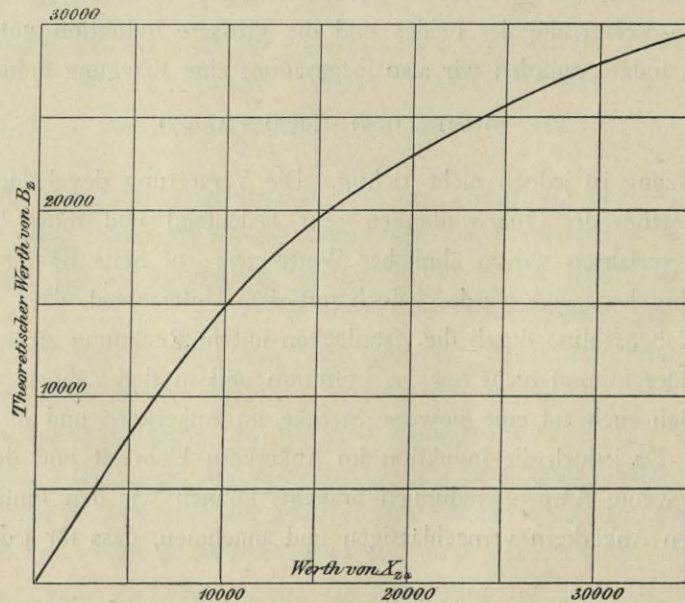


Fig. 41.

12,34, das ist der Kraftfluss, den wir für 550 V Klemmenspannung brauchen. Wir müssen dann die Erregung so lange vergrössern und die oben beschriebene Konstruktion wiederholen, bis die Planimetrierung der Feldkurve den richtigen Werth von  $N$  ergibt.

Fig. 41 stellt die Charakteristik

$$B_z = f(X_{za})$$

für den theoretischen Werth der Zahninduktion dar.

Aus dieser Kurve können wir die jeder Erregung entsprechende Zahninduktion entnehmen und die Feldkurve zeichnen. Da die Kurve stetig verläuft, genügt zu ihrer Aufzeichnung die Bestimmung der oben erwähnten 5 Punkte. Wir finden dann, wenn wir mit  $dA_z$  das Differential des Zahnquerschnittes bezeichnen,

$$N = \int^{A_z} B_z dA_z.$$

Fig. 42 zeigt die Feldkurve und zwar stellt die punktirte Linie  $AB$  die Form

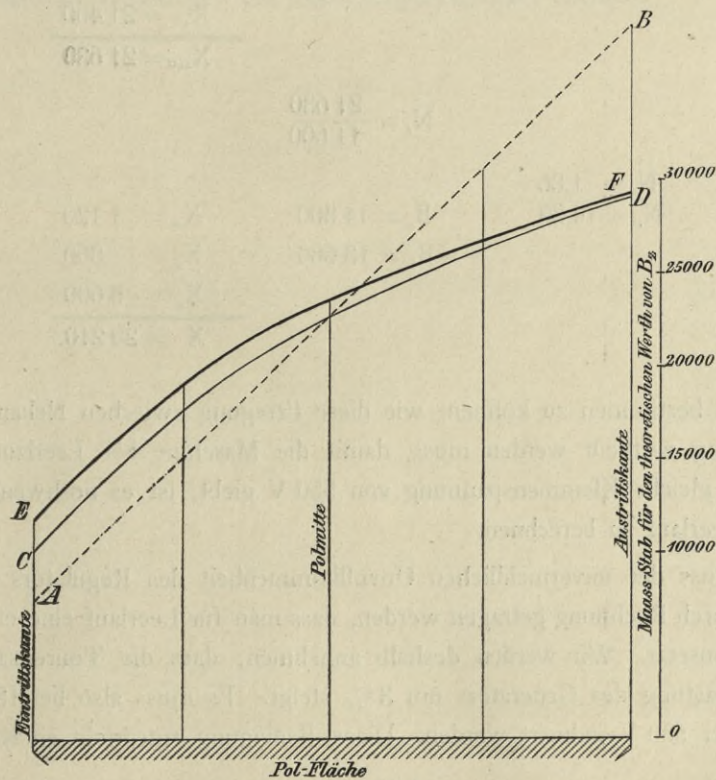


Fig. 42.

des Feldes dar unter der Voraussetzung, dass die Permeabilität der Zähne über das ganze Feld den gleichen Werth hat wie bei

$$\text{theoretisch } B_z = 22\,850.$$

Die Abschattung des Feldes an den Polkanten ist dabei nicht berücksichtigt. Die dünn gezogene Linie  $CD$  ist die unter Berücksichtigung der veränderlichen Permea-

bilität aus Fig. 41 abgeleitete Feldkurve. Durch Planimetrirung finden wir, dass ihre Fläche um 4,8 % zu klein ist. Wir erhöhen also die Erregung für Luft und Zähne um einen kleinen Betrag und führen dieselbe Konstruktion wieder durch. Dieses Verfahren muss so lange wiederholt werden, bis die Planimetrirung der Feldkurve die gleiche Fläche ergibt, als jene, die zwischen der Abscissenaxe und der punktirten Linie A B eingeschlossen ist. Die Rechnung braucht hier nicht im Einzelnen durchgeführt zu werden; das Ergebniss ist, dass für

$$X_{z\alpha} = 21\,400$$

Gleichheit der Flächen eintritt. Die entsprechende Feldkurve ist die stark gezogene Linie E F. Dabei ist der theoretische Maximalwerth der Zahninduktion 29 400 und der wirkliche Werth nach der Tabelle auf Seite 132 um rund 12 % geringer, also 25 900. Die Erregung für Vollbelastung bestimmt sich jetzt wie folgt:

$$N = 12,34$$

$$X_n = 230$$

$$X_{z\alpha} = 21\,400$$

$$\hline X_{nz\alpha} = 21\,630$$

$$N_s = \frac{21\,630}{11\,600}$$

$$N_n = 1,86$$

$$N_m = 14,20$$

$$B_m = 14\,800$$

$$B_j = 13\,680$$

$$X_m = 1\,120$$

$$X_j = 860$$

$$X_g = 5\,600$$

$$\hline X = 29\,210.$$

Um nun bestimmen zu können, wie diese Erregung zwischen Nebenschluss und Serienwicklung vertheilt werden muss, damit die Maschine bei Leerlauf und Vollbelastung die gleiche Klemmenspannung von 550 V giebt, ist es nothwendig, die Erregung bei Leerlauf zu berechnen.

Dabei muss der unvermeidlichen Unvollkommenheit des Regulators der Dampfmaschine dadurch Rechnung getragen werden, dass man für Leerlauf eine etwas höhere Tourenzahl einsetzt. Wir werden deshalb annehmen, dass die Tourenzahl bei vollständiger Entlastung des Generators um 3 % steigt. Es muss also bei 154,5 Touren p. M. im Anker 550 V inducirt werden. Dieser Bedingung entspricht ein Kraftfluss von

$$11,55 \times 10^6.$$

Die Rechnung stellt sich nun folgendermaassen.

$$N = 11,55$$

$$B_n = 11\,550$$

$$X_n = 190$$

$$B_z = 21\,300$$

$$X_z = 4\,120$$

$$B_{z\alpha} = 8\,900$$

$$X_{z\alpha} = 14\,200$$

$$\hline X_{nz\alpha} = 18\,510.$$

$$\begin{array}{rcl}
 N_s = 1,59 & N_s = \frac{18\,510}{11\,600} & \\
 \hline
 N_m = 13,14 & B_m = 13\,700 & X_m = 500 \\
 & B_j = 12\,600 & X_j = 600 \\
 & & \hline
 & & X = 19\,610.
 \end{array}$$

Die Bewickelung der Magnete ist also derart auszuführen, dass der Nebenschluss 19 610 Ampèrewindungen und die Serienwicklung

$$29\,210 - 19\,610 = 9\,600$$

Ampèrewindungen erzeugt. Da die Maschine 364 A bei Vollbelastung abgibt, muss die Hauptwicklung

$$\frac{9600}{364} = \text{rund } 26$$

Windungen, also 13 Windungen auf jeden Magnetschenkel erhalten.



## 624 Kwt Gleichstromdynamo

der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.

105 Touren p. M. 240 Volt. 2600 Ampère.

(Tafel XIII und XIV.)

Charakteristisch an dieser Maschine ist der grosse Durchmesser und die geringe Länge des Ankers. Derartige Verhältnisse geben eine gute Ausnutzung des Materials d. h. eine im Verhältniss zur Leistung leichte Maschine; es ist aber darauf zu achten, dass der Jochring genügend steif ausfällt, damit nicht Unterschiede im Luftraum entstehen. Auch ist bei der Montage besondere Sorgfalt nöthig. Da trotz aller Vorsicht bei Herstellung und Montage der Werth von  $\delta$  an verschiedenen Stellen des Umfanges variiren kann, so empfiehlt es sich, wo eine Serienwicklung unzuweckmässig ist, entweder eine Parallelwicklung mit Aequipotentialverbindungen, oder die sogenannte Arnold'sche Parallelwicklung zu verwenden. Das Letztere ist in der vorliegenden Maschine geschehen.

Was nun zunächst den Einfluss des Verhältnisses von Ankerdurchmesser zu Ankerlänge auf die Materialausnutzung anlangt, so verlohnt es sich, diese Frage an der Hand eines Beispiels näher zu betrachten. In der vorliegenden Maschine ist

$$z = 1440 \quad p = 9 \quad D = 322 \quad L = 31.$$

Denken wir uns nun eine zweite Maschine gleicher Leistungsfähigkeit konstruirt, die einen kleineren Durchmesser und weniger Pole haben soll, so ist zunächst klar, dass diese zweite Maschine länger sein muss. Nehmen wir z. B. an, dass die zweite Maschine nur 12 Pole erhalten soll, so können wir bei gleichbleibender Breite der Pole und des neutralen Raumes den Durchmesser im Verhältniss von 18 : 12, also auf rund 215 cm verkleinern. Sollen nun die Gegenwindungen nicht grösser ausfallen, so muss die Anzahl Ankerstäbe unter einem Pol auch im Verhältniss 18 : 12 verkleinert werden, denn da wir jetzt nur 12 statt 18 Ankerstromkreise haben, führt jeder Stab im umgekehrten Verhältniss mehr Strom. Die gesammte Zahl der Ankerstäbe muss also im Verhältniss von

$$1 : \left( \frac{12}{18} \right) = 1 : 0,445$$

verkleinert werden. Da die EMK und Tourenzahl gleich bleiben sollen, müssen alle

Eisenquerschnitte (gleiche Induktion in den entsprechenden Theilen beider Maschinen vorausgesetzt) im umgekehrten Verhältniss vergrössert werden. Wir erhalten so für die zweite Maschine

$$p = 6 \quad D = 215 \quad L = 60.$$

Es ist nun leicht, an Hand dieser Daten und der Zeichnung die Gewichte für beide Maschinen zu berechnen. Dabei brauchen wir nur Ankerblech, Magnetkerne und Jochring in Betracht zu ziehen, denn diese Theile sind für das Gewicht der ganzen Maschine sowie für die Materialkosten maassgebend.

Die folgende Zusammenstellung giebt die Gewichte für beide Maschinen in kg.

	D = 322	D = 215
	L = 31	L = 60
Ankerblech . . . . .	18 600	18 600
Magnete . . . . .	4 500	6 800
Jochring . . . . .	5 100	8 500
	<hr/>	<hr/>
	28 200	33 900.

Die Maschine mit kleinerem Durchmesser enthält also rund 20% mehr Eisen. Es fragt sich noch, ob die Mehrkosten für Eisen vielleicht durch eine Ersparniss an Kupfer aufgewogen werden. In der grossen Maschine wiegen die Ankerstäbe rund 400 kg und in der kleinen würden sie 310 kg wiegen. Die mittlere Windungslänge der Feldwicklung ist bei der grossen Maschine 125 cm und bei der kleinen 185 cm. Das Verhältniss dieser zwei Zahlen ist aber beinahe genau gleich dem Verhältniss der Polzahlen und es ist mithin klar, dass für beide Maschinen so ziemlich das gleiche Kupfergewicht für die Erregerspulen verwendet werden muss. Die Ersparniss von 90 kg in Ankerkupfer kommt natürlich gegenüber dem Mehraufwand von 5,7 Tonnen Stahlfaçonguss gar nicht in Betracht und es ist mithin klar, dass in Bezug auf Materialkosten die schmale Maschine von grossem Durchmesser vortheilhafter ist als die breitere Maschine von kleinerem Durchmesser. In Bezug auf Arbeitslohn stellt sich allerdings die letztere Maschine etwas günstiger, weil sie, namentlich im Anker, weniger Theile hat, die bearbeitet oder verbunden werden müssen. Derjenige Entwurf verdient in wirtschaftlicher Beziehung den Vorzug, bei welchem die gesammten Herstellungskosten (also Kosten für Material, Arbeitslohn und Verwaltung) ein Minimum sind und diese hängen, wie oben gezeigt wurde, wesentlich von dem Verhältniss  $D:L$  ab.

In der vorliegenden Maschine ist dieses Verhältniss 10,4:1 und aus der Zeichnung entnehmen wir weiter die folgenden Daten

$$\begin{array}{cccccc} A_a = 840 & A_z = 436 & A_\alpha = 1000 & A_m = 706 & A_j = 1000 \\ L_a = 50 & L_z = 5 & 2\delta = 2 & L_m = 94 & L_j = 70. \end{array}$$



Aus der Zeichnung entnehmen wir die Länge eines Stabes zu 100 cm. Die gesammte Länge der Wicklung ist mithin 1440 m. Bei einem Querschnitt von 30 qmm berechnet sich der Widerstand des warmen Ankers zu

$$W_a = 0,00296 \text{ Ohm.}$$

Rechnen wir vorläufig 2 % des Ankerstroms für Erregung, so ergibt sich der ohmische Spannungsabfall zu

$$2652 \times 0,00296 = 7,8 \text{ V.}$$

Es muss also eine EMK von 248 V inducirt werden. Wir haben nach Formel (24)

$$248 = N \times 1440 \times 1,75 \times 10^{-8}$$

$$N = 9,84$$

wenn wir den Kraftfluss in Einheiten von  $10^6$  nehmen.

Bei der sehr weiten Stellung der Magnete und ihrer cylindrischen Form ist die Streuung natürlich klein, und wir können bei ihrer Berechnung den höchsten für den Widerstandskoeffizienten in Fig. 7 gegebenen Werth, nämlich

$$e' = 0,55$$

in Rechnung bringen. Der Widerstand des Streufeldes ist dann

$$e = \frac{0,55}{\sqrt{\frac{322}{9} \times 31}} = 16\,500 \times 10^{-6}.$$

Es ergibt sich ferner aus der Zeichnung

$$X_a = 7\,600 \quad X_g = 4\,000.$$

Theoretisch sollten wir für  $X_g$  4 600 Ampèrewindungen rechnen. Da jedoch die Bürsten bei dem starken Felde jedenfalls nicht ganz bis unter die Polkante vorgeschoben werden müssen, nehmen wir schätzungsweise den kleineren Werth 4 000 an.

Die Erregung bei Vollbelastung berechnet sich wie folgt:

$N = 9,84$	$B_a = 11\,700$	$X_a = 180$
	$B_z = 22\,500$	$X_z = 4\,500$
	$B_{\alpha} = 9\,840$	$X_{\alpha} = 15\,700$
		$X_{\alpha z \alpha} = 20\,380$

$N_s = 1,24$	$N_s = \frac{20\,380}{16\,500}$
--------------	---------------------------------

$N_m = 11,08$	$B_m = 15\,700$	$X_m = 4\,000$
	$B_j = 11\,080$	$X_j = 270$
		$X_g = 4\,000$
		$X = 28\,650.$

Da die Zahninduktion ziemlich hoch ist, müssten wir, um ganz genau zu rechnen, die im vorigen Beispiel erläuterte Korrektur machen. Da wir aber gesehen haben, dass diese nur unbedeutend ist und eine sehr genaue Bestimmung des Erregerstromes

schon deshalb überflüssig ist, weil man doch zur feineren Einregulierung der Erregung immer einen Rheostaten verwendet, so können wir uns begnügen, der Uebersättigung der Zähne an der Austrittskante dadurch Rechnung zu tragen, dass wir etwa 7% auf die für die Zähne und die Luft nöthige Erregung, also rund 2000 Ampèrewindungen aufschlagen. Wir würden also für diese Maschine eine Erregung von 30 650, oder mit Aufrundung

$$X = 31\,000$$

Ampèrewindungen, d. h. 15 500 Ampèrewindungen auf jedem Magneten nöthig haben. Die Magnetwicklung ist auf den Tafeln angegeben. Sie besteht aus 4,5 mm rundem Draht, der in 16 Lagen von 72 Windungen aufgewickelt ist. Die mittlere Windungslänge beträgt 1,25 m und die gesammte Drahtlänge

$$1\,152 \times 1,25 \times 18 = 26\text{ km}$$

die in zwei parallelen Stromkreisen angeordnet ist.

Bei 27° C. ist der Widerstand

$$0,018 \cdot \frac{26\,000}{4} \cdot \frac{1}{15,8} = 7,4\text{ Ohm.}$$

Die Stromstärke in jeder Spule ist

$$\frac{15\,500}{1\,152} = 13,46$$

im Ganzen also rund 27 A. Der gesammte Widerstand des Erregerstromkreises muss

$$\frac{240}{27} = 8,9\text{ Ohm}$$

betragen, und es ist somit ein Rheostat von wenigstens 1,5 Ohm vorzuschalten. Die zur Erregung nöthige Leistung ist 5,4 Kwt, also nur 0,8% der Maschinenleistung. Wenn die im Rheostaten verbrauchte Leistung mitgerechnet wird, so kostet die Erregung 6,48 Kwt, also nur wenig mehr als 1% der Maschinenleistung. Wir hatten eingangs angenommen, dass die Erregung 2% der Maschinenleistung koste, erstere also weit überschätzt. Streng genommen müssten wir die Rechnung für einen Ankerstrom von 2627 A (anstatt 2652 A) noch einmal durchführen; die Korrektion ist aber so unbedeutend, dass wir sie vernachlässigen können.

Der Anker ist, wie schon oben erwähnt, mit sogenannter Arnold'scher Parallelwicklung versehen. Die Wicklung ist ausführbar, wenn

$$z = 2p(y \pm 1)$$

wobei  $z$  und  $y$  theilnehmend sein müssen.\*)

\*) Vergl. Arnold, Die Ankerwicklungen und Ankerkonstruktionen der Gleichstromdynamomaschinen. 2. Auflage.

In unserem Falle ist  $2p = 18$ ,  $y = 79$

$$1440 = 18(79 + 1).$$

Die Wicklungstabelle ist wie folgt:

1 440	———	79	----	158	———	237	----	316	———	395	----
474	———	553	----	632	———	711	----	790	———	869	----
948	———	1 027	----	1 106	———	1 185	----	1 264	———	1 343	----
1 422	———	61	----	140	u. s. w.						

Dabei bedeutet  $\left\{ \begin{array}{l} \text{———} \text{ Verbindung auf der Frontseite} \\ \text{----} \text{ Verbindung auf der Rückseite.} \end{array} \right.$

Fig. 43 zeigt die Lage der Stäbe in den Nuthen. Zu bemerken ist, dass die

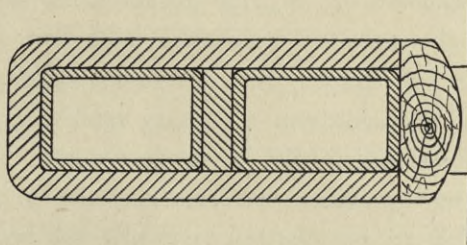


Fig. 43.

volle Potentialdifferenz von 248 V zwischen je zwei Stäben einer Nuthe auftritt. Da jedoch die Stäbe übereinander liegen, also mit ihren schmalen Seiten aneinander stossen, ist es leicht, sie gut von einander zu isoliren. Die Nuthen sind oben verengt, damit durch Eintreiben eines Holzkeiles die Stäbe festgehalten werden können. Eine Befestigung dieser Art ist offenbar nothwendig, denn bei dem grossen Durchmesser des Ankers können Bandagen nicht mehr verwendet werden.

Das Uebereinanderlagern der Stäbe hat, wie man ohne weiteres sieht, den Vortheil, dass an Raum gespart wird, die Zähne also möglichst stark gehalten werden können und dass bei Gitterköpfen zwar ein seitliches Umbiegen der Stäbe, ein Abkröpfen aber entweder gar nicht oder nur in sehr geringem Maasse nöthig ist. Nebeneinanderliegende Stäbe müssen dagegen nicht nur seitlich gebogen, sondern sehr stark abgekröpft werden.

Die Maschine ist für Dreileiteranlagen bestimmt, wobei die Aussenleiter an die Klemmen, der Mittelleiter aber nicht an die Maschine selbst, sondern an den Mittelpunkt eines sogenannten Spannungstheilers (System von Dolivo-Dobrowolsky) angeschlossen wird. Die Verbindung des Spannungstheilers mit der Maschine geschieht

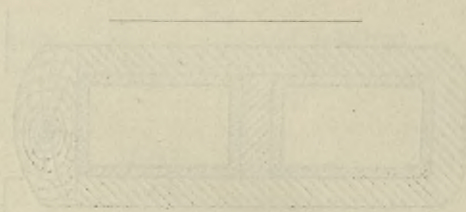
mittelst Bürsten und Schleifringen. Die Letzteren sind auf Tafel XIV links eingezeichnet. Jeder Schleifring hat 9 feste Verbindungen mit der Wicklung, wozu die schräg stehenden Schienen innerhalb des Kommutators dienen. Zwischen den Schleifringen besteht also eine Wechselfrequenz

$$9 \times \frac{105}{60} = 15,8$$

und deren Maximalwerth 240 V ist. Der effektive Werth ist

$$\frac{240}{\sqrt{2}} = 170 \text{ V}$$

und für diese effektive Spannung muss der zur Spannungstheilung dienende Transformator gebaut sein.



M. 10

Die Maschine ist für Drehleistungen bestimmt, wobei die Ankerspannung an den  
Klemmen der Mittelbürste nicht an die Maschine selbst sondern an den Mittel-  
punkt eines geeigneten Spannungsteilers (System von Olfen-Dobrowolsky) anzu-  
schließen wird. Die Verbindung des Spannungsteilers mit der Maschine geschieht  
abgeheilt werden.

Das System der Mittelbürste der Stabe hat von jeher eine weiche, sehr feine  
Stahl, die an einem geeigneten Punkt der Länge des Stabes festgehalten werden  
sollen und diese an der Maschine zwei einseitig angeordnete Stäbe ein-  
schließen. Die Mittelbürste hat nicht bloß die Aufgabe, die Maschine zu speisen,  
sondern auch die Aufgabe, die Maschine zu speisen, wobei die Ankerspannung an den  
Klemmen der Mittelbürste nicht an die Maschine selbst sondern an den Mittel-  
punkt eines geeigneten Spannungsteilers (System von Olfen-Dobrowolsky) anzu-  
schließen wird. Die Verbindung des Spannungsteilers mit der Maschine geschieht  
abgeheilt werden.

## 210 Kwt Drehstromgenerator

der Cie. de Fives-lille in Paris.

375 Touren p. Min.  $\omega = 50$ .

190 V verkettete Spannung, 640 A in jeder Phase.

(Tafel XV.)

Bei niedriger Spannung ist es unwesentlich, ob der Anker mit seiner Wicklung feststeht oder rotirt. Ist die Spannung hoch, so ist allerdings eine feststehende Ankerwicklung vorzuziehen, weil dabei Schleifringe fortfallen, alle Theile hoher Spannung der Berührung unzugänglich gemacht werden können und eine verlässliche Isolation der Ankerwicklung wegen ihrer geringeren mechanischen Beanspruchung leichter zu erzielen ist. Alle diese Gründe verlieren an Wichtigkeit, wenn die Spannung klein ist, und da es gleichzeitig in rein mechanischer Beziehung von Vortheil ist, wenn der leichtere Theil rotirt und der schwerere feststeht, so ist die Verwendung eines rotirenden Ankers, wie in der vorliegenden Maschine, gerechtfertigt.

Der Anker hat schleichende Stabwicklung, d. h. eine einfache Serientrommelwicklung, welche wie bei einer Gleichstrommaschine angeordnet ist, aber der Bedingung genügen muss, dass die Stabzahl ein Vielfaches von 3 ist. In diesem Falle ist die Stabzahl 78 und die Wicklung genügt der Formel (41)

$$3z = 78 = 2 \times 8 \times 5 - 2$$

$$z = 26.$$

An drei Stellen ist die Wicklung unterbrochen und von den 6 freien Enden sind drei untereinander und die anderen drei mit dem äusseren Stromkreis verbunden, wie schematisch in Fig. 14 und auf Tafel XV durch das kleine Diagramm links oben dargestellt ist. Den Nullpunkt der drei Phasen bildet der schmale nächst dem Anker liegende Ring, während die drei breiteren Ringe zum Anschluss der Endpunkte der Phasenwicklungen dienen. An den breiten Ringen wird der Strom durch Bürsten abgenommen. Die zwischen den Bürsten gemessene verkettete Spannung ist  $\sqrt{3}$  mal die Phasenspannung.

Um das Verhalten der Maschine bei Belastung beurtheilen zu können, müssen wir zunächst die Charakteristik bestimmen. Wir haben nach Formel (50)

$$e = k \omega N z 10^{-8},$$

wobei  $k$  aus Tabelle (53) zu entnehmen ist. Die Werthe von  $k$  für schleichende Wicklung sind in der letzten Spalte gegeben. Wir finden daraus durch Interpolation für

$$m = \frac{14}{24} = 0,58$$

$$k = 2,03$$

und mit Einsetzung dieses Werthes in die obige Formel

$$e = 26,39 N,$$

wobei  $N$  in Einheiten von  $10^6$  zu nehmen ist. Da der Spannungsabfall voraussichtlich kleiner als 20 % sein wird, so wird es genügen, wenn wir die Charakteristik bis zu

$$N = 5$$

bestimmen. Die Daten dazu sind

$$\begin{array}{cccc} A_n = 700 & A_z = 265 & A_a = 460 & A_{mj} = 455 \\ L_n = 25 & L_z = 3 & 2\delta = 1,3 & L_{mj} = 80 \end{array}$$

$$N_s = 63 \times 10^{-6}.$$

In Fig. 44 ist die nach diesen Daten berechnete Charakteristik dargestellt, der

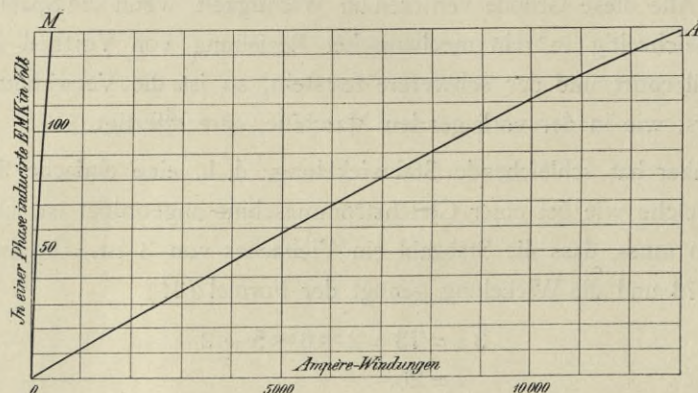


Fig. 44.

Bequemlichkeit halber ist nicht  $N$  sondern  $e$  als Funktion von  $X$  angegeben, wobei zur Umrechnung des einen Werthes auf den anderen der oben ermittelte Faktor 26,39 benutzt wurde. Die Linie  $OA$  gilt für die gesammte Erregung und die Linie  $OM$  gilt für jenen Theil der Erregung, welcher ausschliesslich zur Ueberwindung des magnetischen Widerstandes des Feldeisens nöthig ist. Bei Berechnung der EMK der Selbstinduktion nach Formel (68) darf also nicht die ganze Abscisse von  $OA$  eingesetzt werden, sondern die Differenz der Abscissen von  $OA$  und  $OM$ . Der Unterschied ist in diesem besonderen Beispiel klein und könnte deshalb ohne merklichen Fehler auch ausser Acht gelassen werden. Es ist jedoch der Fall denkbar, dass die Maschine absichtlich mit einem besonders leichten Feld konstruirt ist; dann biegt sich

die Kurve O M merkbar nach rechts und ihr Einfluss muss berücksichtigt werden. Auf Seite 28 unten ist gesagt worden, dass bei der Berechnung von  $\sigma$  nach Formel (69) auf eine etwaige Sättigung der Zähne Rücksicht zu nehmen ist; d. h. wir müssen nicht  $X_\alpha$  allein, sondern

$$X_\alpha + X_s$$

im Nenner einsetzen. Streng genommen müssten wir den Nenner noch um  $X_s$  vergrößern, das können wir jedoch unterlassen, weil  $X_s$  schon mit Rücksicht auf Hysteresisverluste immer sehr klein sein muss. Wenn wir jedoch die Kurven A und M getrennt eintragen, so ist auch  $X_s$  in der Differenz ihrer Abscissen enthalten, es wird also auch die kleine Korrektur für  $X_s$  automatisch gemacht. Die Aufzeichnung der Kurve O M macht keine besondere Mühe, da man bei der Berechnung der Charakteristik ohnehin den Werth  $X_{mj}$  gesondert bestimmen muss.

Die Gegenwindungen berechnen sich folgendermaassen. Wir haben im Ganzen 26 wirksame Stäbe in einer Phase. Wenn diese nicht in schleichender Wicklung sondern in 8 Spulen angeordnet wären, so käme auf jede Spule

$$q = \frac{26}{16} = 1,622$$

Drähte. Es ist also

$$qi = 1040$$

und nach Formel (66)

$$X_s = 1040 \frac{1,68}{0,58} \sin 52^\circ$$

$$X_s = 2370.$$

Denken wir uns nun die Maschine in Betrieb und die Belastung sowohl wie die Erregung gleichzeitig so geändert, dass immer der normale Strom geliefert wird. Wenn wir die Klemmenspannung als Funktion der Erregung aufzeichnen, so erhalten wir die dynamische Charakteristik der Klemmenspannung bei konstantem Strom und variabler Erregung. Fig. 45 zeigt diese Kurve. Ihre Bestimmung beruht auf der Formel (68) (wobei für  $X_\alpha$  die Differenz der Abscissen von Fig. 44 und für  $k_s$  der durch Interpolation aus Tabelle (70) gefundene Werth 0,565 eingesetzt wird) und der in Fig. 25 gegebenen graphischen Konstruktion. Da ähnliche Berechnungen schon in früheren Beispielen ausführlich gegeben worden sind, braucht die Bestimmung von  $e_k$  als Funktion von X hier nicht wiederholt zu werden. Es sind zwei Kurven gegeben, nämlich für

$$\cos \varphi = 1$$

und

$$\cos \varphi = 0,8.$$

Der Spannungsabfall in Folge des ohmischen Widerstandes ist pro Phase 1,06 V und

jener durch Wirbelströme ist als nahezu doppelt so gross angenommen, so dass die Strecke o S in Fig. 25 3 V darstellt.

In Fig. 45 ist der Bequemlichkeit halber die verkettete Spannung angegeben und

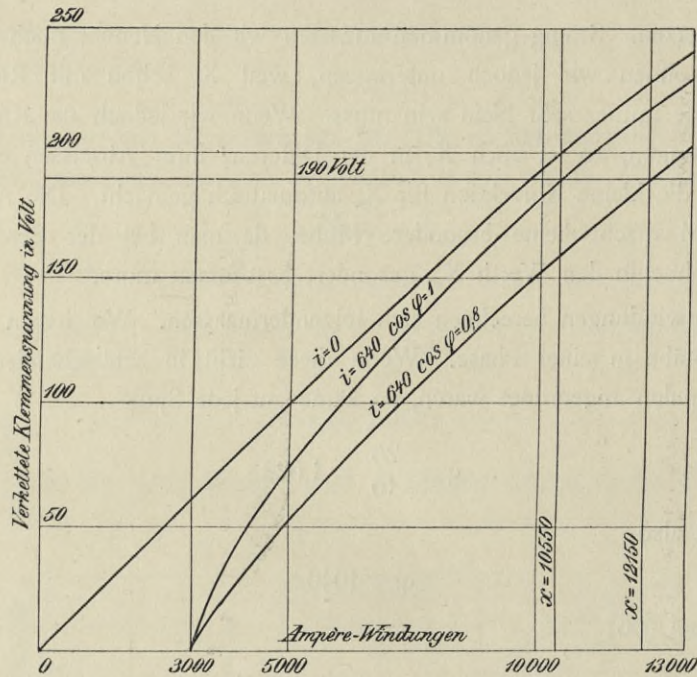


Fig. 45.

die Charakteristik für Leerlauf ist zum Vergleich mit den beiden anderen mit eingezeichnet. Wie man sieht, ist bei einer Erregung von 3000, was einer Klemmenspannung von 61 V bei Leerlauf entspricht, die normale Stromstärke nur bei absolutem Kurzschluss erzielbar. Bei höheren Erregungen gehen die beiden Kurven auseinander und wir finden für die volle Klemmenspannung von 190 V verkettet den in nachstehender Tabelle dargestellten Arbeitszustand.

Phasenverschiebung im äusseren Stromkreis	$\cos \varphi = 1$	$\cos \varphi = 0,8$
Erregung, Ampèrewindungen . . . . .	10 550	12 150
Klemmenspannung bei Leerlauf V . . . . .	203	227
Klemmenspannung bei Vollbelastung V . . . . .	190	190
Spannungsabfall V . . . . .	13	37
Prozentualer Spannungsabfall . . . . .	6,4	16,3.

Wie man aus diesen Zahlen sieht, ist die Maschine in Bezug auf Spannungsabfall recht günstig. Sie hat jedoch zu wenig Eisenquerschnitt in den Stegen zwischen den Löchern. Wir haben für



$$e = 110$$

pro Phase

$$N = 4,16$$

und

$$B_s = 15\,800,$$

ein bei einer Periodenzahl von 50 schon bedenklich hoher Werth. Dazu kommt noch der Umstand, dass die Löcher bei dieser starken Steginduktion jedenfalls nicht feldfrei sein können, also in den Stäben, die 17 mm Durchmesser haben, auch eine Erwärmung durch Wirbelströme stattfinden muss.

Wenn nicht ganz vorzügliches Eisen für die Ankerbleche verwendet wird, so liegt die Gefahr nahe, dass der Anker zu warm wird. In Folge des gedrängten Baues erreicht auch der Coefficient C in Formel (78) den ausserordentlich hohen Werth von

$$C = 2,46,$$

also reichlich zwei Mal so viel als der in der Formelsammlung angegebene Maximalwerth.

---



## 200 Kwt Drehstromgenerator der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.

167 Touren p. M.  $\sim = 50$ .

Sternschaltung mit 2900 V Phasenspannung.

Verkettete Spannung 5000 V. Strom in jeder Phase 28 A.

(Tafel XVI und XVII.)

Die hier dargestellte Konstruktion ermöglicht einen sehr gedrängten Zusammenbau der Dampfmaschine mit dem Generator. An der Seitenfläche des Schwungrades sind mittelst Metallständer und kräftiger Bolzen Eisenklötze angebracht, deren Abstand von einander gleich der doppelten Theilung ist und die den Kraftfluss zwischen dem inneren und äusseren Anker vermitteln. Wir haben also eine doppelte Gleichpolmaschine, die sich jedoch von den mehr gebräuchlichen Typen (wie z. B. auf Tafel XXIII dargestellt) dadurch unterscheidet, dass die Anker nicht in der Längsrichtung der Welle nebeneinander, sondern in einer darauf senkrechten Ebene ineinander angeordnet sind. Infolge dieser Anordnung wird in der Längsrichtung bedeutend an Raum gespart und man erhält einen gedrängten Bau, wie Tafel XVI zeigt. Die Polklötze sind aus nicht besonders isolirtem Eisenblech zusammengesetzt und seitlich ausgehöhlt, um die Streuung zu vermindern. Natürlich darf man mit dieser Aushöhlung nicht zu weit gehen, weil sonst der verbleibende Querschnitt für den Kraftfluss nicht ausreichen würde. Die Induktion im kleinsten Querschnitt kann jedoch mit Rücksicht auf den beinahe unveränderlichen Kraftfluss ziemlich hoch genommen werden. Sie ist in der vorliegenden Maschine von der Grössenordnung

$$B_1 = 14\,000,$$

wobei der Stahlbolzen als magnetisch gleichwerthig mit dem Blech angesehen ist.

Um eine gute Centrirung der rotirenden Theile zu sichern, ist innerhalb des Ankergehäuses ein Lager angebracht und der Lagerbock ist als Halbkreis ausgebildet, so dass die Auflageflächen abgedreht werden können.

Absolute Steifigkeit der überhängenden Polklötze ist natürlich eine unerlässliche Bedingung für den ruhigen, glatten Lauf der Maschine. Wie man aus der Zeichnung sieht, ist deshalb der Fuss aus Bronze, welcher das Zwischenstück zwischen Schwung-

rad und Polklotz bildet, äusserst kräftig gehalten. Das ist nothwendig, weil ausser der tangentialen Kraft auch radiale Kräfte auf die Polklötze wirken, die theilweise durch die magnetische Anziehung zwischen den gegenüberliegenden Flächen, hauptsächlich aber durch die Centrifugalkraft, entstehen. Dass selbst die magnetische Komponente dieser Kräfte unter Umständen ziemlich grosse und, was besonders zu beachten ist, schwankende Werthe annehmen kann, zeigt folgende einfache Rechnung. Wir sehen aus der Zeichnung, dass die Stellung des Klotzes gegenüber den Nuten einen Einfluss auf die Fläche hat, welche vom Kraftfluss durchsetzt wird. Steht die Mitte des Klotzes genau vor der Mitte einer Nute, so ist bei der Berechnung des Werthes von  $A_a$  die Fläche, welche drei Nuten entspricht, in Abzug zu bringen; steht jedoch die Mitte des Klotzes genau vor der Mitte eines Steges, so ist die zwei Nuten entsprechende Fläche in Abzug zu bringen. Aus der Zeichnung ergeben sich dann mit Rücksicht auf die Abschattirung des Feldes an den verschiedenen Kanten folgende Werthe für  $A_a$ .

	aussen	innen
Bei der ersten Stellung . . . . .	360	290
Bei der zweiten Stellung . . . . .	380	315

Der gesammte Kraftfluss ist von der Grössenordnung

$$4,2 \times 10^6$$

und die Induktion im Luftraum nimmt folgende Werthe an.

	aussen	innen
Bei der ersten Stellung . . . . .	11 620	14 500
Bei der zweiten Stellung . . . . .	11 050	13 350.

Berechnet man nach Formel (33) die magnetische Anziehung, so findet man, dass folgende magnetische Kräfte in kg auf den Klotz wirken.

	nach aussen	nach innen	Differenz
Bei der ersten Stellung . . . . .	1 980	2 470	+ 490
Bei der zweiten Stellung . . . . .	1 890	2 280	+ 390,

wobei wir eine nach innen gerichtete Resultante als positiv bezeichnen. Man sieht, dass die resultirende Kraft zwischen beiden Stellungen nur um 100 kg variirt. Das ist ein so geringer Betrag, dass eine Vibration der Klötze und selbst auch nur ein Summen der Maschine ganz ausgeschlossen erscheint. In der That läuft die Maschine vollständig ruhig.

Anders liegen die Verhältnisse, wenn der innere Anker gegen den äusseren um

$$\frac{\pi}{2}$$

versetzt wird. Man könnte vielleicht zu dieser Anordnung durch den Wunsch verleitet werden, auf einfache Weise eine Zweiphasenmaschine (oder mit Anwendung von Scott's Schaltung eine Dreiphasenmaschine) durch Verbindung von zwei Einphasenankern zu erhalten. Die resultierende Kraft erhalten wir dann einfach durch entsprechende Umstellung der obigen Zahlen. Wenn wir die Stellung des Klotzes mit Rücksicht auf den äusseren Anker definiren, so haben wir folgende magnetische Kräfte:

	nach aussen	nach innen	Differenz
Bei der ersten Stellung . . . . .	1 980	2 280	+ 300
Bei der zweiten Stellung . . . . .	1 890	2 470	+ 580

also eine Schwankung in der resultierenden Kraft von 280 kg. Es ist dann wohl möglich, dass ein Summen eintritt, möglicherweise auch Vibrationen, besonders, wenn die natürliche Vibrationsperiode des Klotzes von der Frequenz nicht sehr verschieden ist.

In der vorliegenden Maschine ist diese Gefahr nicht vorhanden, denn die radial nach innen gerichtete Kraft unterliegt einer Schwankung von nur 100 kg und ihr Maximalwerth ist nur 490 kg, so dass der reichlich kräftige Fuss und seine Verschraubung dieser geringen mechanischen Beanspruchung vollkommen gut widerstehen kann. Zudem kommt diese kleine Kraft nur zur Wirkung, wenn die Maschine stillsteht oder sehr langsam läuft. Bei voller Geschwindigkeit überwiegt die Centrifugalkraft, die in der entgegengesetzten Richtung wirkt. Die Beanspruchung in tangentialer Richtung berechnet sich wie folgt: Die mittlere Geschwindigkeit der Klötze ist bei 2,5 m Durchmesser des Theilkreises

$$\pi \times 2,50 \times \frac{167}{60} = 21,8 \text{ m}$$

pro Sekunde. Die Leistung ist 200 Kwt, oder mit Zuschlag von 5 % für Verluste rund 290 PS oder 21 700 mkg. Auf die 18 Klötze wirkt mithin insgesamt eine tangentiale Kraft von 1000 kg und auf jeden eine Kraft von etwas unter 56 kg.

Die Entfernung der Schrauben ist in tangentialer Richtung 17 cm und da, wie die Zeichnung zeigt, die Schraubenmitte auch als Mitte der Auflagefläche angesehen werden kann, so ist der auf zwei Schrauben entfallende Zug ein Siebenzehntel des Biegemomentes. Letzteres ist

$$56 \times 30 = 1680 \text{ kgcm.}$$

Es wird also jede Schraube beansprucht mit

$$\frac{1680}{2 \times 17} = 49,4 \text{ kg.}$$

Der Bolzendurchmesser ist 3 und der Kerndurchmesser 2,46 cm, so dass der Kern mit nur 10,5 kg pro qcm beansprucht wird. Das ist ein so geringer Betrag, dass die Befestigung als vollkommen sicher betrachtet werden kann; und das auch im Fall eines Kurzschlusses, wenn der Phasenstrom etwa den sechsfachen Werth erreicht,

wobei allerdings die Schwächung des Feldes und die Phasenverschiebung es nicht gestatten, dass die Tangentialkraft proportional mit dem Strom wächst. Bei Kurzschluss wechselt jedoch die Kraft das Vorzeichen und es werden die Klötze hin und her gerüttelt, was zu einem eigenthümlichen Brummen der Maschine Veranlassung giebt. In schwachem Maasse kann dieses Brummen auch bei normalem Ankerstrom auftreten, wenn die Phasenverschiebung abnorm gross ist. Die obige Berechnung hat gezeigt, dass die Beanspruchung der Schrauben durch magnetische Kräfte äusserst gering ist. Anders verhält es sich mit der durch Centrifugalkraft verursachten Beanspruchung. Nach der bekannten Formel für die Centrifugalkraft

$$F = 0,00112 U^2 R G$$

finden wir, dass die radial nach aussen wirkende Kraft für jeden Klotz rund das 40fache seines Gewichtes beträgt. Das Gewicht eines Klotzes mit seinem Fusse bestimmt sich aus der Zeichnung zu 65 kg. Dabei liegt der Schwerpunkt 23 cm von der Auflagefläche und die radiale Entfernung der Schrauben ist 15 cm.

Die beiden inneren Schrauben werden also mit einer Kraft von

$$40 \times 65 \times \frac{23}{15} = 4000 \text{ kg}$$

auf Zug beansprucht. Bei normalem Betrieb wird diese Kraft allerdings durch die nach innen gerichtete magnetische Anziehung um etwa 12 % vermindert. Es ist jedoch nicht statthaft, in der Berechnung eine entsprechende Korrektur zu machen, weil die Maschine gelegentlich auch in unerregtem Zustande betrieben werden kann. Bei einem Kerndurchmesser von 2,46 cm giebt das eine spezifische Beanspruchung von

$$\frac{4000}{2 \times 4,75} = 420 \text{ kg.}$$

Da die Zugfestigkeit von Schmiedeeisen rund 3500 ist, so haben die Bolzen etwa 8fache Sicherheit.

Wir gehen jetzt dazu über, Erregung, Spannungsabfall und Kurzschlussstrom für diese Maschine zu bestimmen. Der Durchmesser des äusseren Ankers ist 265 cm und jener des inneren ist 235 cm. Beide sind 20 cm breit und der Luftraum für beide ist 0,5 cm. Jede Phase hat 18 Spulen auf jedem Anker und jede Spule hat 24 Windungen. Wir haben also für beide Anker folgende Mittelwerthe:

$$D = 250 \quad L = 20 \quad \delta = 0,5 \quad p = 18 \quad q = 24 \quad z = 1728 \quad \tau = 21,8.$$

Da die Polbreite sehr nahe gleich der Theilung ist, müssten wir nach Tabelle 53 für  $k$  den Werth 2 einsetzen. Dieser Werth gilt jedoch für den Fall, dass die Löcher oder Nuten so klein sind, dass man die Spulenseite als eine mathematische Linie betrachten kann. Das ist hier nicht der Fall; die Nuten sind ziemlich breit und deshalb wollen wir den Werth

$$k = 1,95$$

bei der Berechnung der EMK verwenden.

Die eigenthümliche Form der Nuten ergibt sich aus der Bedingung, dass die Spulen auf Schablonen gewickelt, allseitig isolirt und in die mit Mikanit isolirten Nuten eingeschoben werden sollen. Wie der Querschnitt rechts auf Tafel XVII zeigt, haben die Spulen abwechselnd gerade und abgebogene Köpfe. Der Querschnitt der Nuten ist links unten auf derselben Tafel dargestellt. Bei den zu einer Spule gehörigen Nuten 1 und 4, 2 und 5 u. s. w. sind jeweilig die einander zugekehrten Seiten parallel, so dass die Spule bequem eingeschoben werden kann. Der an der andern Seite verbleibende dreieckige Raum wird mit einer Holzeinlage ausgefüllt. Die Nuten sind aussen verjüngt, so dass nach Einschieben der Spulen die letzteren durch Holzkeile befestigt werden können. Der Streuungscoefficient berechnet sich nach Formel (63) zu rund 13 %. Nach Formel (58) ist somit

$$N_0 = 0,13 N_1.$$

Es muss also durch den Mantel, in welchem die Erregerspule liegt, ein Kraftfluss von

$$p(N_1 + 0,13 N_1)$$

gehen. Dieser Theil entspricht dem, was wir in anderen Maschinen den Magnetkern nennen, während der Polklotz dem Joch entspricht. Durch das Joch gehen  $N_1$  Kraftlinien; durch den Magneten jedoch

$$N_1 + 0,13 N_1$$

pro Polpaar, weil eben der Magnet auch jene Kraftlinien aufnehmen muss, welche von einem Anker zum andern durch die Luft gehen. Um nun bei Berechnung der Charakteristik nicht mit zwei Werthen für den Kraftfluss zu thun zu haben, wollen wir den Querschnitt des Magnetkernes oder Mantels im Verhältniss von

$$\frac{N_1}{N_1 + N_0}$$

kleiner annehmen, als er wirklich ist. Die Zeichnung ergibt dafür 385 qcm; in der Berechnung von  $B_m$  nehmen wir für diesen Querschnitt um 13 % weniger an, setzen also

$$A_m = 335.$$

Für den Luftquerschnitt nehmen wir den Mittelwerth der oben auf Seite 152 angegebenen Zahlen. Wir haben also zur Berechnung der Charakteristik folgende Daten:

$$\begin{array}{ccccc} A_a = \begin{cases} 600 \\ 470 \end{cases} & A_s = \begin{cases} 325 \\ 240 \end{cases} & A_\alpha = 336 & A_m = 335 & A_j = 280 \\ L_a = \begin{cases} 10 \\ 9 \end{cases} & L_s = \begin{cases} 4 \\ 4 \end{cases} & 2\delta = 1 & L_m = 120 & L_j = 10. \end{array}$$

Das Joch ist allerdings 14 cm lang; wir setzen aber für  $L_j$  nur 10 cm, um der Verbreiterung an den beiden Endflächen Rechnung zu tragen. Wo für eine Grösse zwei

Zahlen gegeben sind, bezieht sich die obere auf den äusseren, und die untere auf den inneren Anker. Nach Formel (50) haben wir pro Phase

$$e = 1,95 \times 50 \times N \times 1728 \times 10^{-8}$$

$$e = 1685 N.$$

Da nun nach Formel (60)

$$N = N_1 \frac{1 - 0,13}{2}$$

$$N = 0,435 N_1,$$

so haben wir

für eine Phase . . . . .  $e = 734 N_1$   
 für zwei Phasen verkettet . . . . .  $e = 1270 N_1,$

wobei  $N_1$  in Einheiten von  $10^6$  einzusetzen ist.

Für eine verkettete Spannung von 5000 V ist also bei Leerlauf

$$N_1 = 3,937.$$

Die zugehörige Erregung bestimmt sich in folgender Weise:

$e = 5000$	$N_1 = 3,937$		
		$B_s = \begin{cases} 6\ 600 \\ 8\ 400 \end{cases}$	$X_s = \begin{cases} 13 \\ 16 \end{cases}$
		$B_z = \begin{cases} 12\ 200 \\ 16\ 450 \end{cases}$	$X_z = \begin{cases} 16 \\ 210 \end{cases}$
		$B_a = 11\ 770$	$X_a = 9\ 400$
		$B_m = 11\ 800$	$X_m = 540$
		$B = 14\ 100$	$X_j = 100$
			$X = 10\ 295.$

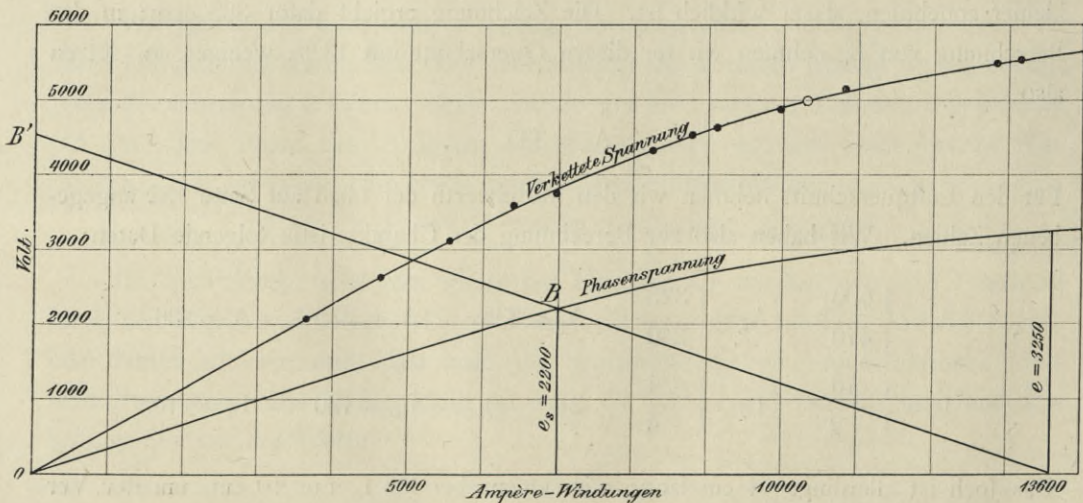


Fig. 46.



In ähnlicher Weise könnten wir andere Punkte der Charakteristik bestimmen. Das ist aber nicht nöthig, weil ich die Charakteristik durch Versuche an dieser Maschine\* selbst aufgenommen habe. Die Kurve ist in Fig. 46 für die Phasenspannung und für die verkettete Spannung dargestellt. Der eingezeichnete Kreis giebt den hier theoretisch bestimmten Punkt für

$$e = 5000 \quad X = 10\,295.$$

Die kleinen voll gezeichneten Punkte sind durch den Versuch bestimmt worden. Wie man sieht, liegt der berechnete Punkt genau auf der Kurve. Diese vollkommene Uebereinstimmung ist eher als ein Zufall als eine Folge der genauen Berechnung anzusehen, denn einige von den Daten, auf welchen die Berechnung fusst, sind mehr oder weniger durch Schätzung erhalten. Auch ist die Uebereinstimmung nur bis etwa

$$e = 4000$$

gut; für niedrigere Werthe giebt die Rechnung zu viel Erregung. So z. B. für

$$e = 2000,$$

wo die Rechnung 9% mehr Ampèrewindungen giebt als der Versuch.

Den Spannungsabfall berechnen wir in folgender Weise. Wir nehmen vorläufig eine Erregung von 14 000 Ampèrewindungen an, was einer verketteten Klemmenspannung bei Leerlauf von

$$e = 5650 \text{ V}$$

und einer Phasenspannung von

$$e = 3270 \text{ V}$$

entspricht. Die Gegenwindungen bei 90° Phasenverschiebung berechnen wir nach Formel (66) zu

$$X_g = 1130.$$

Der entsprechende Spannungsabfall ergibt sich aus der unteren Charakteristik Fig. 46 als

$$e_g = 100.$$

Um für die Berechnung von  $e$ , nach Formel (68) den Werth von  $X_a$  zu erhalten, müssen wir die für Magnet und Joch nöthige Erregung von der Gesammt'erregung abziehen. Erstere ist 940. Es bleibt also

$$X_a = 13\,060,$$

und davon ist nach den Angaben auf Seite 26 die Hälfte zu nehmen.

\* Es ist das eine von zwei Maschinen, welche in der Kraftcentrale in Tramischen aufgestellt sind. Die Centrale vertheilt Drehstrom mit 5000 V verketteter Spannung an eine Reihe von Pumpstationen, welche längs des neuen Haffdeiches errichtet wurden und zur Entwässerung einer Niederung von 18 000 ha Oberfläche dienen. Eine Beschreibung dieser Anlage ist in der „Elektrotechnischen Zeitschrift“ 1897, Heft 39 veröffentlicht.

Wir haben also für eine Phase

$$\frac{e}{X_{\alpha}} = 0,25.$$

Aus Tabelle (73) finden wir durch Interpolation

$$k_s = 0,81.$$

Daraus finden wir nach Formel (69)

$$\sigma = 9,7$$

$$e_s = 271.$$

Der ohmische Spannungsverlust in einer Ankerphase ist bei dem Widerstande von 2,47 Ohm 69 V und rechnen wir ebensoviel für Wirbelströme, so erhalten wir rund

$$e_w = 140.$$

Die in Fig. 25 angegebene Konstruktion ist also mit

$$O S = 371 \quad S O = 140 \quad O E = 3270$$

auszuführen. Bei

$$\cos \varphi = 0,8$$

giebt sie

$$O K = 2940,$$

also 330 V Spannungsabfall oder 10 % von der Leerlaufspannung. Eine einfache Konstruktion, die hier nicht im Einzelnen ausgeführt zu werden braucht, zeigt, dass die Klemmenspannung von 5000 V verkettet (entsprechend einer  $O K = 2900$  V) erreicht wird, wenn die Maschine bei Leerlauf auf 3250 V Phasenspannung mit 13 600 Ampèrewindungen erregt wird. Der Spannungsabfall beträgt dann 11 %, ein sehr geringer Werth.

Die Charakteristik zeigt, dass bei Leerlauf die Erregung 10 400 Ampèrewindungen sein muss. Da die Erregerspule 259 Windungen enthält, ist der Erregerstrom bei Vollbelastung und Leerlauf 52,5 beziehungsweise 40,2 A. Der Widerstand der Erregerspule im warmen Zustand ist 1,04 Ohm. Bei 60 V Spannung an den Klemmen der Erregermaschine ist also bei Vollbelastung ein Zusatzwiderstand von 0,1 und bei Leerlauf ein solcher von 0,45 Ohm nöthig.

Bei Kurzschluss ist das Feld stark geschwächt und wir müssen  $\sigma$  mit Berücksichtigung des unteren Theils der Charakteristik bestimmen. Dazu wählen wir auf der Charakteristik der Phasenspannung den Punkt

$$e = 1468 \quad N_1 = 2.$$

Dabei ist  $X_{\alpha}$  in Formel (69) um nur 200 Ampèrewindungen kleiner als  $X$  und wir erhalten nach der Charakteristik

$$X_{\alpha} = 4230.$$

Davon ist wie auf Seite 26 angegeben, die Hälfte zu nehmen. Das giebt

$$\sigma = 0,81 \times \frac{1468}{2115} \times 24$$

$$\sigma = 13,5.$$

Wir fanden früher für

$$i = 28$$

$$X_g = 1130$$

und da

$$q i k_g = X_g,$$

so finden wir

$$k_g = 1,68.$$

Wir haben nun nach Formel (76)

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{13,5}{1,68 \times 24}$$

$$\operatorname{tg} \alpha = 0,335.$$

Es entspricht also einer Erregung von 10 000 Ampèrewindungen eine Phasenspannung von 3350 V, oder einer Erregung von 13 600 Ampèrewindungen eine Phasenspannung von

$$3350 \times 1,36 = 4550 \text{ V.}$$

Wenn wir nun in Fig. 46 von dem Punkte

$$X = 13\,600$$

nach dem Punkte B', dessen Ordinate 4550 ist, eine Gerade ziehen, so schneidet diese die untere Charakteristik im Punkte B. Die Ordinate dieses Punktes ist

$$e_s = 2200 \text{ V.}$$

Der Kurzschlussstrom ist mithin nach Formel (77)

$$i_o = \frac{2200}{13,5} = 163 \text{ A,}$$

das ist nahezu 6 mal die normale Stromstärke.

Auf Seite 29 ist erwähnt, dass der untere Theil der Kurzschlusscharakteristik geradlinig verläuft; d. h.  $i_o$  ist der Erregung proportional. An der Maschine wurde der Kurzschlussstrom bei einer Erregung von

$$X = 2590$$

gemessen, wobei sich

$$i_o = 32,5 \text{ A}$$

ergab. Wenn wir nun diese Messung der Berechnung zu Grunde legen, so finden wir, dass bei der vollen Erregung von

$$X = 13\,600$$

ein Kurzschlussstrom von

$$i_0 = \frac{13\,600}{2\,590} \times 32,5 = 170 \text{ A}$$

zu erwarten wäre. Das ist nur 7 A oder 4,3 % mehr als der oben auf theoretischer Grundlage berechnete Werth. Die Uebereinstimmung von Theorie und Versuch ist recht befriedigend.

Da die Maschine einen sehr kleinen Spannungsabfall und ziemlich grossen Kurzschlussstrom hat, ist zu erwarten, dass der Coefficient C in Formel (78) nicht sehr gross sein wird. Das ist in der That der Fall. Aus der Zeichnung finden wir, dass der Mittelwerth der beiden Polflächen

$$A = 410 \text{ qcm}$$

ist; die mittlere Geschwindigkeit der Pole ist 21,8 m pro Sekunde. Wir haben also

$$200\,000 = C \times 410 \times 21,8 \times 18$$

$$C = 1,24,$$

ein Werth, der innerhalb der Grenzen liegt, die in der Tabelle (79) gegeben sind.

# 75 PS Drehstrommotor

der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.

560 Touren p. M.  $\sim = 50$ .

Verkettete Spannung 4750 V.; Phasenspannung 2750 V.

(Tafel XVIII.)

Das Feld ist zehnpolig und die Spulenseiten sind in 150 Löchern untergebracht. Es kommen also auf jede Phase 50 Löcher, und da jede Phase 10 Spulenseiten enthält, auf die Spulenseite 5 Löcher, wie das die Skizze rechts auf Tafel XVIII darstellt. Die Wicklung kann auf zwei Arten ausgeführt werden, wie das Fig. 47 und 48 zeigen. In diesen Skizzen bedeutet jeder kleine Kreis eine Spulenseite, die in 5 Löcher eingebettet ist. Die Buchstaben a, b, c bedeuten die Phasen und die Indexe die Reihenfolge der Spulen. Jede Phase erhält 5 Spulen und diese werden entweder nach Fig. 47 abwechselnd mit geraden und abgekröpften Enden, oder nach Fig. 48

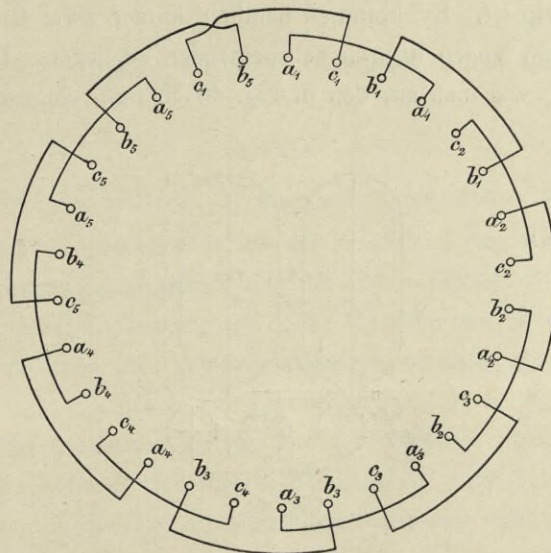


Fig. 47.

durchgehends mit nur einseitig abgekröpften Enden angeordnet. Es müssen also in Fig. 47 die Mikantihre zur Unterbringung der Spulen  $a_1 c_2 b_2 a_3 c_4 b_4 a_5$  weiter als

jene der Spulen  $b_1 a_2 c_3 b_3 a_4 c_5 b_5 c_1$  aus dem Eisen hervorragen, damit der nöthige Raum zum Abbiegen der Enden der letzteren Spulen geschaffen wird. Ein Kröpfen der Enden oder Spulenköpfe ist dabei nur an einer Stelle nöthig, nämlich zwischen

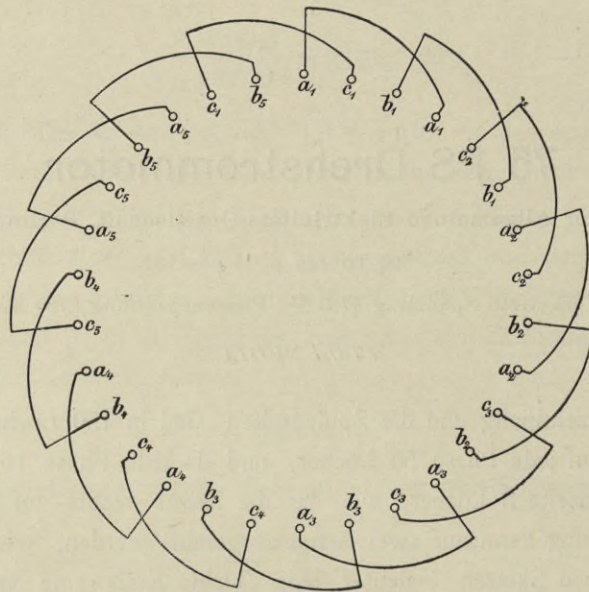


Fig. 48.

$c_1$  und  $b_5$ , und die Form der Spulenköpfe ist ziemlich einfach. Das ist ein Vortheil dieser Wicklungsmethode; sie hat aber den Nachtheil, dass die Isolirung benachbarter Spulen schwierig ist. Es kommen nämlich immer zwei Gruppen von kurzen und zwei Gruppen von langen Rohren nebeneinander zu liegen. Die Entfernung benachbarter Rohre ist, wie man aus den in Fig. 49 in mm eingeschriebenen Maassen

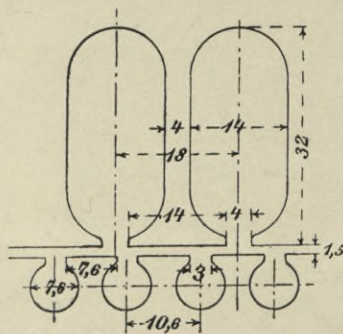


Fig. 49.

sieht, sehr klein. Diese geringe Entfernung schadet natürlich nicht, wenn ein kurzes neben einem langen Rohr liegt, denn der aus dem kurzen Rohre austretende Draht ist von dem Draht in der Nachbarspule durch die Wandung des langen Rohres getrennt. Liegen jedoch zwei kurze Rohre verschiedener Phase nebeneinander, wie z. B.  $b_1 a_2$

oder zwei lange Rohre wie z. B.  $c_2$   $b_2$ , so treten Drähte, zwischen welchen die volle Spannungsdifferenz auftreten kann, knapp nebeneinander aus ihren Rohren aus und an diesen Stellen ist dann besonders bei Ansammlung von Feuchtigkeit und Schmutz ein Durchschlagen zu befürchten. Um diese Gefahr zu vermeiden, ist der Motor nicht nach Fig. 47 sondern nach Fig. 48 gewickelt. Allerdings ist die Form der Spulenköpfe nicht so einfach, aber dafür bietet die Wickelung volle Sicherheit gegen Durchschlagen. Es haben nämlich benachbarte Phasen durchweg ungleich lange Rohre. Hat z. B. die Spulenseite von  $c_1$ , welche zwischen  $a_1$  und  $b_1$  liegt, ein kurzes Rohr, so haben die Nachbarspulen  $a_1$  und  $b_1$  lange Rohre. Der Draht von  $c_1$  ist also auch nach seinem Austritt aus diesem Rohre noch durch die Wände der benachbarten langen Rohre von den Drähten der anderen Phasen getrennt. Natürlich müssen auch die kurzen Rohre weit genug aus dem Eisen hervorragen, um ein Durchschlagen an der Austrittsstelle von Draht nach Eisen unmöglich zu machen.

Zur Berechnung des Motors dienen folgende aus Tafel XVIII und Fig. 49 entnommenen Daten

$$D = 85 \quad L = 25 \quad \delta = 0,15 \quad r = 26,7 \quad p = 5 \quad q = 150 \quad z_1 = 1500.$$

Wie später gezeigt werden soll, ist der Primärstrom von der Grössenordnung 9 A. Wir haben also per cm Umfang 152 Ampèredrähte, was von den auf Seite 33 angegebenen Werthen nicht beträchtlich abweicht. Der nach den Formeln (97) berechnete Luftspalt ist 0,17 beziehungsweise 0,105. Das Mittel ist 0,1375, während der Motor mit

$$\delta = 0,15$$

ausgeführt ist.

Aus Formel (84) bestimmt sich der Coefficient C zur oberflächlichen Berechnung der Leistung zu

$$C = 0,74$$

also etwas grösser als der auf Seite 31 angegebene Maximalwerth.

Die Konstruktion des Motors ist aus der Zeichnung ersichtlich. Die Feldwicklung ist in Sternschaltung angeordnet und für eine verkettete Spannung von 4750 V (entsprechend einer Phasenspannung von 2750 V) bemessen. Der Anker hat Schleifenwicklung mit Gabelköpfen aber keine Schleifringe, so dass er als gleichwerthig mit einem Kurzschlussanker anzusehen ist. Die Stäbe sind aus Kupfer, die Gabeln jedoch aus Messing; letzteres um den Widerstand des sekundären Stromkreises und mithin die Anzugskraft zu erhöhen. Der Motor ist nämlich zum Antrieb der im vorigen Abschnitt erwähnten Pumpwerke im Memeldelta bestimmt und da unter anderen die Bedingung gestellt war, dass die Schöpfwerke ohne Bedienung an Ort und Stelle angelassen werden sollen, war es nothwendig, für den Motor eine Konstruktion zu wählen, welche das Einschalten von Widerstand in den Ankerstromkreis überflüssig macht. Das ist natürlich nur dadurch zu erreichen, dass der Ankerwiderstand über-

hauptsächlich etwas grösser gemacht wird als sonst nöthig wäre und aus diesem Grunde wurden die Gabeln aus Messing genommen. Wenn auch die Schlüpfung vergrössert und der Wirkungsgrad verkleinert wird, so ist dieser Nachtheil unbedeutend im Vergleich mit dem grossen Vortheil einer einfachen und betriebssicheren Anlage, verbunden mit der Ersparniss an Bedienungspersonal für die Schöpfwerke, welches in jenen abgelegenen Gegenden überhaupt schwer zu beschaffen wäre. Es werden je nach Bedarf und dem Wasserstand 2 oder mehr Motoren gleichzeitig von demselben Generator aus angelassen und zwar während der letztere voll erregt ist, aber nur etwa die halbe Tourenzahl hat. Sobald die Ampèremeter in der Centrale zeigen dass die Motoren, deren jeder seine eigene Leitung hat, angezogen haben, wird die Tourenzahl des Generators auf ihren normalen Werth gebracht.

Um den Betriebszustand des Motors zu untersuchen, berechnen wir zunächst die Feldstärke aus Formel (80). Wir haben für Leerlauf und sehr nahezu auch für Belastung

$$2750 = 2,1 \times 50 \times N \times 1500 \times 10^{-2},$$

wenn  $N$  in Einheiten von  $10^6$  eingesetzt wird. Die Gleichung giebt

$$N = 1,74.$$

Wenn der magnetische Widerstand der Stege zwischen den Löchern in Feld und Anker verschwindend klein wäre, so könnten wir ohne Weiteres aus Formel (81) den Magnetisierungsstrom und aus (85) den Leerlaufstrom berechnen. Die unmittelbare Anwendung dieser Formeln ist jedoch in diesem Falle nicht zulässig, weil der geringe Eisenquerschnitt in den Stegen den magnetischen Widerstand vergrössert, also ähnlich wirkt als ob  $\delta$  vergrössert würde. Dieser Einfluss lässt sich rechnerisch folgendermassen darstellen. Nach Fig. 49 ist das Verhältniss der Querschnitte von Eisen und Luft wie 4 : 18. Nun ist nach Formel (82)

$$1,74 = 0,637 \times B_a \times 26,7 \times 25 \times 10^{-6}$$

$$B_a = 4100.$$

Wenn das Eisen keinen merklichen Widerstand hätte, so wäre nach Formel (83)

$$i = 2,6.$$

Diese Stromstärke genügt jedoch nicht, den Fluss von 1,74 zu erzeugen, denn die Induktion in den Stegen ist  $18/4$  mal so gross als jene im Luftraum und mithin von einer Grössenordnung, welche eine merkliche Verstärkung der Erregung bedingt. Der Magnetisierungsstrom muss also grösser als 2,6 A sein. Der genaue Werth desselben soll nun zunächst bestimmt werden.

Die Aufgabe lässt sich am einfachsten so stellen: Gegeben ist ein magnetischer Kreis, der aus  $2 \times 0,15$  cm Luft und  $2 \times 3,25$  cm Eisen besteht, wobei der Querschnitt des Eisenpfades nur  $1/18$  von jenem der Luft ist. Zu bestimmen ist die Erregung für



verschiedene Werthe der Luftinduktion. Die Aufgabe läuft also darauf hinaus, die Magnetisirungscharakteristik für Luft und Zähne zu bestimmen. Die Daten für diese Kurve sind:

$\frac{B_\alpha}{1000} =$	2	3	3,5	4	4,5
$\frac{B_z}{1000} =$	9	13,5	15,5	18	20,2
$X_\alpha =$	480	720	840	960	1080
$X_z =$	13	37	146	880	1950
$X =$	493	757	986	1840	3030.

Wir können somit die Charakteristik Fig. 50 aufzeichnen, wobei wir am Besten  $B_\alpha$  als Funktion von  $X$  ausdrücken, weil das Integral von  $B_\alpha$  über die Polfläche  $\tau L$  den gesammten Kraftfluss giebt. Wir nehmen also versuchsweise einen Werth für  $i$  an, der natürlich grösser als 2,6 ist und zeichnen unter Benutzung von Fig. 50 eine

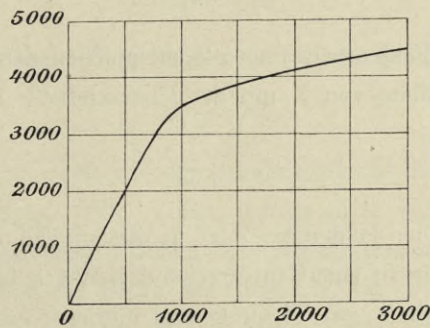


Fig. 50.

Feldkurve, ähnlich wie wir es für Gleichstrommaschinen gethan haben. Derjenige Werth von  $i$  ist der richtige, für welchen die Planimetrierung der Feldkurve

$$N = 1,74$$

ergiebt. Zu bemerken ist hierbei jedoch, dass wir es nicht mit einer einzigen Feldkurve, sondern mit unendlich vielen solcher Kurven, die allerdings nur wenig von einander abweichen, zu thun haben. Die Gestalt der Feldkurve hängt nämlich von der Phase ab und ändert sich von Augenblick zu Augenblick. Die Aenderung ist jedoch nicht sehr gross und bleibt innerhalb der beiden Grenzfälle, die man erhält unter der Annahme, dass in Phase a einmal der Strom seinen maximalen Werth hat und das andere Mal durch Null geht. Bezeichnet  $J$  den Maximalstrom in einer Phase, so haben wir für die drei Phasen

Erster Grenzfall . . . .	$a = J$	$b = \frac{J}{2}$	$c = \frac{J}{2}$
Zweiter Grenzfall . . . .	$a = 0$	$b = \sqrt{3} \frac{J}{2}$	$c = \sqrt{3} \frac{J}{2}$

Die Ordinaten der gebrochenen Linien in Fig. 51 stellen die entsprechenden

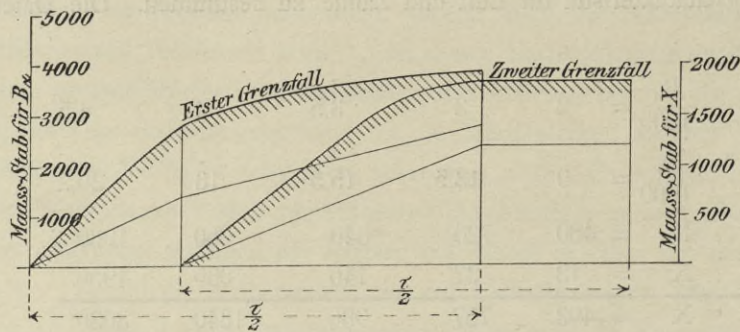


Fig. 51.

Werthe von X in verschiedenen Punkten des Umfanges dar, wenn

$$i = 3,3,$$

also

$$J = 4,6$$

angenommen wird. Die Feldkurven 1 und 2 entsprechen den beiden Grenzfällen und sind einfach durch Verbindung von X mit der Charakteristik Fig. 50 erhalten worden. Soll nun

$$N = 1,74$$

sein, so muss die Fläche der Feldkurve, oder in diesem Fall das Mittel zwischen den Flächen der beiden Feldkurven einen entsprechenden Werth haben, der sich auch ausdrücken lässt als das Produkt von Theilung mal mittlerer Luftinduktion. Das heisst, wir brauchen bloss die Höhe eines Rechteckes gleichen Inhalts wie die Feldkurve zu bestimmen, und diese Höhe mit  $\tau L$  multiplicirt giebt N. In Fig. 51 sind die Feldkurven für beide Grenzfälle und für

$$i = 3,3$$

eingezeichnet und zwar der besseren Uebersichtlichkeit halber gegeneinander um

$$\frac{\tau}{6}$$

verschoben. Die Planimetrierung ergibt für den ersten Grenzfall eine mittlere Ordinate von 2620 und für den zweiten eine solche von 2690. Da die gesammte Polfläche

$$\tau L = 668 \text{ qcm}$$

ist, so haben wir

$$N = 668 B_a$$

Erster Grenzfall . . . . .	$B_a = 2620$	$N = 1,75$
Zweiter Grenzfall . . . . .	$B_a = 2690$	$N = 1,79$
Mittelwerth . . . . .		<u><math>N = 1,77.</math></u>

Der Mittelwerth sollte 1,74 sein. Wir haben also mit der Annahme

$$i = 3,3$$

nicht genau das Richtige getroffen und müssen eigentlich dieselbe Konstruktion für einen etwas kleineren Werth von  $i$  noch einmal durchführen. Der Unterschied ist jedoch so gering, dass wir einfach setzen können

$$i_m = 3,3 \times \frac{1,74}{1,77}$$

$$i_m = 3,25.$$

Wir schreiben  $i_m$  statt  $i$ , weil das auch der Werth ist, den wir in Formel (85) für den Leerlaufstrom und in der Konstruktion des Diagrammes Fig. 27 verwenden müssen.

Wir können jetzt dazu übergehen, den Leerlaufstrom nach Formel (85) zu berechnen. Es ist dabei nöthig, den Hysteresisverlust zu kennen; dieser lässt sich aber rechnerisch bestimmen. Aus Fig. 51 finden wir die maximale Induktion im Luftspalt

$$B_a = 3850,$$

die entsprechende Induktion in den Zähnen ist  $\frac{18}{4}$ mal grösser, also

$$B_z = 17\,300,$$

eigentlich um 10 % mehr, weil wir den durch Isolirung der Bleche verlorenen Raum in Rechnung setzen sollten. Wir wollen jedoch diese Korrektur unterlassen, weil wir die Stege als von parallelen Flächen begrenzt angenommen haben. Das ist tatsächlich nicht der Fall und die Dicke des Steges ist nur am inneren Ende 4 mm; am äusseren ist sie 4,8 mm, also um 20 % grösser. Die mittlere Dicke der Stege ist also um 10 % grösser als oben angenommen und diese 10 % gleichen den Raumverlust durch Isolirung aus. Wir können also ohne erheblichen Fehler annehmen, dass das gesammte in den Stegen enthaltene Material mit einer Induktion von 17 300 beansprucht ist. Aus der Zeichnung finden wir das Gewicht dieses Materiales zu 35 kg. Aus Tabelle (10) finden wir den Verlust pro kg bei 50 Perioden zu 10,7 Watt. Es geht also in den Stegen durch Hysteresis und Wirbelströme verloren

$$35 \times 10,7 = 375 \text{ Watt.}$$

Der Eisenquerschnitt des Feldes ist 495 qcm. Die Induktion im Feldeisen ist also

$$B_m = \frac{1\,740\,000}{495} = 3520.$$

Dieser magnetischen Beanspruchung sind 610 kg Eisen ausgesetzt. Für mittelgutes Eisen haben wir nach Fig. 1 pro kg einen Verlust von 0,7 für Hysteresis und nach Formel (13) einen Verlust von 0,17 für Wirbelströme bei 0,5 mm dicken Blechen. Wir verlieren also im Eisen 0,87 Watt pro kg und im Ganzen 530 Watt. Es ist also in Formel (88) zu setzen

$$P_v = 375 + 530 = 905 \text{ Watt}$$

$$i_h = \frac{905}{3 \times 2750}$$

$$i_h = 0,11.$$

Der Leerlaufstrom ist nach Formel (85)

$$i_o = \sqrt{3,25^2 + 0,11^2}$$

$$i_o = 3,252,$$

also nicht merklich grösser als der Magnetisierungsstrom. Diese Berechnung zeigt auch, dass leerlaufende Motoren dieser Art für den Generator eine beinahe vollkommen induktive Belastung bilden. Die Streuungsfaktoren können nicht berechnet, sondern müssen aus der Erfahrung geschätzt werden. Für die vorliegende Maschine schätzen wir

$$v_1 = v_2 = 0,955.$$

Daraus ergibt sich nach Formel (91)

$$\sigma = 0,096$$

und der grösste Leistungsfaktor nach Formel (92)

$$\cos \varphi = 0,84.$$

Nehmen wir vorläufig einen Wirkungsgrad von 85 % an, so finden wir nach Formel (89) den Primärstrom bei Belastung von

$$P = 55\,000 \text{ Watt}$$

$$i_1 = 9,3 \text{ A.}$$

Im Anker sind 252 Stäbe und es kommen also pro Phase auf jeden Pol

$$z_2 = \frac{252}{30} = 8,4$$

Stäbe. Wenn wir nun nach Fig. 27 ein Diagramm zeichnen mit

$$i_m = 3,25 \quad \frac{i_m}{\sigma} = 34 \quad i_1 = 9,3,$$

so finden wir die Strecke

$$\overline{ab} = 8,1.$$

Wir finden dann nach Formel (94)

$$i_2 = 8,1 \times \frac{150}{8,4} \times \frac{1}{0,955}$$

$$i_2 = 150 \text{ A.}$$

Dieser Strom fließt durch 126 Schleifen wovon jede einen Widerstand von 0,0018 Ohm hat. Die Kupferwärme im Anker ist also

$$126 \times 0,0018 \times 150^2 = 5\,100 \text{ Watt.}$$

In der Feldwicklung geht durch ohmschen Widerstand verloren

$$3 \times 10 \times 9,3^2 = 2\,600 \text{ Watt.}$$

Jetzt können wir den früher nur schätzungsweise angenommenen Wirkungsgrad etwas genauer berechnen, wobei wir für Luft und mechanische Reibung 1 000 Watt annehmen.

Leistung . . . . .	55 000 Watt
Eisenverluste . . . . .	905 „
Kupferwärme primär . . . . .	2 600 „
Kupferwärme sekundäre . . . . .	5 100 „
Luft und Reibung . . . . .	1 000 „
	64 605 Watt

$$\eta = \frac{55\,000}{64\,605} = 85\%.$$

Mit der früheren Annahme für den Wirkungsgrad haben wir also zufälliger Weise das Richtige getroffen und wir brauchen die Rechnung nicht zu wiederholen.

Die Schlüpfung finden wir aus Formel (95), wobei

$$3 w_2 i_2^2 = 5\,100 \text{ Watt}$$

zu setzen ist.

$$\frac{s_1 - s_2}{s_1} = \frac{5\,100}{5\,100 + 55\,000} = 8,5\%.$$

Das Drehmoment ist nach Formel (96)

$$M = \frac{5}{61,6 \times 50} (5\,100 + 55\,000)$$

$$M = 97,5 \text{ Meterkg.}$$

Da die theoretische Umdrehungszahl 600 p. M. beträgt und der Anker 8,5% schlüpft, so ist die Tourenzahl des belasteten Ankers

$$600 \times 0,915 = 550$$

Touren p. M., und seine mechanische Leistung, auf dieser Grundlage berechnet, muss 75 PS sein. Das ist in der That der Fall, denn wir haben

$$2 \pi M \times \frac{550}{60} \times \frac{1}{75} = \text{rund } 75 \text{ PS.}$$

Das grösste noch mögliche Drehmoment bei Ueberlastung bestimmen wir aus Formel (93)

$$M_1 = M \frac{3,25}{2 \times 0,095 \times 9,3 \times 0,84}$$

$$M_1 = 2,15 M.$$

Der Motor kann also rund die doppelte Belastung vertragen, bevor er aus dem Tritt fällt.

Die Anlaufzugkraft und den Anlaufstrom finden wir aus Fig. 52. Darin ist

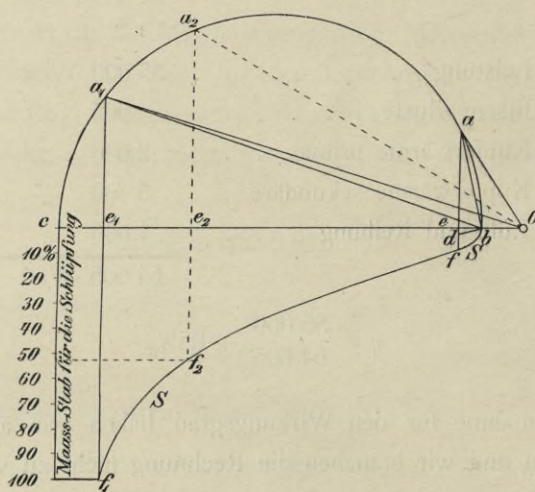


Fig. 52.

$$\overline{Ob} = 3,25 \quad \overline{Oa} = 9,3 \quad \overline{ba} = 8,1 \quad \overline{bc} = 34.$$

Wenn man von b eine Senkrechte auf den Vektor ab des Ankerstromes zieht und den Schnittpunkt d mit der Ordinate des Punktes a bestimmt, so ist die Strecke ad der Schlüpfung, in diesem Falle also 8,5%, proportional. Wir machen also nach dem links gezeichneten Maassstabe

$$\overline{ef} = 8,5\%$$

und erhalten so den Punkt f auf der Schlüpfungskurve. Dieselbe Konstruktion, für andere Lagen des Punktes a ausgeführt, giebt die ganze Schlüpfungskurve SS.

Beim Anlauf ist die Schlüpfung 100%. Wir brauchen also bloss auf der Schlüpfungskurve den Punkt f, dessen Ordinate 100 ist, aufzusuchen und finden senkrecht darüber auf dem Halbkreise den entsprechenden Punkt a<sub>1</sub>. Der Primärstrom beim Anlauf ist Oa<sub>1</sub> und der sekundäre Strom (in den Ankerstäben) ist ba<sub>1</sub>. Mit Berücksichtigung des jeweilig geltenden Maassstabes finden wir auf diese Weise für den Anlauf bei der vollen Periodenzahl

Phasenstrom im Felde . . .	$i_1 = 35 \text{ A}$
Ankerstrom in jedem Stabe . . .	$i_2 = 600 \text{ A}.$

Da das Drehmoment den Ordinaten des Halbkreises proportional ist, so zeigt das Verhältniss

$$\frac{a_1 e_1}{a e} = 1,33,$$

dass der Motor mit einer Ueberlastung von 33%, also mit rund 100 PS anlaufen kann. Allerdings braucht er dabei 375% des normalen Primärstromes.

Nun wird aber der Motor, wie schon oben erwähnt, nicht bei der vollen Periodenzahl angelassen, sondern mit etwa

$$\sim = 25.$$

Um also die Anlaufstromstärke zu bestimmen, müssen wir die ganze Berechnung und die Konstruktion von Fig. 52 für die geringere Periodenzahl noch einmal durchführen. Zunächst ist zu bemerken, dass  $N_1$  nur wenig kleiner sein kann, denn der Generator ist auch bei halber Tourenzahl voll erregt und man kann, abgesehen von den Verlusten, annehmen, dass die Phasenspannung der Periodenzahl proportionirt ist. In Folge der ohmischen Verluste wird allerdings diese Proportionalität gestört und  $N$  wird etwas kleiner ausfallen. Da es sich jedoch hier nur um eine oberflächliche Berechnung handelt, wollen wir den Unterschied vernachlässigen. Der Magnetisierungsstrom hängt nur von  $N_1$ , nicht aber von der Periodenzahl ab. Ebenso sind  $v$  und  $\sigma$  davon unabhängig. Wir würden also zunächst genau das gleiche Diagramm wie Fig. 52 erhalten. Bei Berechnung der Schlüpfung jedoch tritt ein Unterschied ein.  $P$  ist jetzt etwas weniger als halb so gross wie früher. Wir haben also bei normaler Belastung mit mechanisch 27 000 W nicht mehr 8½%, sondern 16% Schlüpfung. Um nun nicht die Schlüpfungskurve noch einmal zeichnen zu müssen, können wir uns den Maassstab in diesem Verhältniss geändert denken. Es würde dann eine Schlüpfung von 100% im neuen Maassstab einer solchen von

$$100 \times \frac{8,5}{16} = 53\%$$

im alten Maassstab entsprechen. Den Anlaufstrom für  $\sim = 25$  finden wir also, wenn wir vom Punkt  $f_2$  auf der Schlüpfungskurve, dessen Ordinate 53 ist, eine Vertikale ziehen und ihren Schnittpunkt  $a_2$  mit dem Halbkreise bestimmen. Der Anlaufstrom ist

$$\overline{O a_2} = 30,8 \text{ A}$$

und das Drehmoment beim Anlauf ist

$$\overline{e_2 a_2} = 194 \text{ mkg},$$

also gerade doppelt so gross als bei Vollbelastung und normaler Tourenzahl. Wenn auch durch das Anfahren bei halber Periodenzahl die Anlaufstromstärke nicht bedeutend vermindert wird, so hat diese Art des Anlasses doch den grossen Vortheil, dass der Motor wegen des grossen, auf ihn wirkenden Drehmomentes sofort in Bewegung kommt und daher keine merkliche Rückwirkung auf die Dampfmaschine des Generators ausüben kann.





# 150 Kwt Einphasengenerator

der Firma Crompton & Co., London.

385 Touren p. M.  $\infty = 83,4$

2100 V 72 A.

(Tafel XIX.)

In der Konstruktion dieser Maschine sind zwei Bestrebungen erkennbar. Erstens, den Wirkungsgrad durch Vermeidung der Hysteresisverluste zu erhöhen, und zweitens, die Ankerspulen leicht auswechselbar anzuordnen. Beides ist dem Konstrukteur gelungen, das erstere jedoch nicht vollkommen. Es ist allerdings der Hysteresisverlust vollständig vermieden, denn der Anker enthält kein Eisen, andererseits jedoch ist ein Verlust durch Wirbelströme in dem 18 mm breiten Kupferband der Ankerspulen in Folge der Ausbauchungen des Feldes an den Polkanten nothwendigerweise vorhanden. In Folge dieser Ausbauchung tritt die Mitte des Bandes eher in das Feld ein als seine Aussenkanten. Es müssen also Wirbelströme entstehen, die in der Fläche des Bandes verlaufen. Diese Quelle von Verlusten lässt sich bekanntlich durch Einbettung der Leiter in Eisen gänzlich vermeiden, dagegen muss man dann den Hysteresisverlust mit in den Kauf nehmen. Ob der eine oder der andere Verlust eine grössere Bedeutung hat, ist nicht durch Rechnung, sondern nur durch Versuche bestimmbar. Die Thatsache jedoch, dass bei der überwiegenden Mehrzahl der Wechselstromgeneratoren der Anker Eisen enthält, deutet darauf hin, dass ein entscheidender Vorthail in Bezug auf Wirkungsgrad bei Maschinen mit eisenlosen Ankern entweder gar nicht oder nur in so geringem Maasse besteht, dass man seinetwillen die mehr solide und betriebs-sichere Konstruktion nicht aufgeben will. In der That ist bei modernen Maschinen die Grenze, innerhalb welcher eine Verbesserung des Wirkungsgrades noch möglich ist, schon so knapp, dass die Vermeidung des Hysteresisverlustes, wenn man gleichzeitig einen nicht im Voraus bestimmbaren Verlust durch Wirbelströme mit in den Kauf nehmen muss, eine merkbare Verbesserung des Wirkungsgrades wohl kaum hervorbringen kann.

Das Bestreben, die Maschine so anzuordnen, dass man beschädigte Ankerspulen in aller kürzester Zeit und ohne besondere Werkzeuge durch neue Spulen ersetzen kann, ist ein charakteristischer Zug der in allen Konstruktionen von eisenlosen Scheiben-

ankern (Moedy, Siemens Brothers, Ferranti, Brush) mehr oder minder stark ausgeprägt ist. In der Crompton-Maschine ist diese Aufgabe auf sehr elegante Art, wie rechts auf Tafel XIX angegeben ist, gelöst. Jede Spule besteht aus 30 Windungen von  $18 \times 1$  mm Kupferband mit Isolireinlage von 0,4 mm Dicke und steckt isolirt in einem Rahmen aus Rothguss, und dieser wird durch einen excentrischen Bolzen an die Ankerscheibe befestigt und durch Drehung des Bolzens radial angezogen. Zwei weitere Bolzen mit breiten Köpfen geben den seitlichen Halt. Behufs bequemen Zugangs zum Anker sind die oberen Hälften der Jochringe mit Charniren versehen und können, wie die punktirten Linien links auf Tafel XIX zeigen, nach aussen geklappt werden.

Die zur Berechnung dieser Maschinen nöthigen Daten sind

$$\infty = 83,4 \quad D = 160 \quad v = 32 \quad p = 13 \quad q = 60 \quad z = 1560 \quad \tau = 19,3 \quad \frac{S}{\tau} = 0,48 \quad m = 0,67$$

$$A_a = 230 \quad A_m = 80 \quad A_j = 200$$

$$2\delta = 7 \quad L_m = 76 \quad L_j = 30.$$

Zur Berechnung der EMK dient Formel (50), und zwar ist der Coefficient  $k$  aus der Tabelle (51) mit

$$k = 2,13 \text{ einzusetzen.}$$

Wir haben also

$$e = 2,13 \times 83,4 \times N \times 1560 \times 10^{-2},$$

wenn  $N$  in Einheiten von  $10^6$  genommen wird,

$$e = 2780 N.$$

Zwischen den cylindrischen Magnetkernen und zwischen den Kanten der Polpaare findet magnetische Streuung statt. Die Berechnung derselben braucht hier nicht im Einzelnen wiedergegeben zu werden, da sie schon an früheren Beispielen erläutert worden ist. Das Ergebniss ist

$$N_s = 10 X_a 10^{-6}$$

$$N_m = N + N_s.$$

Die Erregung bei Leerlauf bestimmt sich nun z. B. für

$$e = 2400$$

folgendermassen. Aus der obigen Gleichung finden wir

$$N = 0,86 \quad B = 3750 \quad X_a = 21000$$

$$N_s = 10 \times 21000 \times 10^{-6}$$

$$N_s = 0,21$$

$$\underline{N_m = 1,07}$$

$$B_m = 13400$$

$$B_j = 5350$$

$$X_m = 570$$

$$\underline{X = 300}$$

$$X = 21870.$$

Diese Zahlen zeigen, dass die Charakteristik bis zu dem hier berechneten Punkte sehr nahezu geradlinig verläuft. Wir können also ohne bemerkbaren Fehler

$$e_g = e \frac{X_g}{X}$$

setzen. Nach Formel (66) ist

$$\begin{aligned} k_g &= 0,8 \\ X_g &= 0,8 \times 60 \times 72 \\ X_g &= 3456 \\ e_g &= 380. \end{aligned}$$

Zur Berechnung der EMK der Selbstinduktion entnehmen wir aus Tabelle (70)

$$\begin{aligned} k_s &= 0,66 \\ \sigma &= 0,66 \times \frac{2400}{21000} \times 60 \\ \sigma &= 4,53 \\ e_s &= 326. \end{aligned}$$

Der Spannungsabfall in Folge des ohmschen Widerstandes im Anker ist 58 V, und wenn wir in Anbetracht des Eingangs erwähnten Umstandes, dass die Wirbelströme erheblich sein müssen, etwa anderthalb mal so viel für den Verlust durch dieselben zuschlagen, erhalten wir

$$e_w = 150.$$

Wir haben also für die Konstruktion nach Fig. 25

$$O E = 2400 \quad O S = 706 \quad S o = 150.$$

Diese Konstruktion ausgeführt ergibt

$$O K = 2150 \text{ V}$$

für induktionslose Belastung. Um 2100 V zu erhalten, müssen wir bei Leerlauf die Maschine auf 2360 V erregen. Der Spannungsabfall bei  $\cos \varphi = 1$  beträgt also 260 V oder 11 %.

Zur Bestimmung des Kurzschlussstromes haben wir nach Formel (76)

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha &= \frac{4,53}{0,8 \times 60} \\ \operatorname{tg} \alpha &= 0,094. \end{aligned}$$

Die Erregung der Vollbelastung ist

$$21870 \times \frac{2360}{2400} = 21500.$$

Dieser Erregung entspricht auf der Geraden A B in Fig. 25 eine EMK von

$$0,094 \times 21500 = 2020 \text{ V.}$$

Durch Zeichnung des Diagrammes nach Fig. 25 finden wir die Ordinate des Punktes B

$$e_s = 1090$$

$$i_o = 241$$

oder nahezu die dreieinhalbfache Stromstärke. Der Widerstand des Feldes ist 1,05 Ohm, und da die Erregung von 4 Spulen, jede mit 105 Windungen erzeugt wird, ist der berechnete Erregerstrom

$$\frac{21\,500}{4 \times 105} = 51 \text{ A,}$$

also um 10 A weniger, als auf Tafel XIX angegeben. Die zur Erregung nöthige Leistung ist

$$51 \times 1,05 \times 51 = 2730 \text{ Watt}$$

oder nahezu 2% der Leistung der Maschine. Das ist für eine Maschine ohne Eisen im Anker ein sehr günstiges Resultat.

## 3,75 Kwt Gleichstromdynamo

der Firma Siemens & Halske Aktien-Gesellschaft, Berlin.

1050 Touren p. M. 150 Volt. 25 Ampère.

(Tafel XX.)

Charakteristisch für diese Maschine sind die im Verhältniss zum Anker äusserst massigen Feldmagnete. Diese Eigenthümlichkeit wird theilweise durch die Anwendung nur eines Polpaares, hauptsächlich aber durch die Verwendung von Gusseisen als Material für das Feldsystem bedingt. Der Anker hat 40 Nuthen, deren jede 12 Drahtpaare aufnimmt, so dass

$$z = 480.$$

Im Anker gehen durch Widerstand von der inducirten Spannung

$$(25 + 1,24) \times 0,42 = 11 \text{ Volt}$$

verloren, so dass wir nach Formel (24) haben

$$161 = N \times 480 \times \frac{1050}{60} \times 10^{-2},$$

wenn N in Einheiten von  $10^6$  ausgedrückt wird.

$$N = 1,92.$$

Die Dimensionen des Ankers sind

$$D = 18,5 \quad L = 18,5.$$

Der Coefficient C in Formel (36) berechnet sich also wie folgt:

$$3,75 = C \times 18,5^2 \times 18,5 \times 1050 \times 10^{-2}$$

$$C = 0,56,$$

was die auf Seite 12 in Bezug auf kleine Anker gemachte Bemerkung bestätigt.

Die zur Berechnung der Erregung nöthigen Daten sind

$$\begin{array}{llll} A_n = 184 & A_z = 100 & A_\alpha = 310 & A_{mj} = 300 \\ L_n = 13 & L_z = 3,5 & 2\delta = 0,6 & L_{mj} = 95. \end{array}$$

Die magnetische Streuung ist nach Formel (29) zu berechnen, wobei

$$q = \frac{0,29}{\sqrt{18,5 \times 18,5}}$$

$$q = 15\,700 \times 10^{-6}.$$

Im neutralen Raum liegen auf jeder Seite 6,3 Nuthen mit 76 Leitern. Es ist also

$$X_g = 76 \times \frac{26,24}{2}$$

$$X_g = 1000.$$

Die Berechnung der Erregung für Vollbelastung stellt sich folgendermaassen:

$N = 1,92$	$B_n = 10\,400$	$X_n = 34$
	$B_z = 19\,200$	$X_z = 770$
	$B_\alpha = 6\,200$	$X_\alpha = 2\,970$
		$3\,774$
$N_s = 0,24$	$N_s = \frac{3\,774}{15\,710}$	
$N_m = 2,16$		
	$B_{mj} = 7\,200$	$X_{mj} = 2\,900$
		$X_g = 1\,000$
		$X = 7\,674.$

Die Erregung wird bewirkt durch zwei Spulen von je 3500 Windungen. Es ist also

$$X = 7000 \times i = 7674$$

$$i = 1,09 \text{ A.}$$

Das ist um 12 % weniger als der auf Tafel XX angegebene Werth von 1,24 Ampère.

In Bezug auf die mechanische Konstruktion verdienen die recht solide Ausführung der Magnetspulen mit dicken Holzflanschen, die Schutzgehäuse für die Enden des Ankers und die Anordnung des Kommutators besondere Beachtung. Es wird bei diesem Kommutator nicht in der üblichen Weise ein Endring behufs gleichzeitigen Zusammenhaltens aller Segmente verwendet, sondern es werden die letzteren in Gruppen durch 12 radial angeschraubte Ringsegmente festgehalten. Diese Anordnung gestattet die Auswechslung eines Segmentes, ohne dabei die Befestigung aller anderen lösen zu müssen.

## 500 Kwt Wechselstromgenerator

der Firma Ganz & Comp. in Budapest.

126 Touren p. M.  $\sim = 42$ . 7000 Volt. 250 Ampère.

(Tafel XXI.)

Dieser Generator, welcher für direkte Kuppelung mit der Dampftmaschine gebaut ist, hat radiale Feldpole und einen feststehenden Zackenanker. Der Ankerkern ist nicht ein zusammenhängender Ring, sondern besteht aus 40 einzelnen Kernen von T-Form, welche sich gegenseitig nicht berühren und die gegen das Gestell der Maschine isolirt sind. Ausserdem ist die Wickelung jeder Spule natürlich auch von ihrem Ankerkern isolirt, so dass die Ankerwicklung gegen Erde doppelt isolirt ist. Auch die Isolirung der Erregerspulen ist sehr sorgfältig durchgeführt. Das ist deshalb nothwendig, weil bei einem Zackenanker starke Schwankungen in der Feldstärke unvermeidlich sind. Deshalb sind auch die Magnetkerne aus isolirtem Blech hergestellt. Das allein genügt jedoch noch nicht. Durch die Schwankung der Feldstärke wird in den Magnetspulen eine EMK erzeugt, die zwar wegen der Selbstinduktion des Erregers keinen merklichen Wechselstrom hervorbringen kann, aber immerhin die Isolirung der Spulen beansprucht. Deshalb ist, wie die Zeichnung zeigt, diese Isolirung sehr reichlich bemessen. Zu bemerken ist übrigens, dass die Metallkappe, welche am Ende jedes Poles zur Befestigung der Spulen angebracht ist, als eine Art elektromagnetischer Dämpfer wirkt und so die Schwankungen der Feldstärke in engere Grenzen zwingt.

Die Ankerkerne sind auf T-Eisen befestigt, welche auf entsprechende Ringe des Maschinengestelles von aussen angeschraubt werden. Jede Spule mit ihrem Kern kann somit leicht ausgewechselt werden. Das Gestell selbst ist auf einem Schlitten in der Längsrichtung der Welle verschiebbar angeordnet, so dass auch das Magnetrad leicht zugänglich ist. Die Verschiebung geschieht durch zwei Schraubenspindeln, wie rechts auf Tafel XXI gezeigt ist. Zwischen benachbarten Ankerkernen besteht ein kleiner Luftraum. Seine Fläche ist in der folgenden Berechnung mit  $A_{\alpha}'$  und seine Länge mit  $\delta'$  bezeichnet. Das Verhältniss der Ankerzacken zur Theilung ist gleich jenem der Polzacken zur Theilung und etwas kleiner als 0,5. Da aber bei dem ziemlich grossen Luftraum von

$$\delta = 1,2$$

und den weit aus ihrer Wicklung hervorragenden Polköpfen jedenfalls eine Ausbauchung, d. h. eine Verbreiterung des Feldes stattfinden muss, so wollen wir, um diesem Umstande Rechnung zu tragen, für die oben angeführten Verhältnisse 0,5 annehmen und finden dann aus Tabelle (52)

$$k = 2,00.$$

Nach den Angaben auf Tafel XXI sind die 40 Ankerspulen in zwei parallele Serien von 20 geschaltet. Wir wollen jedoch der einfacheren Berechnung halber annehmen, dass alle 40 Spulen hintereinander geschaltet sind, dass also die Maschine 125 A bei 4000 Volt Spannung giebt. Das ist nicht nur rechnerisch, sondern auch in Wirklichkeit ausführbar, weil die vorzügliche doppelte Isolirung auch für die doppelte Spannung ausreicht. Der Ankerwiderstand ist dann mit

$$4 \times 0,14 = 0,56 \text{ Ohm}$$

in Rechnung zu setzen.

Wir haben nunmehr folgende Daten zur Berechnung dieser Maschine

$$D = 304 \quad L = 52 \quad \delta = 1,2 \quad \delta' = 0,5 \quad p = 20 \quad q = 50 \quad z = 2000 \quad k = 2,00$$

$$A_n = 495 \quad A_z = 414 \quad A_{\alpha} = 500 \quad A_{\alpha'} = 600 \quad A_{m_j} = 414$$

$$L_n = 16 \quad L_z = 20 \quad 2\delta = 2,4 \quad \delta' = 0,5 \quad L_{m_j} = 110.$$

Aus Formel (57) finden wir für das Streufeld

$$N_s = 250 X.$$

Die EMK berechnen wir nach Formel (50)

$$e = 2 \times 42 \times N \times 2000 \times 10^{-2}$$

wobei N in Einheiten von  $10^8$  eingesetzt wird

$$e = 1680 N.$$

Fig. 53 zeigt die auf obigen Grundlagen berechnete statische Charakteristik.

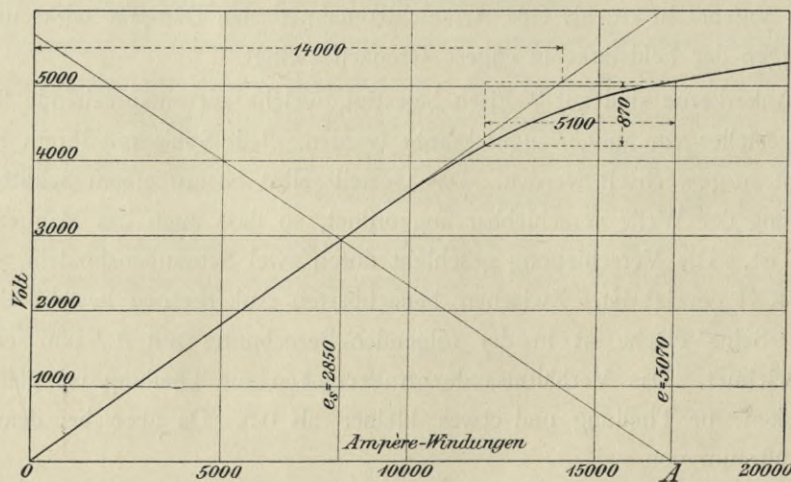


Fig. 53.



Nach den auf Tafel XXI gemachten Angaben wird die Maschine bei Vollbelastung mit rund 17 000 Ampèrewindungen erregt. Die Gegen-Ampèrewindungen berechnen sich aus Formel (66), wobei wir für  $m$  0,5 setzen. Es ist

$$X_g = 0,81 \times q_i$$

$$X_g = 5100.$$

Den entsprechenden Werth von  $e_g$  finden wir durch die in Fig. 53 gegebene Konstruktion zu

$$e_g = 870 \text{ V.}$$

Die Bestimmung von  $e_g$  ist nur annähernd möglich, weil die complicirte und starken Schwankungen unterliegende Form des Ankerstrefeldes eine genaue Berechnung verhindert. Wir können nur mit Bestimmtheit sagen, dass der Coefficient  $k_s$  zwischen den in Tabelle (70) gegebenen Grenzen 0,33 und 1,00 liegen muss. Beide Werthe gelten für  $m = 0,5$ , was bei dieser Maschine zutrifft; der erste Werth bezieht sich jedoch auf einen glatten Anker und der zweite auf einen Lochanker. Der Zackenanker weicht jedoch von beiden ab. Was die Breite der Spulenseite betrifft, so nähert er sich dem glatten Anker für den

$$\frac{S}{\tau} = 0,5,$$

jedoch muss er wegen des Hindurchgreifens der Zacke durch die Spule wesentlich mehr Selbstinduktion haben. Andererseits kann der Zackenanker als ein Lochanker angesehen werden, dessen Löcher als übergrosse Nuthen ausgebildet worden sind, wobei die Stege um einen entsprechenden Betrag an Breite verloren haben, also einen weniger guten Pfad für die Ankerstreulinien bilden. Aus diesem Grunde muss der Zackenanker weniger Selbstinduktion haben, als der Lochanker, aus dem man sich ihn entstanden denken kann, und  $k_s$  muss kleiner als 1,00 sein. Wir werden also  $k_s$  als zwischen den Grenzen 0,33 und 1,00 liegend anzunehmen haben, und zwar etwas näher der oberen als der unteren Grenze. Wir nehmen also an

$$k_s = 0,75.$$

Aus Fig. 53 sieht man, dass eine Erregung von 17 000 Ampèrewindungen einer EMK von 5070 Volt entspricht und dass von dieser Erregung 14 000 Ampèrewindungen für die beiden Luftspalten nöthig sind. Wir haben also nach Formel (69)

$$\sigma = 0,75 \times \frac{5070}{14000} \times 50$$

$$\sigma = 13,6$$

$$e_s = 1700 \text{ V.}$$

Der Verlust durch den ohmischen Widerstand des Ankers ist 70 V, und wenn wir das Doppelte für Wirbelströme zuschlagen, erhalten wir

$$e_w = 210 \text{ V.}$$

Wir haben jetzt alle Daten, die nöthig sind, um durch die in Fig. 25 gegebene Konstruktion die Klemmenspannung zu finden. Das Diagramm ist zu zeichnen mit

$$\overline{OE} = 5070 \quad \overline{OS} = 2570 \quad \overline{So} = 210$$

und ergibt bei induktionsloser Belastung eine Klemmenspannung von 4100 V, während die verlangte Klemmenspannung 4000 V ist. Da jedoch auch Glühlampen, wenn sie durch Transformatoren gespeist werden, nicht eine absolut induktionslose Belastung bilden, so ist die auf Tafel XXI angegebene Erregung von 17 000 Ampèrewindungen jedenfalls nicht zu hoch.

Der Kurzschlussstrom bei dieser Erregung kann aus Fig. 53 bestimmt werden. Wir haben nach Formel (76)

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{13,6}{0,81 \times 50}$$

$$\operatorname{tg} \alpha = 0,335.$$

In Fig. 53 ist

$$OB' = 17\,000 \times \operatorname{tg} \alpha$$

$$OB' = 5\,700.$$

Wir ziehen also von A eine Gerade nach B' und bestimmen ihren Schnittpunkt B mit der Charakteristik. Die Ordinate dieses Punktes ist

$$e_s = 2850$$

und der Kurzschlussstrom ist nach Formel (77)

$$i_s = \frac{2850}{13,6}$$

$$i_s = 210 \text{ A.}$$

Dieses Ergebniss ist in ziemlich guter Uebereinstimmung mit einer Angabe\* von Dr. Moritz v. Hoor, nach welcher der Kurzschlussstrom bei dieser Maschinentype ungefähr das 1,5 fache der normalen Stromstärke beträgt.

\* Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure. 1897. Heft 18. Seite 511.

## 36 Kwt Transformator

konstruirt von G. Magnus.

$\sim = 50$ . 2000 Volt auf 200 Volt.

(Tafel XXII.)

Die Tafel stellt einen sogenannten Manteltransformator dar, in welchem beide Wickelungen stark untertheilt sind. Die Untertheilung kann auf zweierlei Art gemacht werden. Entweder durch eine konzentrische Anordnung, wobei Primär- und Sekundärspulen abwechselnd in einander stecken, oder durch Aufeinanderlegen von scheibenförmigen Spulen, wie in Tafel XXII gezeigt ist. Wenn die Spulen in Form von Kreiscylindern hergestellt werden können, was bei Kerntransformatoren meistens der Fall ist, so bietet die konzentrische Anordnung keine besondere Schwierigkeit, denn eine Deformation der auf der Drehbank fest gewickelten Spulen ist nicht zu befürchten und man kann deshalb den Spielraum ziemlich klein nehmen. Anders verhält es sich mit Spulen, deren Seiten theilweise geradlinig sind. Wenn solche Spulen auch noch so fest gewickelt werden, so ist eine kleine Deformation (gewöhnlich ein gelindes Ausbauchen der geraden Seiten) kaum zu vermeiden und man muss deshalb mehr Spielraum geben. Viel Spielraum ist aber in doppelter Beziehung ein Nachtheil, erstens weil dadurch der sehr werthvolle Wickelungsraum beschränkt und zweitens weil das Streufeld und mithin der Spannungsabfall vergrössert wird. Es ist also die konzentrische Anordnung für Manteltransformatoren, deren Spulen geradlinige Seiten haben, nicht zu empfehlen, und in der vorliegenden Konstruktion ist aus diesem Grunde eine scheibenförmige Anordnung und Untertheilung der Spulen gewählt worden.

Der Querschnitt des Kernes einschliesslich der Isolirung ist aus der Zeichnung

$$20 \times 50 = 1000 \text{ qcm.}$$

Wenn wir Bleche von 0,5 mm verwenden, so geht etwa 10 % des Querschnittes durch die Isolation verloren.

Der Eisenquerschnitt ist also

$$A = 900 \text{ qcm,}$$

und die Dicke der Isolirung zwischen zwei Blechen ist

$$\frac{1}{9} \times 0,5 = 0,055 \text{ mm.}$$

Um diese geringe Dimension einzuhalten, dürfen die Bleche nur einseitig mit sehr dünnem Papier belegt werden, oder sie können beiderseitig mit einer dünnen Schicht von isolirendem Firniss überzogen werden, was am einfachsten mittelst Durchziehen der Bleche zwischen Walzen, deren untere in die Lösung taucht, geschieht. Jedenfalls ist eine Verminderung der Dicke der Isolirschicht bei Verwendung von dünneren Blechen praktisch nicht gut möglich und es ist zunächst zu untersuchen, ob es in Bezug auf die Eisenverluste einen Vortheil bietet, Blech von geringerer Dicke als 0,5 mm zu verwenden. Dadurch würde allerdings der Verlust durch Wirbelströme vermindert, gleichzeitig aber der Hysteresisverlust vermehrt werden, weil in Folge des geringeren Eisenquerschnittes die Induktion grösser ausfallen muss. Es ist also diejenige Blechdicke am besten, bei welcher die Summe beider Verluste den geringsten Werth annimmt.

Aus Formel (14) und unter vorläufiger Annahme eines ohmischen Spannungsabfalles von 0,5 % in der Primärspule berechnen wir den Kraftfluss zu

$$N = 2,87,$$

wobei N in Einheiten von  $10^6$  zu nehmen ist.

Bei 900 qcm Eisenquerschnitt ist die Induktion

$$B = 3190.$$

Nach Fig. 1 ist für sehr gutes Eisen der entsprechende Hysteresisverlust 0,45 Watt pro kg, und der nach Formel (13) berechnete Verlust durch Wirbelströme ist 0,12 Watt pro kg. Das gesammte Eisenvolumen berechnen wir nach der Zeichnung wie folgt:

$$0,9 [(4,0 \times 6,8) - 2 (2 \times 1,4)] \times 5 = 97,2 \text{ cdm}$$

$$\text{Eisengewicht} = 765 \text{ kg.}$$

Die Eisenverluste betragen also

$$765 \times 0,57 = 436 \text{ Watt.}$$

Wenn wir nun Bleche von geringerer Dicke, z. B. 0,3 mm verwenden, so ist das Verhältniss des Eisenquerschnittes zum ganzen Querschnitt wie

$$0,33 : (0,33 + 0,055) = 0,857.$$

Das Eisengewicht wird im Verhältniss von 0,857 : 0,9 verkleinert und die Induktion wird im umgekehrten Verhältniss vergrössert. Wir haben also

$$B = 3350$$

$$\text{Eisengewicht} = 727 \text{ kg.}$$

Aus Fig. 1 finden wir, dass jetzt jedes Kilogramm Eisen einen Hysteresisverlust von 0,5 Watt verursacht. Der Verlust durch Wirbelströme ist dagegen auf

$$\left(\frac{3}{5}\right)^2 \times 0,12 = 0,043 \text{ Watt}$$

gesunken. Die gesammten Eisenverluste sind also

$$727 \times 0,543 = 395 \text{ Watt.}$$

Der Unterschied ist 41 Watt. Ob man sich entschliesst, die dünneren Bleche zu verwenden, ist eine rein geschäftliche Frage. Da mehr Bleche gebraucht werden, ist der Arbeitslohn höher und zudem ist 0,3 mm Blech keine sehr gangbare Sorte, während 0,5 mm Blech es ist. Es würden also bei dem dünnen Blech auch die Materialkosten erheblich steigen, und wir wollen deshalb annehmen, dass es auf den kleinen Mehrverlust von 41 Watt nicht ankommt und Blech von 0,5 mm Dicke verwendet werden kann.

Die Untertheilung beider Spulen geschieht in je 4 Scheiben, die abwechselnd angeordnet werden. Die Primärwicklung besteht aus besponnenem Draht von rechteckigem Querschnitt und die Sekundärwicklung aus nacktem Draht von ebenfalls rechteckigem Querschnitt. Um die Sekundärspulen jedoch mit weniger Kraftaufwand wickeln zu können, werden zwei Drähte parallel gewickelt und zwar gleichzeitig mit einer Isolireinlage, die aus einem gleich breiten Streifen aus starkem Papier oder Press-Span besteht. Die Isolirung der Spulen ist links oben auf Tafel XXII dargestellt. Jede Scheibe wird zunächst allseitig mit Isolirband aus Glimmerleinwand umwickelt, und beim Aufeinanderschichten der Spulen wird zwischen Primär- und Sekundärspulen eine Scheibe aus Mikanit eingelegt. Dann wird das ganze Packet von 8 Scheiben noch mit einer Lage Mikanit und zwei Lagen Press-Span umkleidet und es werden hierauf die Bleche einzeln und abwechselnd von rechts und links eingeführt, bis der ganze Eisenkörper auf diese Weise eingebaut ist.

Die mittlere Windungslänge ist aus der Zeichnung mit 210 cm zu entnehmen. Es ist also

$$l_1 = 655 \text{ m} \quad l_2 = 67 \text{ m.}$$

Wenn wir vorläufig eine Erwärmung auf 60° C annehmen, so sind die Widerstände

$$W_1 = 0,51 \quad W_2 = 0,0053.$$

Zur Berechnung des Leerlaufstromes benutzen wir die Formeln (19) bis (21), wobei wir für  $\mu$  den aus Fig. 1 entnommenen Werth 1800 einsetzen. Wir erhalten unter Berücksichtigung, dass die Länge des magnetischen Pfades 100 cm ist und dass er keine Stossfugen enthält

$$j_\mu = 0,319$$

$$i_n = 0,218$$

$$i_o = 0,387.$$

Der Leerlaufstrom ist also 2,15 % des Stromes bei Belastung, und der Leistungsfaktor bei Leerlauf ist

$$\frac{0,218}{0,387} = 56 \%$$

Den Primärstrom bei normaler Belastung kann man annähernd in folgender Weise bestimmen. In einem vollkommenen Transformator, der weder Streuung noch irgendwelche Verluste hat, verhalten sich die Ströme in den beiden Wicklungen umgekehrt wie die Windungszahlen. In unserem Falle würde also bei einem Sekundärstrom von 180 A ein Primärstrom von

$$180 \times \frac{32}{312} = 18,44 \text{ A}$$

nöthig sein. Wenn wir nun den Leerlaufstrom dazu addiren, erhalten wir annähernd\* den Primärstrom bei Belastung mit

$$i_1 = 18,82.$$

Wir haben nun folgende Verluste

Primäre Kupferwärme . . . . .	180 Watt
Sekundäre Kupferwärme . . . . .	172 „
Eisenverluste . . . . .	436 „
Insgesamt . . . . .	<u>788 Watt</u>

oder 2,18 % der Leistung. Der Transformator hat also einen Wirkungsgrad von nahezu 98 %.

Die gesammte abkühlende Oberfläche ist 22 000 qcm; es kommen also 28 qcm pro ein Watt Leistungsverlust. Nach Fig. 5 entspricht dieser Abkühlungsfläche, wenn der Transformator von Luft umgeben ist, eine Temperaturerhöhung von 45° C. Unsere oben gemachte Annahme von einer Erwärmung auf 60° C war also richtig und eine Korrektur der Rechnung ist nicht nöthig.

---

\* In Wirklichkeit giebt diese Rechnung einen etwas zu grossen Werth für  $i_1$ , weil der Leerlaufstrom gegen den Primärstrom eine Phasenverschiebung hat. Der durch Vernachlässigung dieses Umstandes in der Berechnung der Kupferwärme gemachte Fehler ist so klein, dass er auf den Wirkungsgrad keinen merkbaren Einfluss hat.

## 200 PS Drehstromgenerator

der Firma Berliner Maschinenbau-Aktien-Gesellschaft vorm. L. Schwartzkopf.

120 Touren p. M.  $\sim = 48$ .

Sternschaltung mit 125 Volt Phasenspannung.

Verkettete Spannung 200 Volt bei 425 Ampère Phasenstrom.

*(Tafel XXIII.)*

Die Maschine hat zwei Kränze von Gleichpolen, die gegeneinander derart versetzt sind, dass die Pole des einen Kranzes den Lücken des anderen gegenüberstehen. Dadurch wird es möglich, eine einzige Wickelung durch beide Anker zu legen, ein Verfahren, das meines Wissens zuerst von Charles Brown bei den Generatoren der Drehstrombahn in Lugano angewendet wurde. Der Vortheil dieser Anordnung liegt darin, dass die beiden Anker nahe zusammengerückt werden können, wodurch sowohl an Eisen als auch an Erregerkupfer gespart wird. Allerdings muss die Erregerspule in das Magnetrad hineinreichen und das letztere kann nicht seitlich herausgezogen werden wie bei der mehr gebräuchlichen Konstruktion einer zwischen den Ankern liegenden Erregerspule. Da man aber doch in den meisten Fällen die Maschine horizontal theilen muss, so ist die horizontale Verschiebbarkeit des Gehäuses oder Magnetrades nicht nothwendig und wegen der dadurch bedingten längeren Grundplatte nicht einmal wünschenswerth. In der vorliegenden Konstruktion ist die Erregerspule mit einem Mittelflansch versehen, der durch entsprechende am äusseren Gehäuse angeschraubte und durch die Wickelung reichende Träger unterstützt wird. Nach Entfernung der oberen Hälfte des Gehäuses kann das Magnetrad mitsammt der Erregerspule senkrecht herausgehoben werden. Die Maschine hat keine Grundplatte, sondern steht auf zwei an das Gehäuse angegossenen Füßen. Die Lager sind an das Gehäuse befestigt. Das Gehäuse sowie der innere Theil des Magnetrades sind aus Gusseisen, die Seitenflächen des Magnetrades sowie die Polklauen aus Stahlfaçonguss hergestellt. Die Wickelung jeder Phase besteht aus 48 Stäben von 210 qmm Querschnitt und hat 0,0054 Ohm Widerstand, sodass bei Vollbelastung ein ohmischer Spannungsabfall von 2,3 V entsteht.

Der Streuungsfaktor ist nach Formel (61) rund 20 0/0. Es ist also nach Formel (60)

$$N = 0,4 N_1.$$

Da das Verhältniss der Polbreite (einschliesslich der Abschattung an den Kanten) zur Theilung 0,8 ist, so gilt der in Tabelle (53) enthaltene Coefficient

$$k = 2,23,$$

und wir haben nach Formel (50) für die Phasenspannung in einem Anker

$$e = 2,23 \times 48 \times N \times 48 \times 10^{-2},$$

wenn N in Einheiten von  $10^6$  eingesetzt wird

$$e = 51,3 N \text{ für einen Anker}$$

$$e = 102,6 N \text{ für die ganze Maschine.}$$

Mit Einführung von  $N_1$  ist die Phasenspannung der Maschine gegeben durch die Gleichung

$$e = 41 N_1.$$

Da in Folge der Streuung 20 0/0 mehr Kraftfluss im Gehäuse und Magnetrad vorhanden ist als bei der Berechnung der EMK nach obiger Formel angenommen wird, so müssen wir, um die wahre Induktion in diesen Theilen zu erhalten, nicht  $N_1$  sondern  $1,2 N_1$  in die Rechnung einführen, oder was auf dasselbe hinauskommt, die wirklichen Querschnitte dieser Theile uns im Verhältniss

$$1 : 1,2$$

also auf 83,5 0/0 reducirt denken und dann den Kraftfluss  $N_1$  ohne Zuschlag in die Rechnung einführen. Die zur Berechnung der Erregung nöthigen Daten sind somit

$$\begin{array}{ccccc} A_g = 280 & A_m = 180 & A_r = 380 & A_x = 210 & A_c = 250 \\ L_g = 40 & L_m = 60 & L_r = 20 & L_x = 7 & 2\delta = 1,4. \end{array}$$

Dabei bedeutet  $A_g$  den Querschnitt des Gehäuses,  $A_m$  jenen der Magnetklauen und  $A_r$  jenen des mittleren Theiles des Magnetrades.

Mit Hilfe dieser Daten kann nun in bekannter Weise die statistische Charakteristik berechnet werden. Es ist nicht nöthig, die Berechnung hier im Einzelnen durchzuführen, weil die durch Versuche an der Maschine selbst abgenommene Charakteristik in Tafel XXIII eingezeichnet ist. Da es aber von Interesse ist zu sehen, in wie weit Uebereinstimmung zwischen Berechnung und Versuch herrscht, so habe ich in der folgenden Tabelle die berechnete und gemessene Erregung für einige Werthe der Phasenspannung zusammengestellt.



Phasenspannung in Volt	Erregung in Ampèrewindungen	
	gemessen	berechnet
50	6 000	5 920
75	9 300	9 300
100	14 000	14 750
125	29 000	25 500.

Wie man sieht, ist die Uebereinstimmung bis zu etwa 100 V gut; für höhere Werthe giebt die Rechnung jedoch zu wenig Erregung. Da bei  $e = 125$  die Induktion im gusseisernen Gehäuse nahezu 11 000 ist, und da bei einer so hohen magnetischen Beanspruchung selbst kleine Aenderungen in der chemischen Zusammensetzung des Materials schon grosse Aenderungen in seiner Permeabilität herbeiführen können, so deutet die Abweichung zwischen dem berechneten und dem gemessenen Werthe von  $X$  darauf hin, dass die in Fig. 6 gegebenen Kurven wenigstens in ihrem oberen Verlauf die magnetischen Eigenschaften der hier verwendeten Art von Gusseisen nicht richtig darstellen.

Zur Berechnung des Spannungsabfalles müssen wir die Werthe  $e_x$ ,  $e_s$  und  $e_w$  bestimmen. Wir setzen einschliesslich der Wirbelstromverluste

$$e_w = 5.$$

Aus Formel (66) finden wir

$$k_g = \frac{1,68}{0,8} \sin 72^\circ$$

$$k_g = 2.$$

Da in dieser Maschine nur ein Stab auf die Spulenseite kommt, so ist

$$q = 1 \text{ und } q_i = 425$$

$$X_g = 850.$$

Nach der auf Tafel XXIII gemachten Angabe ist der Erregerstrom 30 A, die Erregung also

$$X = 21\,000.$$

Bei dieser Erregung ist, wie die Charakteristik zeigt

$$e = 115,5,$$

und eine Gegenerrregung von 850 vermindert die EMK um

$$e_x = 2 \text{ Volt.}$$

Die Erregung für Luft ist 14 000, und davon ist nach der Angabe auf Seite (26) in Formel (71) die Hälfte zu nehmen. Wir haben also

$$e_s = k_s \times \frac{115,5}{7000} \times 425,$$

wobei für  $k_s$  aus Tabelle (73) der Werth

$$k_s = 0,8$$

einzusetzen ist. Das giebt

$$e_s = 5,6 \text{ V und } \sigma = 0,0132.$$

Wir haben also zur Konstruktion eines Diagrammes nach Fig. 25 folgende Daten

$$\overline{OE} = 115,5 \quad \overline{OS} = 7,6 \quad \overline{So} = 5.$$

Die Konstruktion giebt für induktionslose Belastung eine Klemmenspannung von

$$\sqrt{3} \times 110 = 190 \text{ V}$$

und für induktive Belastung mit 80 % Leistungsfaktor eine Klemmenspannung von

$$\sqrt{3} \times 106,5 = 184,5 \text{ V.}$$

Um die vorgeschriebenen 200 V zu erhalten, müssen wir also etwas stärker erregen. Eine einfache Konstruktion zeigt, dass bei

$$\cos \varphi = 0,8 \quad e = 125 \quad X = 29\,000$$

die vorgeschriebene Klemmenspannung von 200 V erreicht wird. Der Spannungsabfall beträgt somit

$$124 \sqrt{3} - 200 = 15 \text{ V}$$

oder nur 7 %, ein sehr geringer Werth. Die beiden eingezeichneten Kurven geben für  $\cos \varphi = 1$  und  $\cos \varphi = 0,8$  die dynamische Charakteristik bei 29 000 Ampèrewindungen Erregung. Eine nach Fig. 26 ausgeführte Konstruktion giebt jedoch einen viel grösseren Werth für den Kurzschlussstrom als der durch den Versuch gefundene Werth von

$$i_s = 2650 \text{ A.}$$

Es zeigt das, dass diese Konstruktion bei abnormalen Verhältnissen nicht mehr angewendet werden kann. Ein solches abnormales Verhältniss ist im vorliegenden Fall

die geringe radiale Tiefe des Ankers zwischen den Stäben und dem äusseren Gehäuse. Bei einer Stromstärke von einigen Tausend Ampère tritt wegen dieser geringen Tiefe jedenfalls ein wechselnder Kraftfluss auch in das Gehäuse ein und verursacht daselbst Wirbelströme, deren Wirkung die gleiche ist, als ob der Widerstand des Ankers erhöht worden wäre. Die in der Formel (77) mit  $e_s$  bezeichnete EMK muss also nicht nur die wirklich vorhandene EMK der Selbstinduktion, deren Werth  $\sigma i$  ist, überwinden, sondern auch den in Folge des erhöhten Widerstandes ziemlich bedeutenden ohmischen Spannungsverlust. Wie gross dieser ist, entzieht sich der Berechnung. Der Versuch zeigt aber, dass trotz dieses Anwachsens der ohmischen Verluste der Kurzschlussstrom immer noch das 6 fache des normalen Stromes ist.

---



## 800 Ampère Doppelzellenschalter

für 19 Kontakte mit variablem Zwischenwiderstand und Funkenentziehung.

**Konstruiert und gebaut von Dr. Paul Meyer, Berlin.**

*(Tafel XXIV.)*

Beim Gebrauch von Sammlerbatterien muss die Anzahl in den Stromkreis eingeschalteter Zellen je nach dem Zustand der Batterie, und je nachdem geladen oder entladen wird, veränderlich sein. Zu diesem Zwecke werden von einer Anzahl Zellen an einem Ende der Batterie Verbindungen nach dem Schaltapparat geführt und es wird die Anzahl der eingeschalteten Zellen durch entsprechende Einstellung des Schaltkontaktes nach Bedarf verändert. Will man gleichzeitig laden und Strom in die Verbrauchsleitung schicken, so muss man, wie im vorliegenden Falle geschehen ist, den Schaltapparat doppelt anordnen. Dabei wird die in dem Schema eingezeichnete »Ladeschiene« mit einer Klemmschraube der Stromquelle verbunden und das entgegengesetzte Ende der Batterie mit der anderen Klemmschraube. An letztere ist auch der eine Pol der Verbrauchsleitung angeschlossen, während ihr anderer Pol mit der »Entladeschiene« verbunden ist. Man kann nun durch entsprechende Einstellung des Ladekontaktes und des Entladekontaktes einerseits die Ladestromstärke, andererseits die Spannung im Verbrauchsstromkreise beliebig regeln.

In der vorliegenden Anordnung des Schalters sind die 19 Kontaktschienen beiden Schaltern gemein und mit isolirenden Zwischenstücken nebeneinander angeordnet. Zur Verschiebung jedes Kontaktstückes dient eine Schraubenspindel, welche von Hand gedreht wird. Damit der Kontakt nicht zwei benachbarte Querschienen gleichzeitig berühren kann, ist die isolirende Einlage etwas breiter gehalten als das Kontaktstück, und um eine falsche Einstellung zu verhüten, ist die im Längsschnitt gezeichnete Vorrichtung angebracht. Auf der Schraubenspindel sitzt ein kleines Zahnrad, das in ein zweites Zahnrad von doppeltem Durchmesser eingreift. Das zweite Rad wird durch einen federnden Bolzen in der richtigen Stellung festgehalten. Will man den Kontakt verstellen, so zieht man zunächst den Bolzen zurück und dreht dann die Kurbel. Hat man den Bolzen inzwischen losgelassen, so schnappt er nach zweimaliger Drehung der Kurbel wieder ein und arretirt die Schraube genau in dem Augenblick, in welchem

der Kontakt über der nächsten Schiene steht. Will man den Schalter über mehrere Kontakte auf einmal bewegen, so kann man durch Drehung des Bolzens denselben in der zurückgezogenen Stellung arretieren.

Damit nun beim Uebergang von einem Kontakt zum nächsten der Stromkreis nicht unterbrochen wird, ist ein zweiter oder Hilfskontakt neben dem Hauptkontakt und zwar an demselben, aber isolirt, angebracht, wie das der Längsschnitt durch die Schraubenmutter rechts auf Tafel XXIV zeigt. Dieser Kontakt berührt die unteren Querschiene, nicht aber die obere Längsschiene. Er ist jedoch mit dem Hauptkontakt durch eine Widerstandspirale verbunden, so dass, wenn der Hauptkontakt auf einem Isolirstreifen steht, der Strom von der nächsten Querschiene durch die Widerstandspirale in die Längsschiene gelangt. Die Zeichnung zeigt eine Spirale auf jeder Seite des Hauptkontaktes. Die eine ist permanent angeschlossen; die andere ist jedoch nur mit dem Hauptkontakt fest verbunden; mit dem Nebenkontakt wird sie erst durch Einsetzen der kleinen Schraube (siehe Grundriss) in leitende Verbindung gebracht. Der Zweck dieser Einrichtung ist, den Widerstand zwischen Haupt- und Nebenkontakt ändern zu können.

Zwischen den unteren Federn der Haupt- und Nebenkontakte sind dünne Kontaktfedern angebracht, die jedoch etwas breiter als die Haupt- und Neben-Kontaktfedern selbst sind. In Folge dessen kann ein Funke nur an diesen Zusatzfedern auftreten. Die Zusatzfedern berühren nicht die Querschiene selbst, sondern kleine, in dieselben eingeschraubte Metallstücke, welche, wie die Zusatzfedern selbst, leicht ausgewechselt werden können.

Die Kontaktfläche ist 335 qcm; die Stromstärke pro qcm ist also 24 A, was noch unter der in Formel (22) für federnde lamellierte Schleifkontakte gegebenen Grenze liegt.

# 16 Kwt Transformator.

konstruiert von

**E. G. Fischinger**

für die Aktiengesellschaft Elektrizitätswerke (vorm. O. L. Kummer & Co.), Dresden.

Umsetzungsverhältniss 1430 Volt auf 170 Volt.

(Tafel XXV.)

Der Transformator ist für eine Frequenz von der Grössenanordnung

$$\sim = 50$$

bestimmt, kann aber natürlich auch ohne merklichen Unterschied in Bezug auf Erwärmung und Wirkungsgrad bei einer etwas grösseren oder kleineren Frequenz verwendet werden. Wir wollen, um den Arbeitszustand zu untersuchen, die Annahme machen, dass die Primärspannung von 1430 V bei allen Belastungen von 0 bis 16 Kwt erhaltlich ist und die Frequenz 50 beträgt.

Es ist zunächst der Hysteresisverlust zu berechnen. Das geschieht nach den Kurven in Fig. 1, wobei wir »sehr gutes« Eisen voraussetzen, also die untere der beiden Kurven benutzen. Zur Berechnung müssen wir die Induktion und das derselben ausgesetzte Eisengewicht kennen. Das gesammte Eisengewicht berechnet sich aus den Dimensionen zu 225 kg, wovon etwa 215 kg als der Induktion ausgesetzt hier in Betracht kommen. Die Induktion finden wir aus dem Eisenquerschnitt, den Wickelungsdaten und der Spannung. Bekannt ist nur die primäre Klemmenspannung, während für den Kraftfluss nicht diese, sondern die in den Spulen inducirte EMK maassgebend ist. Letztere können wir jedoch mit genügender Annäherung berechnen, wenn wir die in der Primärspule inducirte EMK gleich der Differenz zwischen Klemmenspannung und ohmischem Spannungsverlust setzen. Genau ist diese Art der Berechnung allerdings nicht, weil die Phase des Spannungsverlustes nicht mit jener der Klemmenspannung übereinstimmt. Der Fehler ist jedoch klein. Den Primärstrom können wir auch vorläufig nur annähernd bestimmen. Nehmen wir an, dass der Transformator sekundär 94 A abgeben soll und dass der Wirkungsgrad 95% ist, so ist der Primärstrom annähernd

$$i_1 = 94 \times \frac{1}{0,95} \times \frac{94}{800}$$

wobei 94 : 800 das Wickelungsverhältniss ist. Wir haben also

$$i_1 = 11,6.$$

Den Widerstand der Primärwicklung im warmen Zustand berechnen wir aus den auf Tafel XXV angegebenen Daten zu

$$W_1 = 1,17.$$

Es ist mithin der ohmische Spannungsabfall in der Primärwicklung

$$11,6 \times 1,17 = 13,6.$$

Die in der Primärwicklung inducirte EMK ist annähernd

$$1430 - 13,6 = 1416,4 \text{ V.}$$

Wir haben also nach Formel (14)

$$1416,4 = 4,44 \times 50 \times N \times 800 \times 10^{-2},$$

wenn N in Einheiten von  $10^6$  ausgedrückt wird

$$N = 0,795.$$

Aus der Zeichnung entnehmen wir den Querschnitt des Kernes mit 170 qcm und erhalten somit

$$B = 4670.$$

Bei dieser Induktion ist der Verlust pro kg Eisen bei 100 Perioden 1,62 und bei 50 Perioden 0,81 Watt. Wir verlieren also bei 215 kg Eisen 174 Watt. Dazu kommt noch der Verlust durch Wirbelströme, den wir nach Formel (13) berechnen.

Bei einer Blechstärke von 0,5 mm haben wir

$$P_v = 0,19 (0,5 \times 0,5 \times 4,67)^2 \times 215 = 55 \text{ Watt.}$$

Im Ganzen sind also die

$$\text{Eisenverluste} = 229 \text{ Watt.}$$

Der sekundäre Widerstand ist aus den auf Tafel XXV gemachten Angaben

$$W_2 = 0,0131,$$

und der Verlust bei 94 A ist 1,23 V. Wir finden nun bei einer induktionslosen Belastung von 16 Kwt folgende Verluste

Eisenverluste . . . . .	229 Watt,
Kupferwärme primär . . . . .	157 „ ,
Kupferwärme sekundär . . . . .	116 „ ,
Insgesamt	502 Watt



oder 3,1% der Leistung und nicht 5% wie wir oben angenommen hatten. Es wird also der Primärstrom etwas kleiner ausfallen als 11,6 A; eine Korrektur der obigen Rechnung ist jedoch nicht nöthig, weil der Einfluss des ohmischen Spannungsabfalles auf B und mithin auf den Eisenverlust, um den es sich hier in erster Linie handelt, verschwindend klein ist. Auch die Korrektur in der primären Kupferwärme ist unbedeutend. Sie beträgt etwa 2 Watt, hat also keinen merklichen Einfluss auf die Berechnung des Wirkungsgrades.

Bei Leerlauf ist das Verhältniss der Klemmenspannungen gleich jenem der Windungszahlen. Wir haben also

$$e_2 = e_1 \frac{94}{800}$$

$$e_2 = 168,$$

also etwas weniger als den auf der Zeichnung in runden Zahlen angegebenen Werth. Bei Belastung ist die sekundäre Klemmenspannung natürlich noch etwas kleiner. Ihre Bestimmung geschieht folgendermassen. Zunächst berechnen wir den sogenannten induktiven Spannungsabfall nach der Formel

$$e_s = \frac{e_1}{100} 0,176 \frac{X}{N} \left( b + \frac{a}{3} \right) \pi.$$

Dabei bedeutet  $e_s$  jene Spannung, welche bei kurzgeschlossener Sekundärwicklung an die Primärklemmen angelegt, den normalen Strom durch die Primärspule treibt. Bei fertigen Transformatoren kann natürlich  $e_s$  durch einen sehr einfachen Versuch ermittelt werden; die Formel soll aber dazu dienen, diesen Werth im Voraus zu bestimmen. X ist das Mittel aus der Zahl der primär und sekundär auf einen magnetischen Kreis wirkenden Ampèrewindungen, ausgedrückt in Einheiten von 1000. In diesem Falle ist

$$X = \begin{cases} 11,6 \times 800 = 9280 & \text{primär} \\ 94 \times 94 = 8860 & \text{sekundär.} \end{cases}$$

Die primären Ampèrewindungen sind natürlich immer etwas grösser, weil die Verluste durch den Primärstrom gedeckt werden müssen. Das Mittel aus beiden Zahlen ist

$$X = 9070.$$

N ist der Kraftfluss in Einheiten von  $10^6$ , b ist der Abstand von Kupfer zu Kupfer zwischen der Primär- und Sekundärspule, a ist das Mittel der Wickelungstiefen beider Spulen, l ist ihre Länge, und  $\pi$  ist der Perimeter des Isolirraumes zwischen beiden Spulen. Alle Längen sind in cm auszudrücken. Aus der Zeichnung entnehmen wir

$$b = 0,6 \quad a = 2,4 \quad l = 35 \quad \pi = 73.$$

Es ist also der procentuale Werth des induktiven Spannungsabfalles bezogen auf die sekundäre Klemmenspannung

$$0,176 \times \frac{9,07}{0,795} \left( \frac{0,6 + 0,8}{35} \right) 73 = 5,8\%$$

oder

$$0,058 \times 168 = 9,7 \text{ V.}$$

Der ohmische Leistungsverlust beider Wickelungen zusammen ist nach Obigem 273 Watt. Bezogen auf die Sekundärwicklung, entspricht das einem Spannungsabfall von

$$\frac{273}{94} = 2,9 \text{ V oder } 1,72\%$$

Wir haben jetzt alle Daten, um mit Hilfe eines Diagramms, das ähnlich wie Fig. 25 gezeichnet wird, die sekundäre Klemmenspannung für jeden Arbeitszustand zu bestimmen. Zum Unterschied von dem Diagramm für Generatoren zeichnen wir jenes für Transformatoren mit dem Kreisbogen nach unten. Wir machen also in Fig. 54

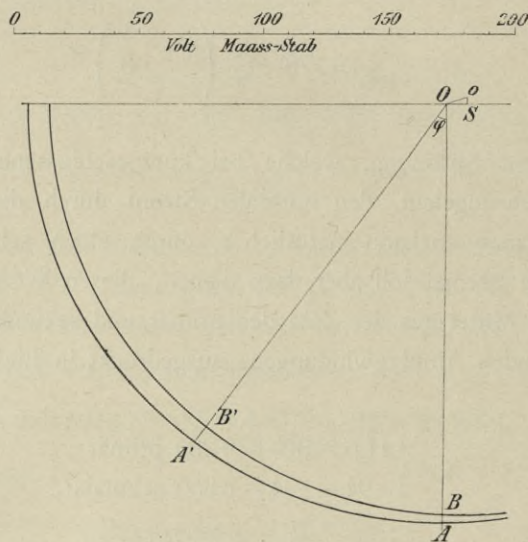


Fig. 54.

O A gleich der sekundären Klemmenspannung bei Leerlauf, O S gleich dem induktiven Spannungsabfall und S o gleich dem ohmischen Spannungsabfall oder für 94 A Sekundärstrom

$$O A = 168 \quad O S = 9,7 \quad S o = 2,9.$$

Dann finden wir aus dem Diagramm für induktionslose Belastung einen Spannungsabfall von 3 V und für induktive Belastung mit

$$\cos \varphi = 0,8$$

einen Spannungsabfall von 8 V. Für andere Werthe des Sekundärstromes ergibt dieselbe Konstruktion die entsprechenden Werthe des Spannungsabfalles. Zu bemerken ist dabei, dass die Strecke  $Oo$  dem Sekundärstrom proportional ist, also die Mittelpunkte aller Kreise auf  $Oo$  oder der Verlängerung dieser Linie liegen. Auf diese Weise kann man die zur Aufzeichnung der Charakteristik des Transformators nöthigen Werthe erhalten. Diese Kurve stellt die Abhängigkeit der sekundären Klemmenspannung von der Stromstärke dar, wobei Phasenverschiebung, Periodenzahl und primäre Klemmenspannung als konstant angesehen werden. Die Konstruktion giebt in diesem Falle für

	$\cos \varphi = 1$	$\cos \varphi = 0,8$
Sekundäre Klemmenspannung bei $i_2 = 0$ . . .	168	168
„ „ „ $i_2 = 47$ . . .	166,5	163,5
„ „ „ $i_2 = 94$ . . .	165	160
„ „ „ $i_2 = 188$ . . .	161	151.

Bei normalem Strom ist also der Spannungsabfall bei induktionsloser Belastung (z. B. durch Glühlampen) unter 2 0/0, und selbst bei induktiver Belastung (z. B. durch Bogenlampen) ist er unter 5 0/0, ein äusserst günstiges Resultat, welches zum Theil dem kleinen ohmischen Widerstand der Wicklung und zum Theil ihrer engen Uebereinanderlage und der geringen Wicklungstiefe zuzuschreiben ist. Dieses nahe Uebereinanderlagern beider Wicklungen ist aber durch die oben rechts auf Tafel XXV in vergrössertem Maassstabe gezeichnete Art der Isolirung praktisch möglich gemacht. Will man die Spulen herausziehbar anordnen, so muss man zwischen denselben etwas mehr Raum geben, das heisst  $b$  grösser machen. Dadurch wird natürlich auch der induktive Spannungsabfall grösser.

Die Primärspulen sind von der mittleren Scheidewand aus nach rechts und links gewickelt und zwar enthält jede Seite 5 Lagen mit 18 und eine mit 10 Windungen. In Folge dieser Anordnung befinden sich zwischen übereinander liegenden Drähten höchstens 36 Windungen und die Potentialdifferenz kann

$$\frac{36}{800}$$

von der Klemmenspannung, das ist rund 65 V, nicht übersteigen. Diese Wicklungsmethode hat auch den Vortheil, dass Anfang und Ende des Drahtes aussen liegen.

Bei den Sekundärspulen, die nur an einem Ende zugänglich sind, ist die gleiche Wicklungsmethode nicht anwendbar. Es ist das aber auch bei der kleineren Spannung nicht nöthig. Natürlich muss die Anzahl der Lagen eine gerade Zahl sein, damit Anfang und Ende des Drahtes an der gleichen Stirnfläche der Spule zu liegen kommen. In diesem Transformator hat jede Sekundärspule 3 Lagen von 24 und eine Lage von 22 Windungen. Die grösste Potentialdifferenz, die zwischen übereinander liegenden Drähten auftreten kann, ist also die Hälfte der Klemmenspannung oder rund 85 V.

Die Untertheilung der Sekundärwicklung in 4 Spulen bietet die Annehmlichkeit, dass man dünnen Draht verwenden und deshalb die Spulen auf einer leichten Drehbank wickeln kann; nebenbei aber auch den Vortheil, dass man den Transformator für ein Dreileitersystem mit einer Spannung zwischen den Aussenleitern verwenden kann, welche das Zweifache der sekundären Klemmenspannung beträgt. Dabei muss zur Vermeidung der Rückwirkung des einen Zweiges auf den andern die Spule oben rechts und unten links auf die eine Hälfte des Systems und die Spule oben links und unten rechts auf die andere Hälfte des Systems geschaltet werden.

Schliesslich sei noch auf die sehr zweckmässige Konstruktion dieses Transformators in mechanischer Beziehung aufmerksam gemacht. Die oberen und unteren Gehäuse aus Gusseisen bilden die Träger für die Jochstücke, welche darin fest eingeklopft und nachher an der Oberfläche auf der Fräsemaschine bearbeitet werden. Die Kerne haben kreuzförmigen Querschnitt, wodurch an den vier Ecken vertikale Schächte entstehen, von welchen die zwei äusseren unten und oben offen sind. Diese Schächte wirken wie Schornsteine, wobei die Luft durch entsprechende Oeffnungen im unteren Gehäuse ein- und im oberen austritt und auf diese Weise eine energische Kühlung des Kernes und der Spulen bewirkt.







# Tafeln

zu

## Elektromechanische Konstruktionen

von

**Gisbert Kapp.**



- | Tafel  | Tafel   |
|--|---|
| I. 100 Kwt Drehstrom-Generator.  | XIV. 624 Kwt Gleichstrom-Dynamo der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.   |
| II. 100 Kwt Drehstrom-Generator.   | XV. 210 Kwt Drehstrom-Generator der Cie. de Fives-lille, Paris.   |
| III. 60 Kwt Wechselstrom-Maschine mit Flachringanker.  | XVI. 200 Kwt Drehstrom-Generator der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.  |
| IV. Flachringanker einer 60 Kwt Wechselstrom-Maschine und Erregermaschine für dieselbe.  | XVII. 200 Kwt Drehstrom-Generator der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.   |
| V. 100 Kwt Bahn-Generator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.  | XVIII. 75 PSDrehstrom-Motor der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.   |
| VI. Strassenbahn-Motor der Maschinenfabrik Oerlikon für 1 m Spurweite.   | XIX. 150 Kwt Einphasen-Generator der Firma Crompton & Co., London.  |
| VII. 72 Kwt Gleichstrom-Dynamo der Firma Gebrueder Naglo, Berlin.  | XX. 3,75 Kwt Gleichstrom-Dynamo der Firma Siemens & Halske, Aktien-Gesellschaft, Berlin.  |
| VIII. 48 Kwt Gleichstrom-Dynamomaschine, konstruirt von E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden.         | XXI. 500 Kwt Wechselstrom-Generator der Firma Ganz & Comp., Budapest.   |
| IX. Wechselstrom-Generator mit zwei Stromkreisen, konstruirt v. E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden. | XXII. 36 Kwt Transformator, konstruirt von G. Magnus.   |
| X. 22,5 Kwt Gleichstrom-Dynamo der Firma Elektrizitäts-Aktiengesellschaft vorm. Schuckert & Co., Nürnberg.   | XXIII. 200 PS Drehstrom-Generator der Firma Berliner Maschinenbau-Aktiengesellschaft vorm. L. Schwartzkopff, Berlin.  |
| XI. 200 Kwt Bahn-Generator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.   | XXIV. 800 Ampère Doppel-Zellenschalter für 19 Kontakte mit variablem Zwischenwiderstand und Funkenentziehung, konstruirt und gebaut von Dr. Paul Meyer, Berlin. |
| XII. 200 Kwt Bahn-Generator der Union Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.  | XXV. 16 Kwt Transformator der Aktien-Gesellschaft Elektrizitätswerke vorm. O. L. Kummer & Co., Dresden, konstruirt von E. G. Fischinger.                        |
| XIII. 624 Kwt Gleichstrom-Dynamo der Allgemeinen Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.   |   |

Akc. Nr. 488 152

Verlag von Julius Springer in Berlin und R. Oldenbourg in München.



*Handwritten:*  
No 14  
41



W. 18141



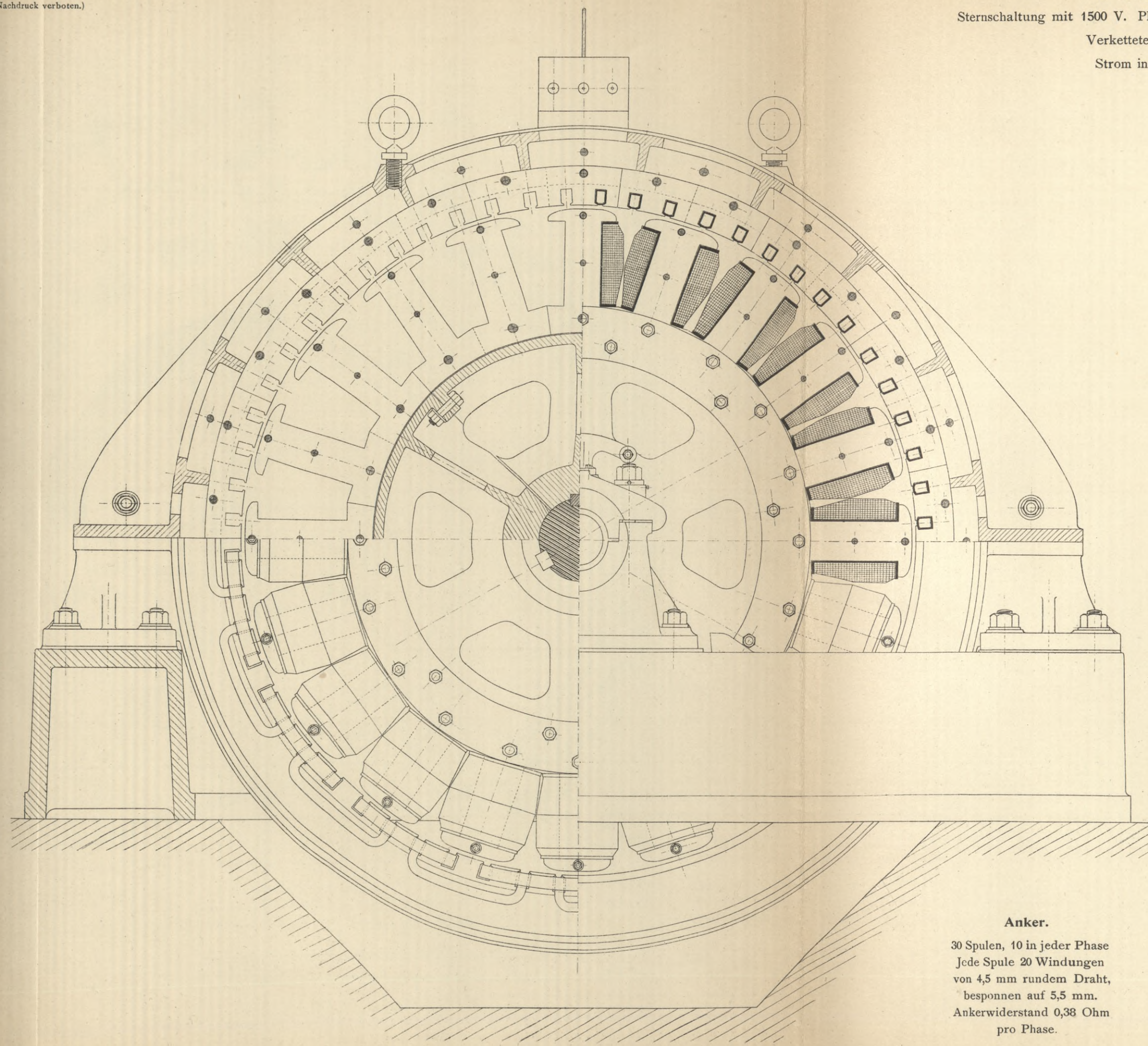
### 100 Kwt. Drehstrom-Generator.

300 Touren p. M.  $\sim = 50$ .

Sternschaltung mit 1500 V. Phasenspannung bei offenem Stromkreise.

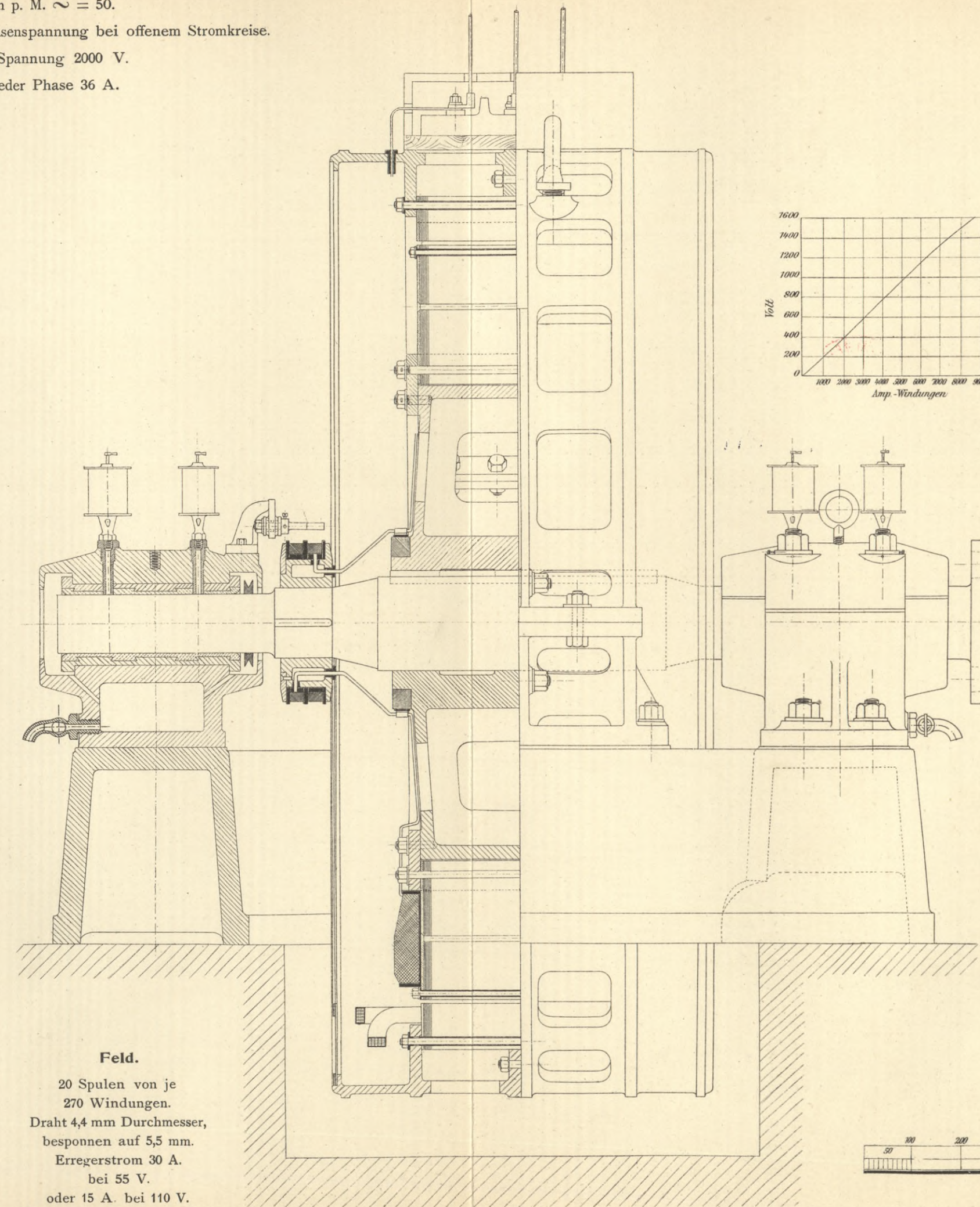
Verkettete Spannung 2000 V.

Strom in jeder Phase 36 A.



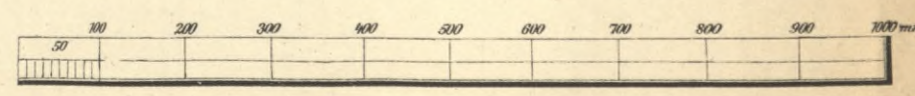
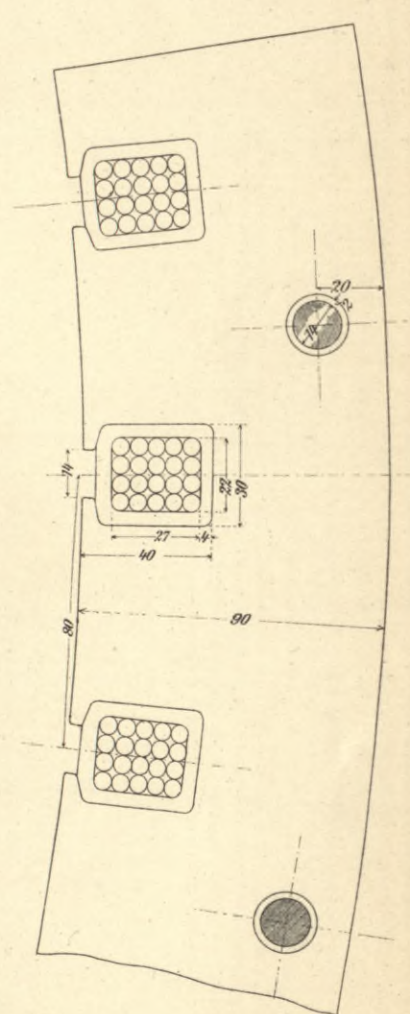
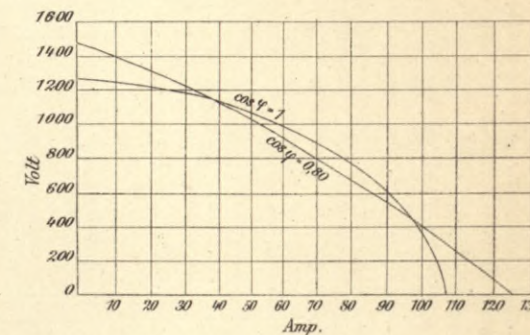
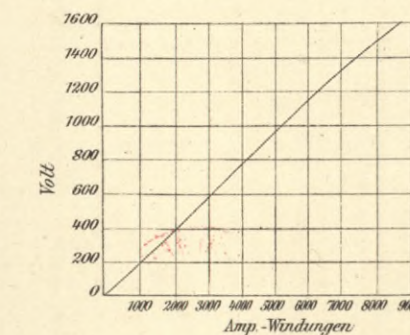
#### Anker.

30 Spulen, 10 in jeder Phase  
 Jede Spule 20 Windungen  
 von 4,5 mm rundem Draht,  
 besponnen auf 5,5 mm.  
 Ankerwiderstand 0,38 Ohm  
 pro Phase.



#### Feld.

20 Spulen von je  
 270 Windungen.  
 Draht 4,4 mm Durchmesser,  
 besponnen auf 5,5 mm.  
 Erregerstrom 30 A.  
 bei 55 V.  
 oder 15 A. bei 110 V.  
 Effektverbrauch 1650 Watt.





100 Kwt. Drehstrom-Generator.

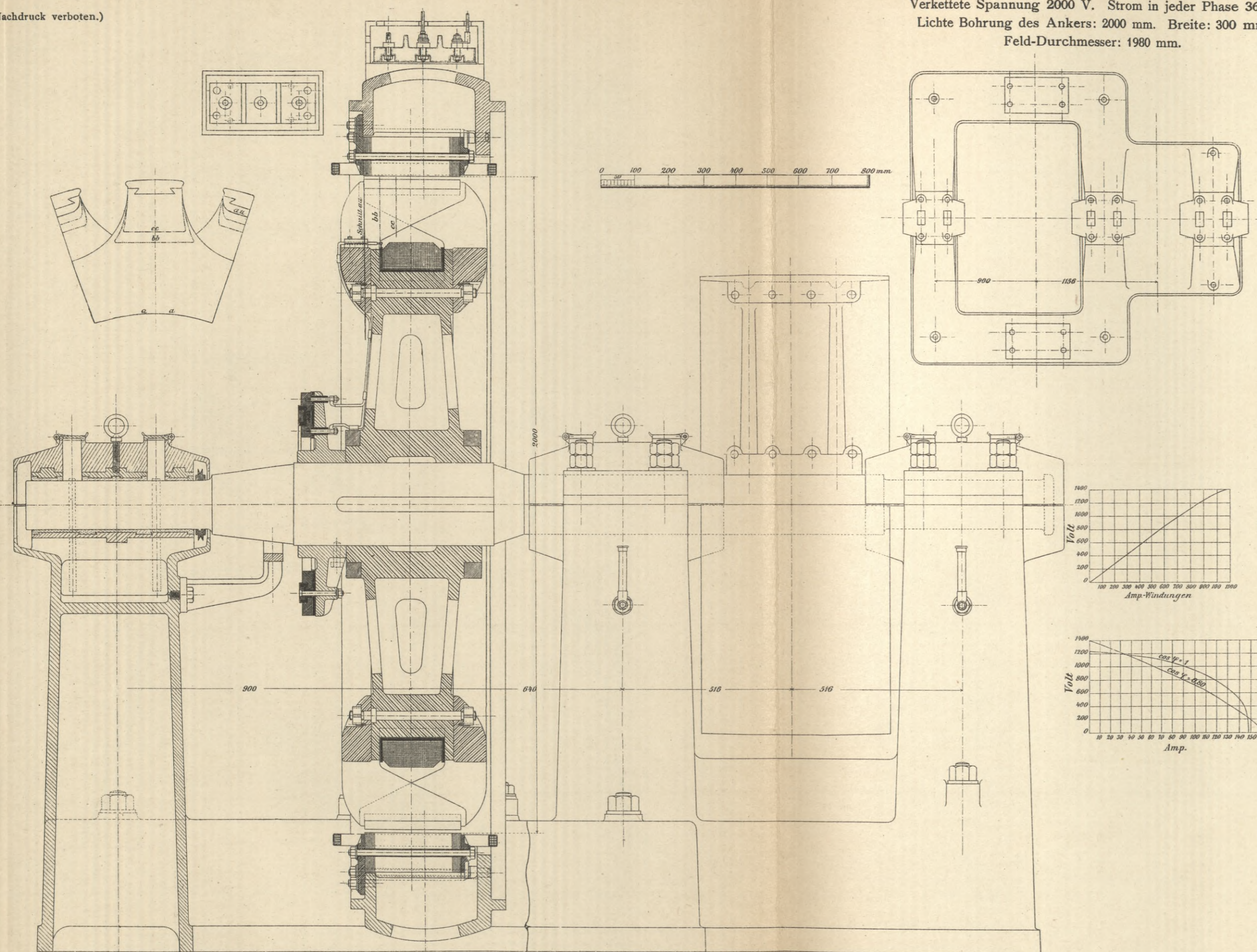
300 Touren p. M.  $\sim = 50$ .

Sternschaltung mit 1400 V. Phasenspannung bei offenem Stromkreis.

Verkettete Spannung 2000 V. Strom in jeder Phase 36 A.

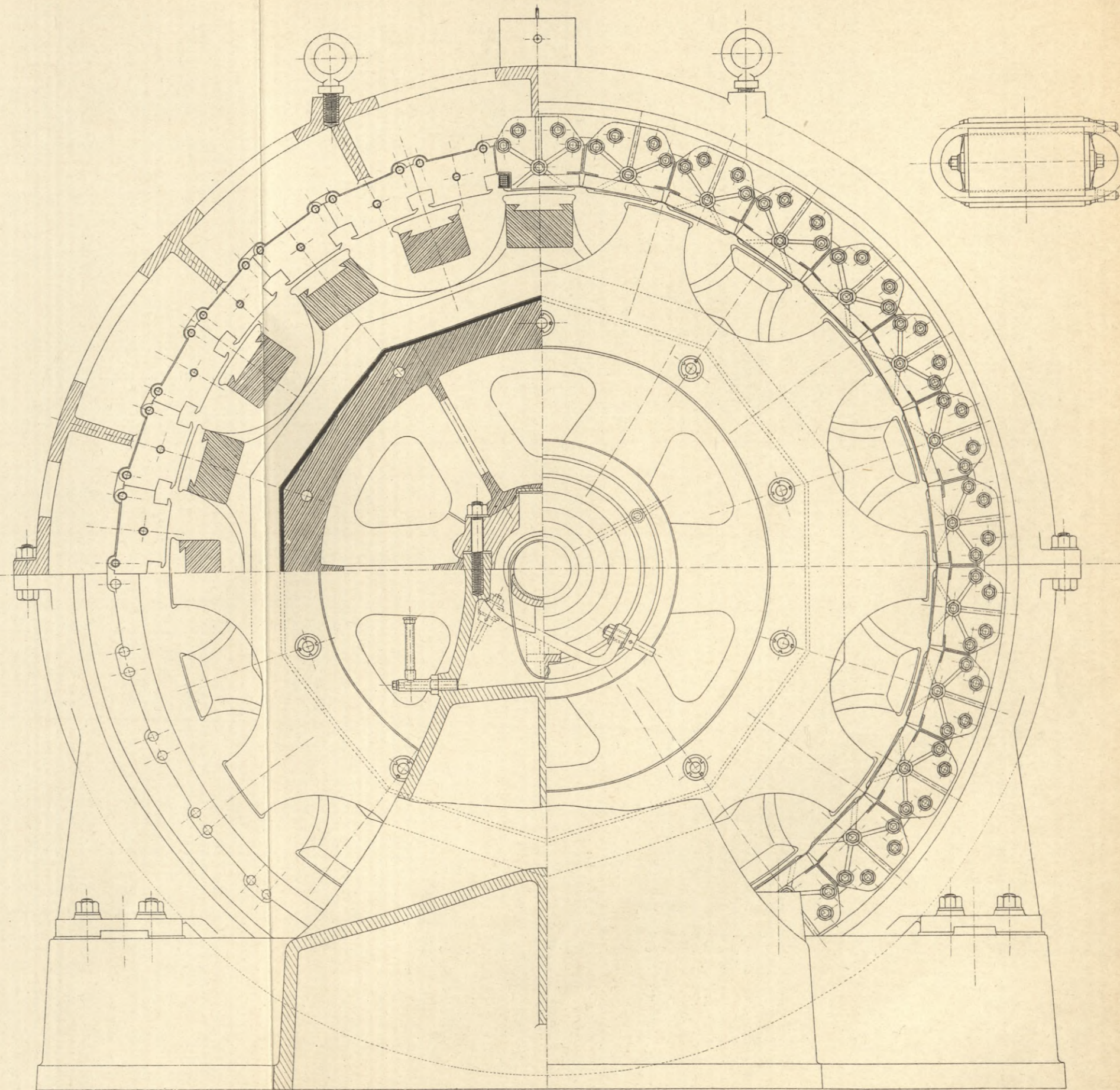
Lichte Bohrung des Ankers: 2000 mm. Breite: 300 mm.

Feld-Durchmesser: 1980 mm.



Anker.

30 Spulen, 10 in jeder Phase. Jede Spule 20 Windungen von  $4 \times 6$  mm rechteckigem Draht, besponnen auf  $4,75 \times 6,75$  mm. Ankerwiderstand 0,19 Ohm pro Phase.



Feld.

Eine Spule von 500 Windungen. Draht 4,3 mm, besponnen auf 5,2 mm. Erregerstrom 22 A. bei 65 Volt. Effektverbrauch 1430 Watt.



### 60 Kwt. Wechselstrom-Maschine mit Flachringanker.

500 Touren p. M.  $\omega = 58,3$   
2000 Volt 30 Ampere  $\delta = 14$  mm.

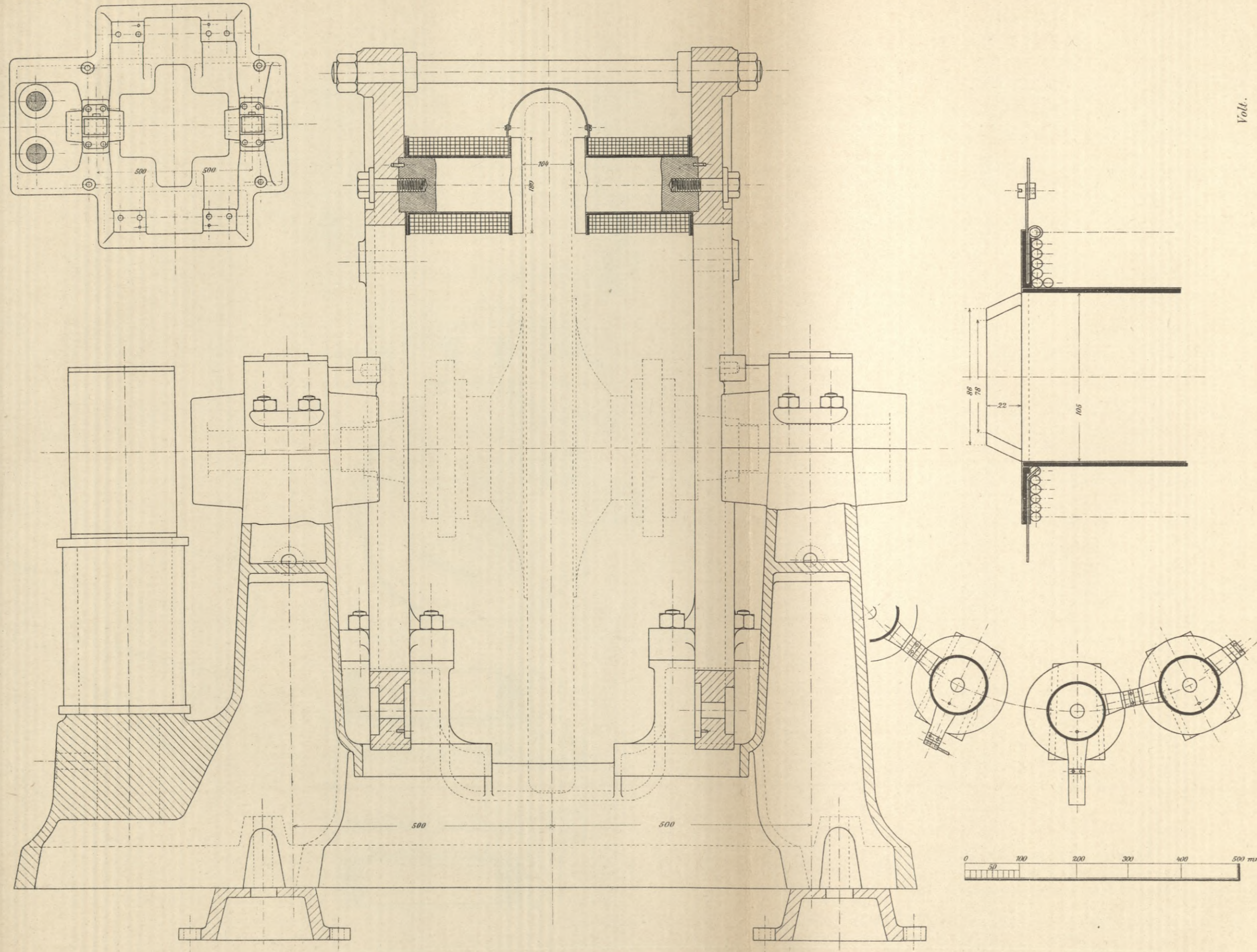
Elektromechanische Konstruktionen

zusammengestellt

von

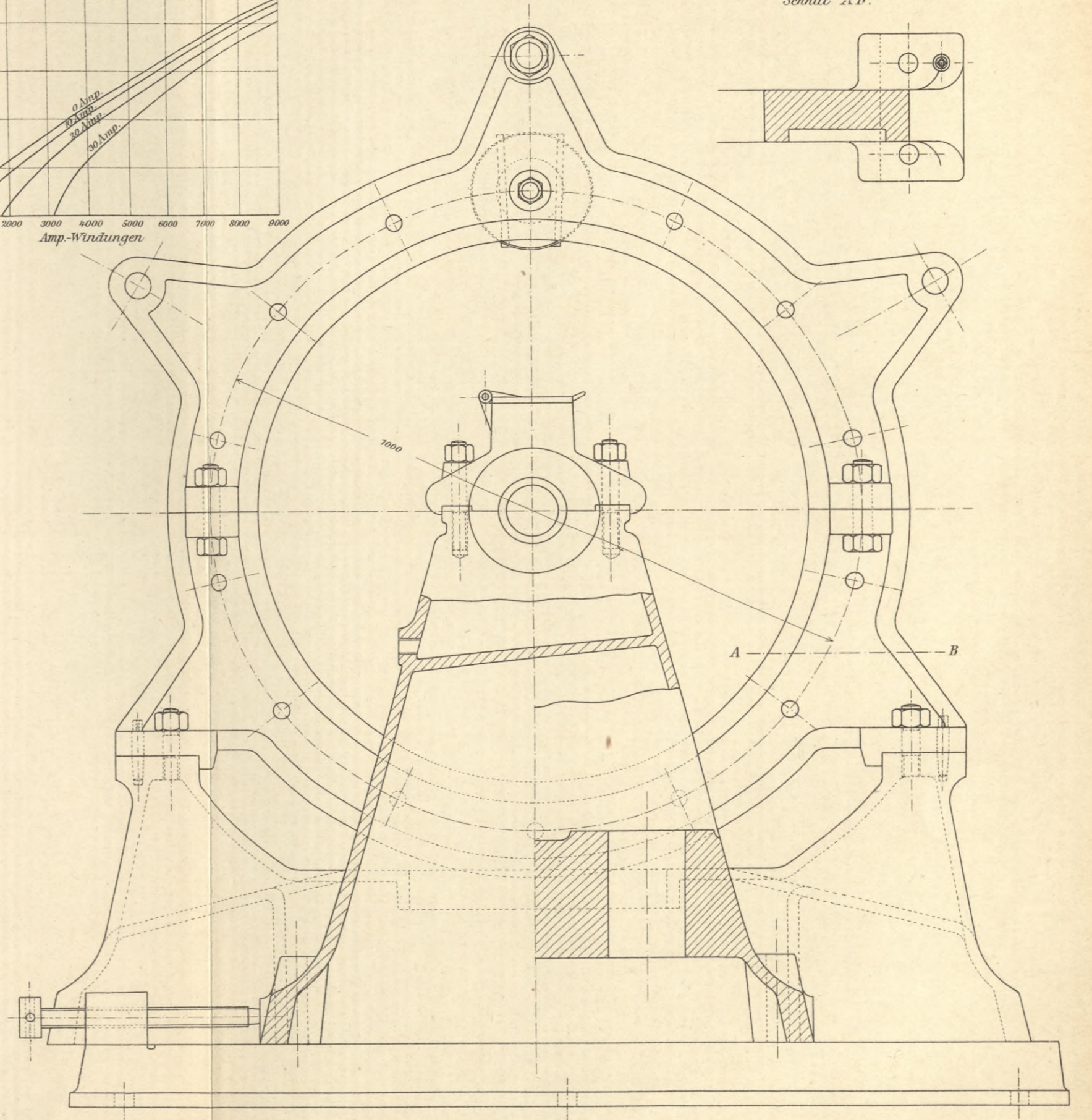
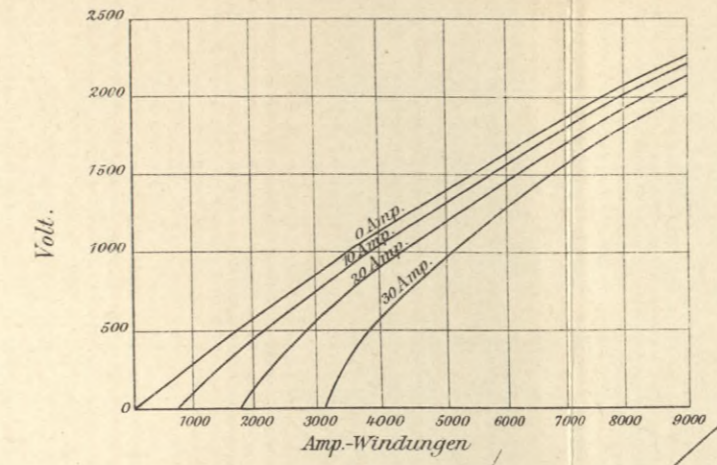
Gisbert Kapp.

(Nachdruck verboten.)



**Anker.**

14 Spulen in Serienschaltung; zwei Lagen von 40 und 39 Windungen per Spule. Gesamtzahl der Ankerwindungen 1106. Gesamte Drahtlänge 800 m. Runder Draht 3 mm Durchmesser besponnen auf 3,5 mm.



**Feld.**

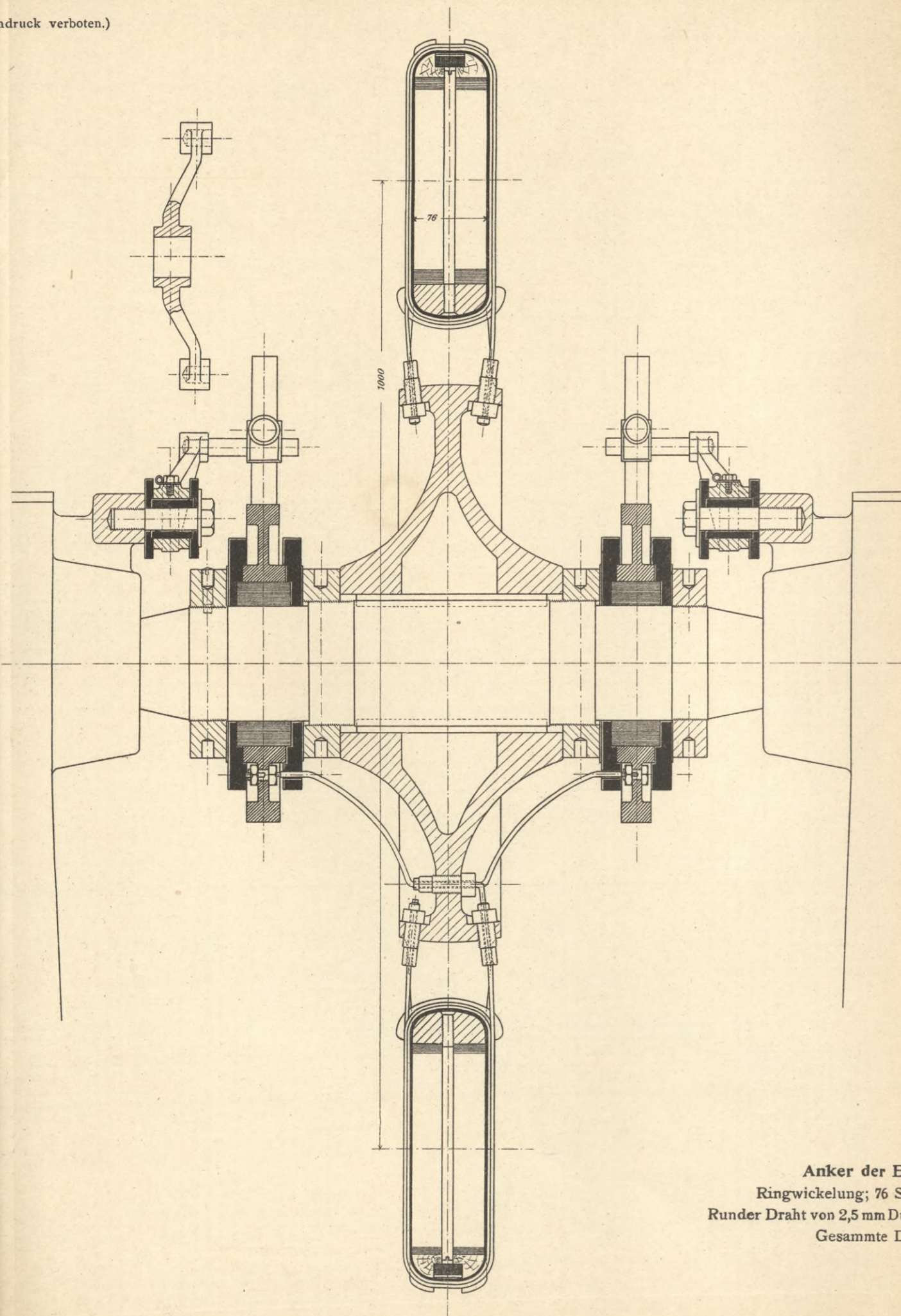
14 Pole auf jeder Seite. Magnetkerne bewickelt mit rundem Draht von 5 mm Durchmesser besponnen auf 5,8 mm. 6 Lagen von 31 Windungen. Im Ganzen 186 Windungen. Gesamte Drahtlänge 90 m.



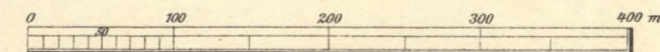
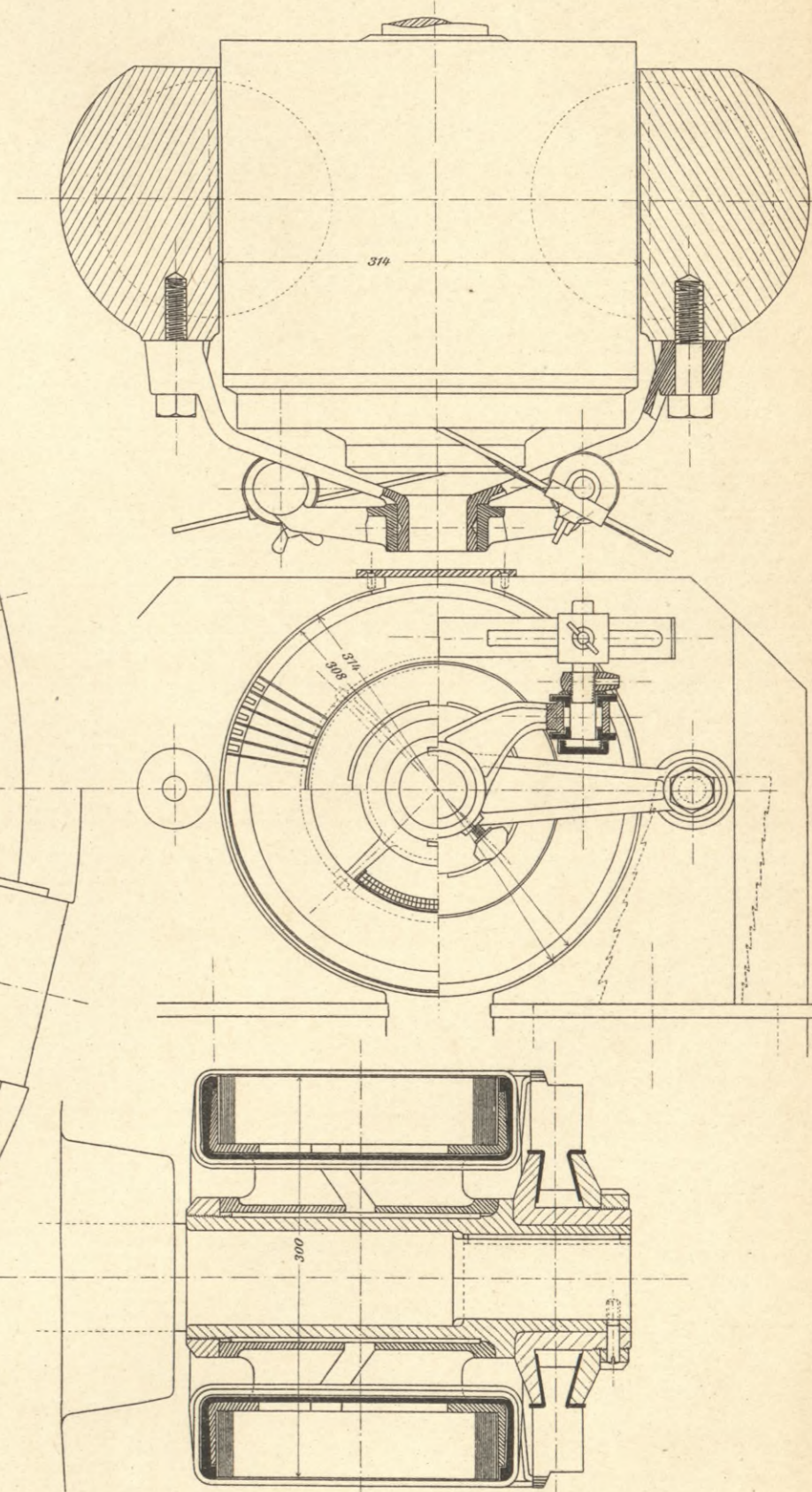
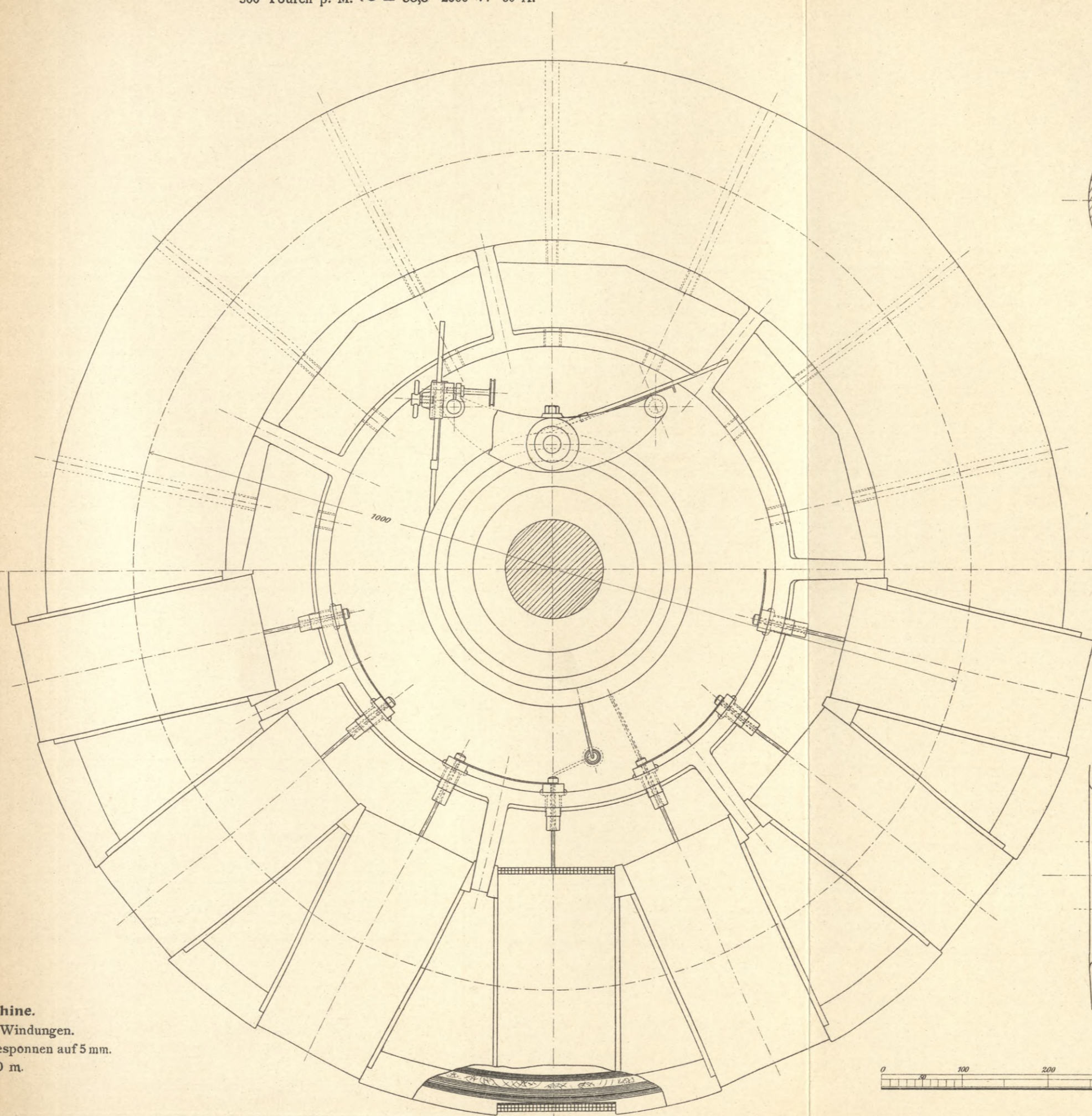
Flachringanker einer 60 Kwt. Wechselstrom-Maschine

und Erregermaschine für dieselbe.

500 Touren p. M.  $\approx$  58,3 2000 V. 30 A.



Anker der Erregermaschine.  
Ringwicklung; 76 Spulen von 4 Windungen.  
Runder Draht von 2,5 mm Durchmesser besponnen auf 5 mm.  
Gesamte Drahtlänge 200 m.



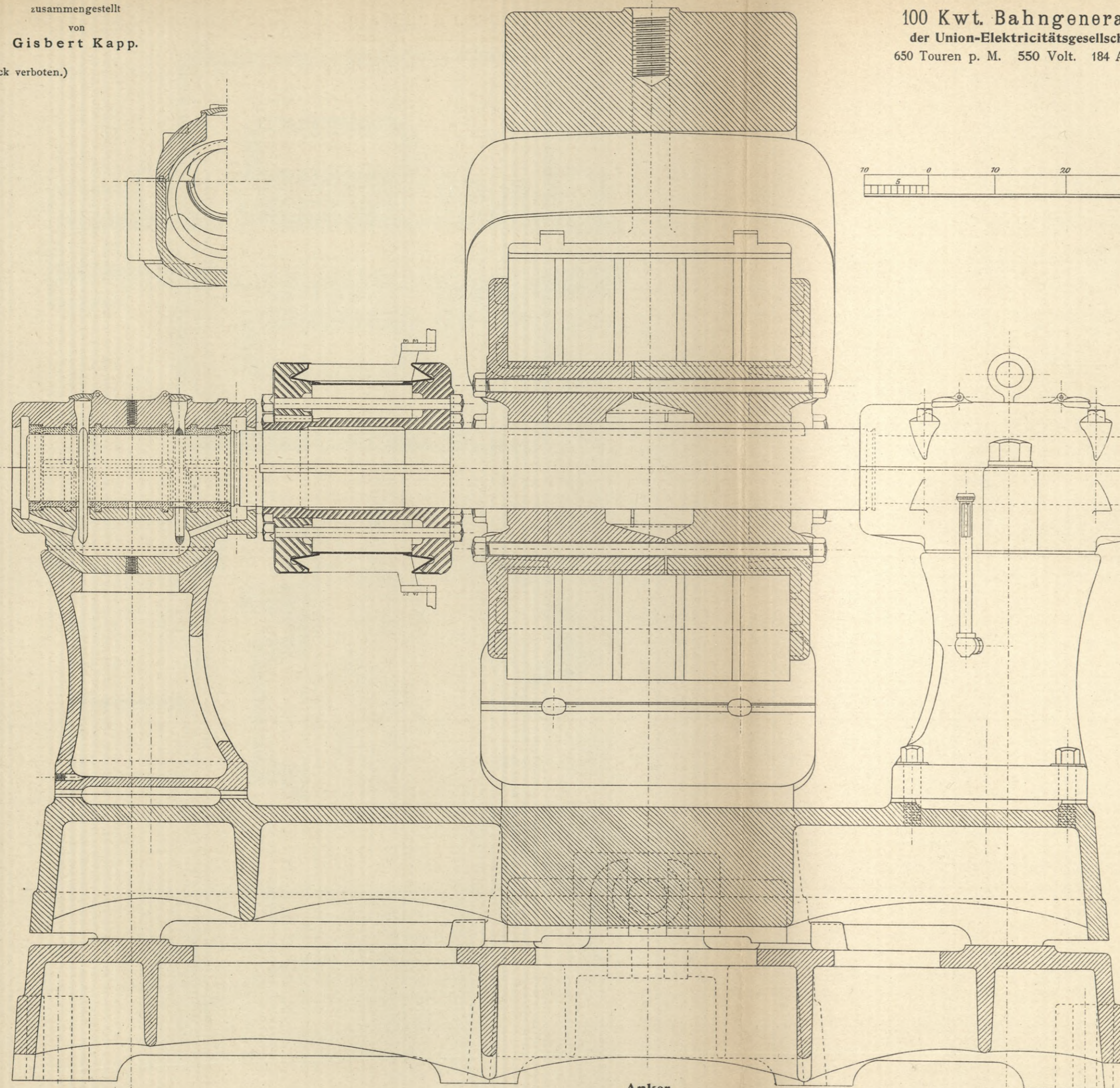
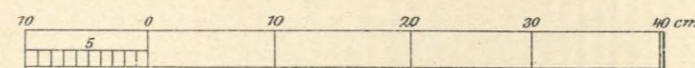




100 Kwt. Bahngenerator

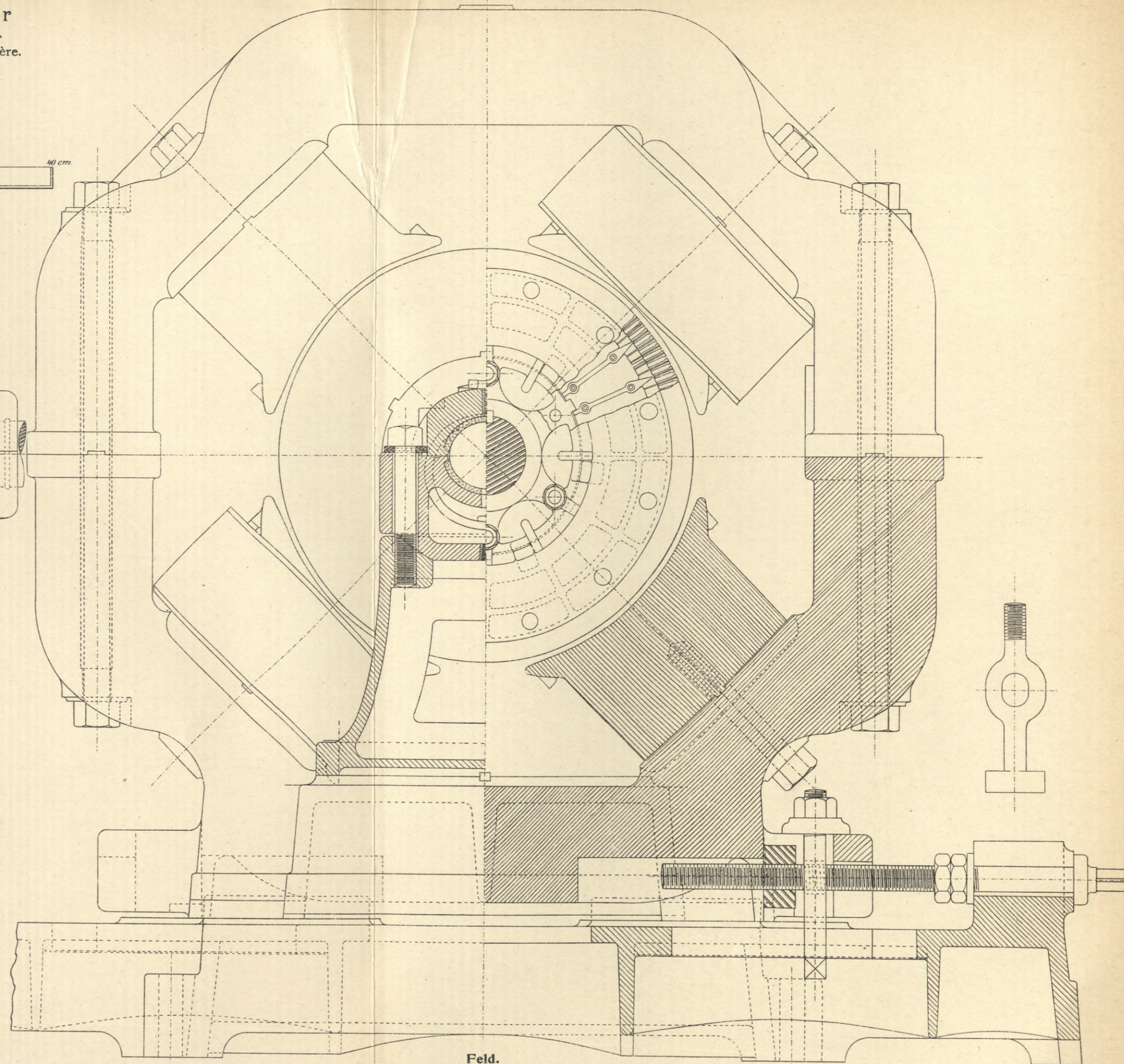
der Union-Elektricitätsgesellschaft.

650 Touren p. M. 550 Volt. 184 Ampère.



**Anker.**

Vierpolige Trommel mit Serienwicklung. Stromabnahme durch 4 Kohlenbürsten. 145 Nuten 7,6 mm breit, 28,5 mm tief. 290 Stäbe 3,6 mm × 7,6 mm Querschnitt. 145 Kommutatorsegmente. Ankerwiderstand warm, zwischen Bürsten gemessen 0,06 Ohm.

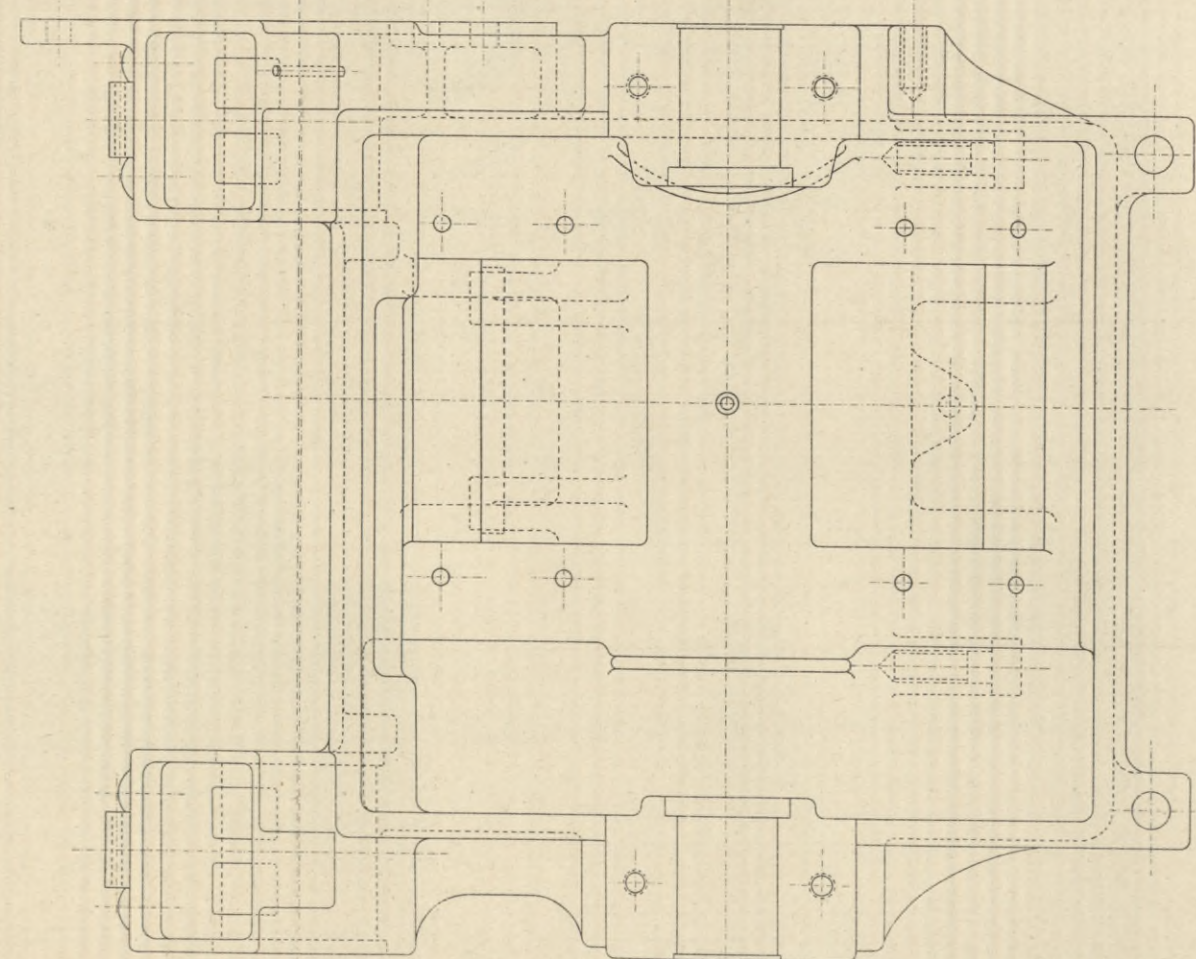
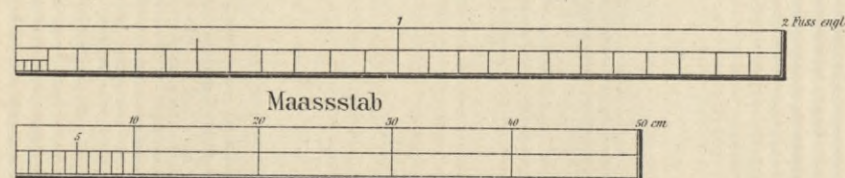
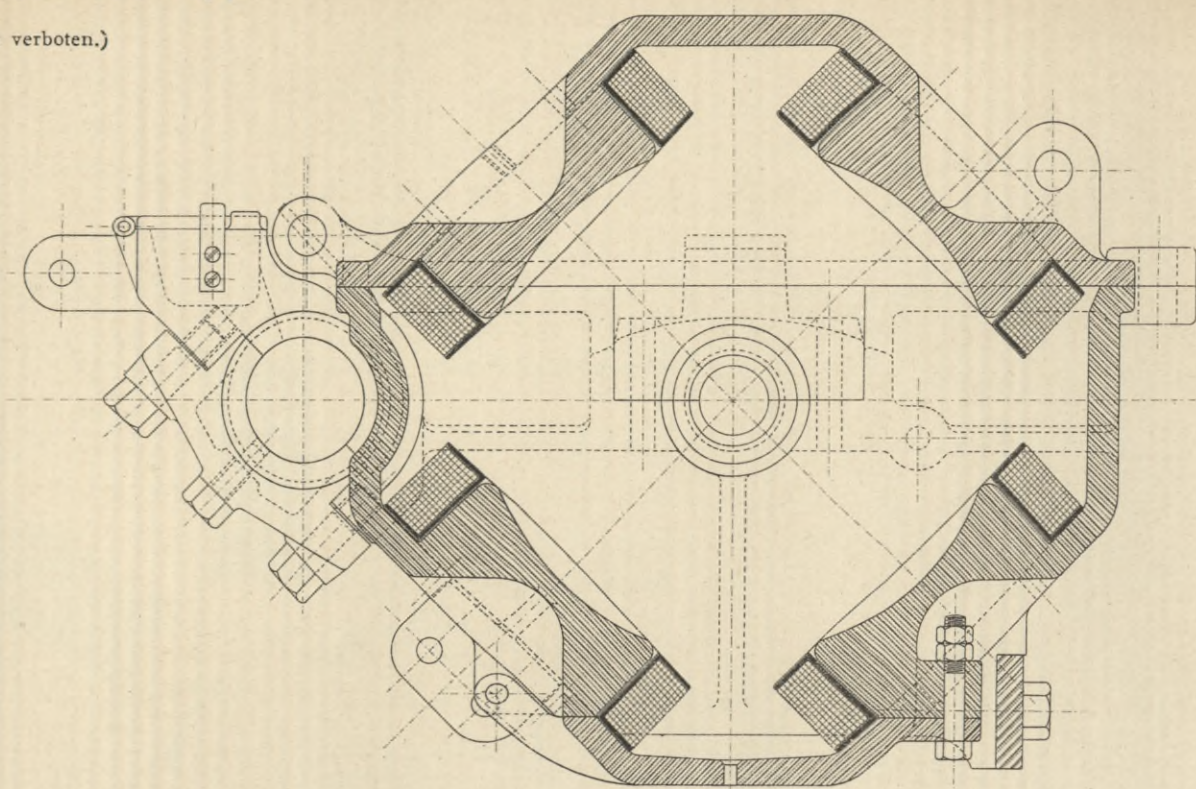


**Feld.**

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Gusseisen. 4 Pole und 4 Spulen. Compoundwicklung. Jede Spule enthält für die Nebenschlusswicklung 2900 Windungen 1 mm Draht, besponnen auf 1,25 mm, Widerstand kalt 94 Ohm; für die Serienwicklung 10 Windungen blankes Kupferband 1,15 mm dick, 14 cm breit mit Isolireinlage gewickelt. Widerstand kalt 0,002 Ohm.



(Nachdruck verboten.)

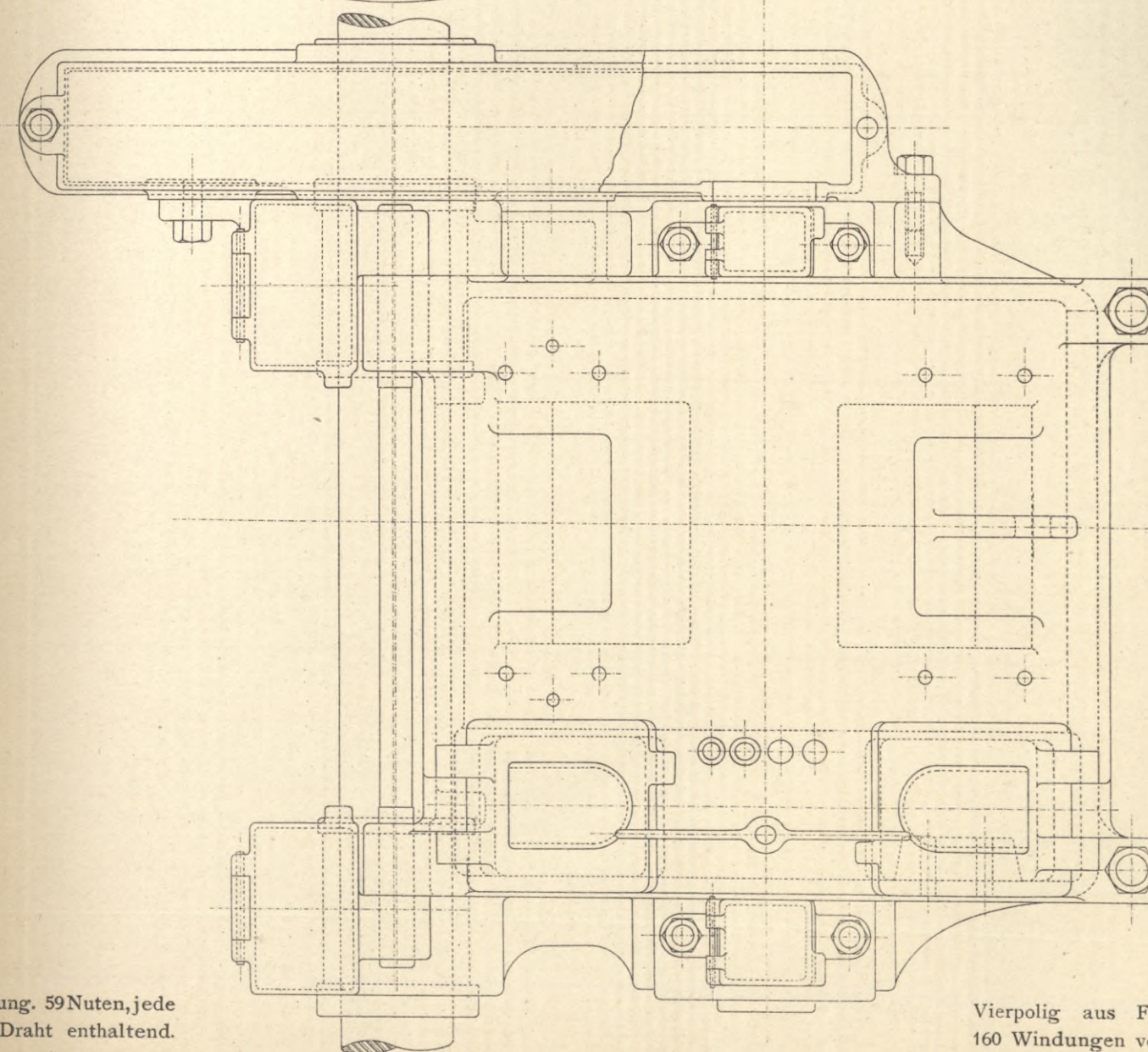
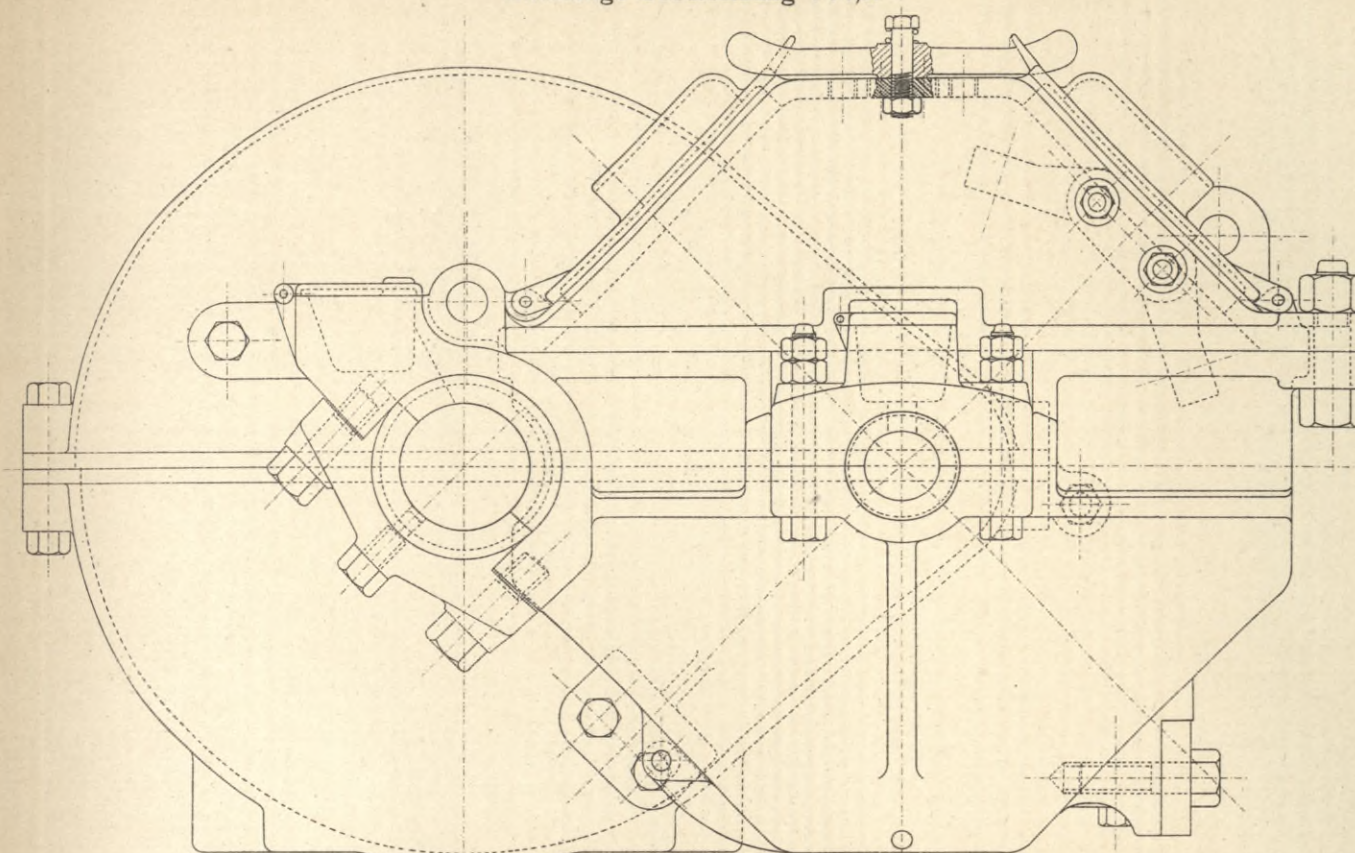


**Anker.**

Vierpolige Serien-Ringwicklung, 59 Nuten, jede  
16 Windungen von 2 mm Draht enthaltend.  
118 Kommutatorsegmente.

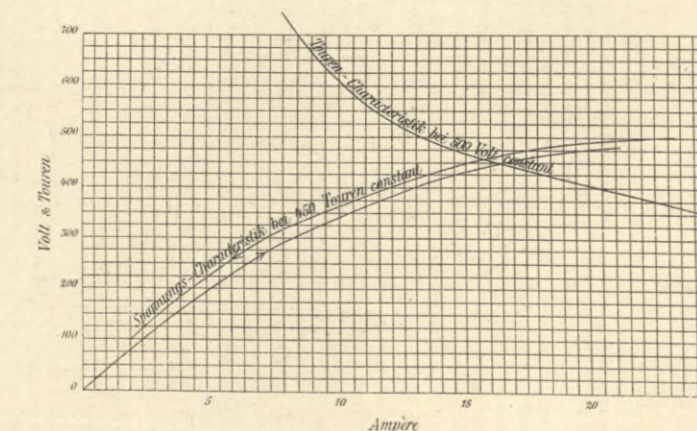
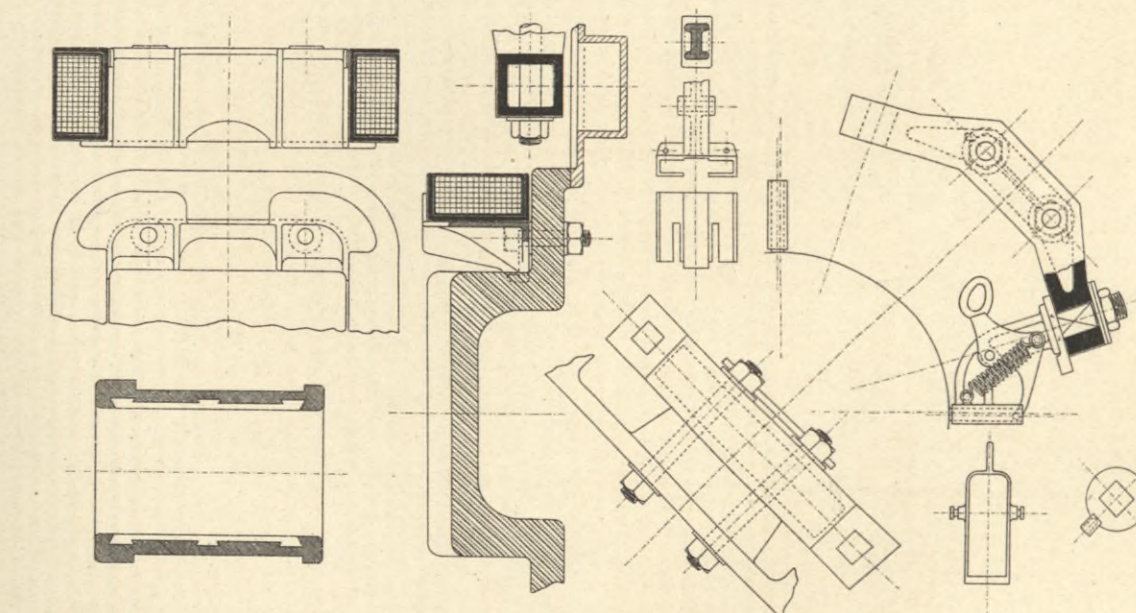
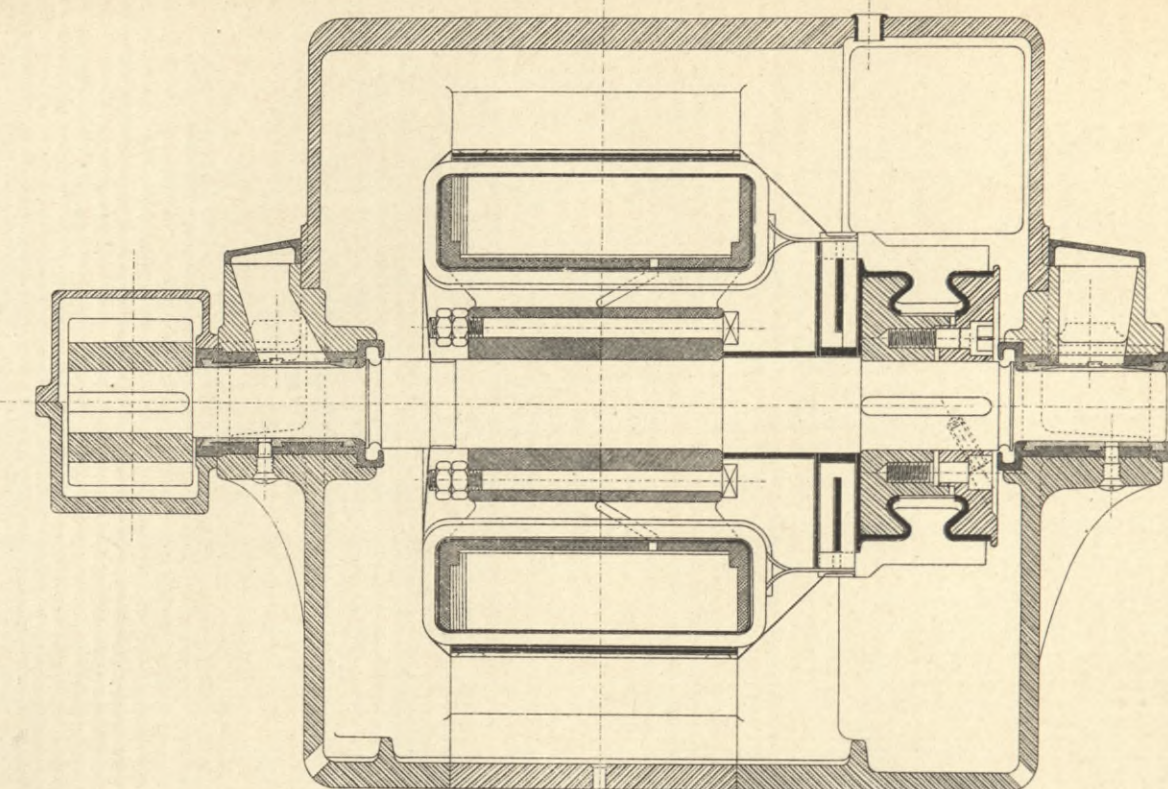
**Strassenbahn-Motor**  
der **Maschinenfabrik Oerlikon**  
für 1 m Spurweite.

Spannung 450 bis 500 Volt. Stromstärke bis 25 Ampère.  
Einmalige Uebersetzung 1 : 4,9.



**Feld.**

Vierpolig aus Flusseisen. 4 Spulen, jede  
160 Windungen von 3,2 mm Draht enthaltend.  
Serienschaltung mit Nebenschlussregulierung.

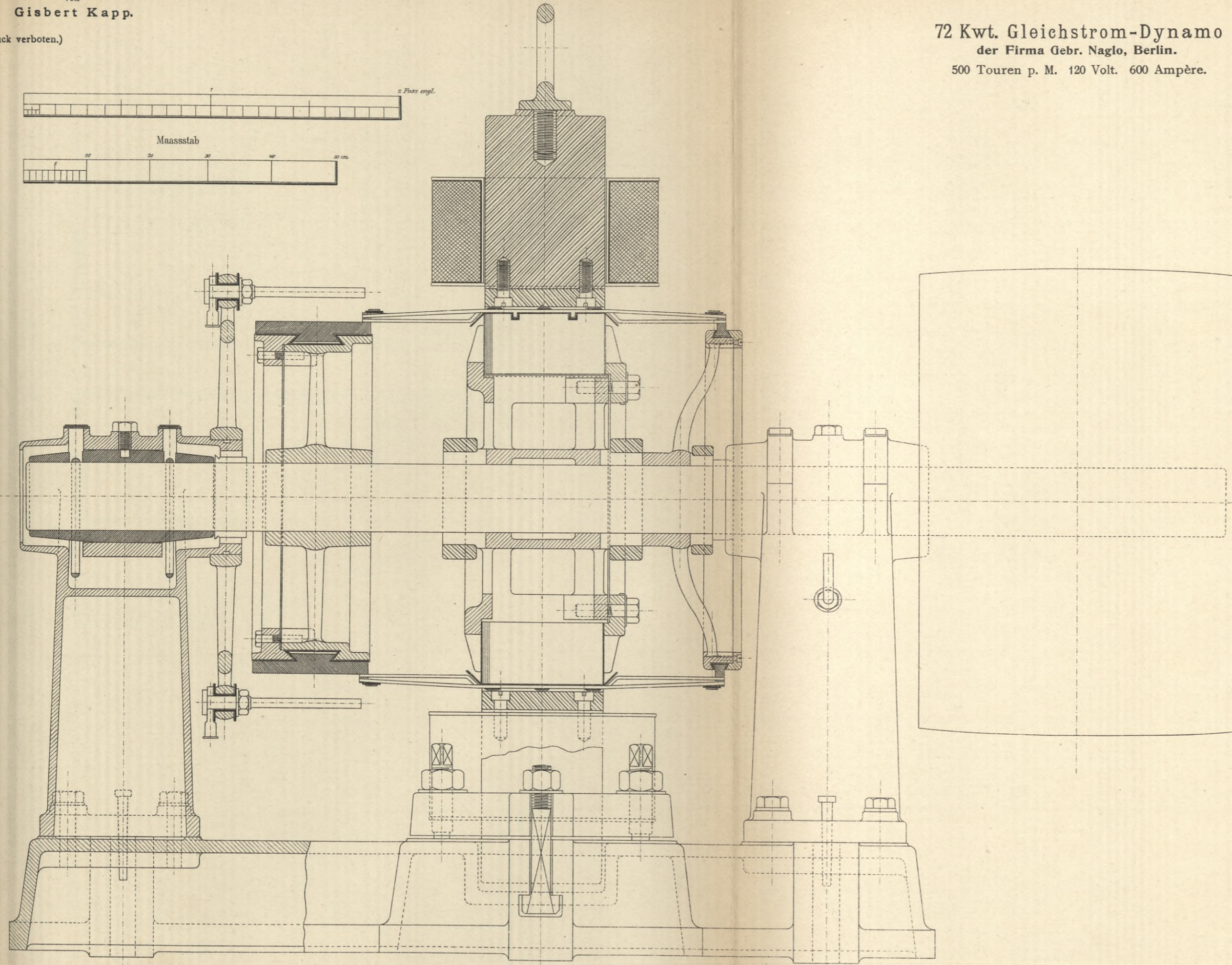
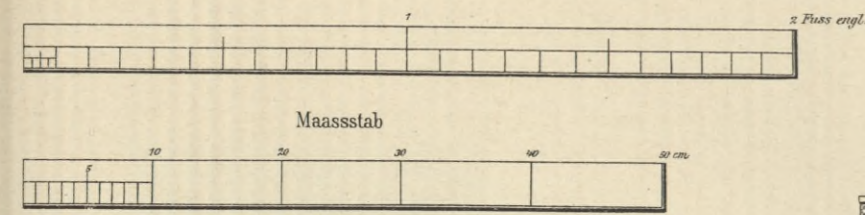




zusammengestellt  
von  
**Gisbert Kapp.**

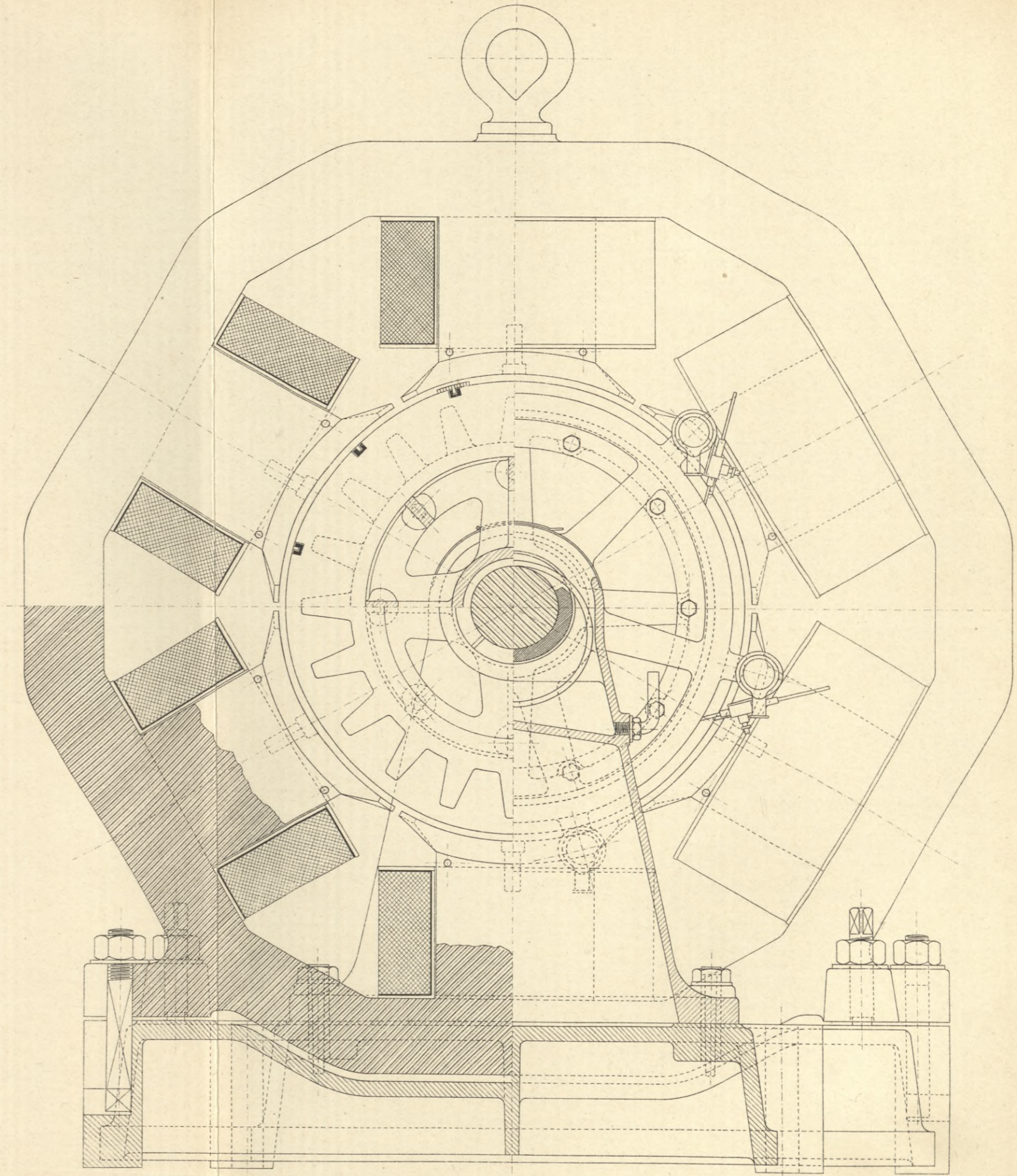
(Nachdruck verboten.)

**72 Kwt. Gleichstrom-Dynamo**  
der Firma Gebr. Naglo, Berlin.  
500 Touren p. M. 120 Volt. 600 Ampère.



**Anker.**

Sechspolige Trommel mit Parallelwicklung. Stromabnahme durch 6 Gruppen von 4 Bürsten. 360 Ankerstäbe 4x5,5 mm 3fach besponnen auf 4,8x6,3 mm. Zwölf Stäbe haben je zwei Treibstifte. 180 Kommutatorsegmente. Ankerwiderstand warm zwischen Bürsten gemessen 0,006 Ohm.



**Feld.**

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Stahlguss. Sechs Erregerspulen; jede enthält 1000 Windungen von rechteckigem Draht 2,5x3,5 mm 3fach besponnen auf 3,1x4,1 mm. Feldwiderstand warm 18,5 Ohm. Erregerstrom bei Maximal-Leistung 6,1 Ampère.

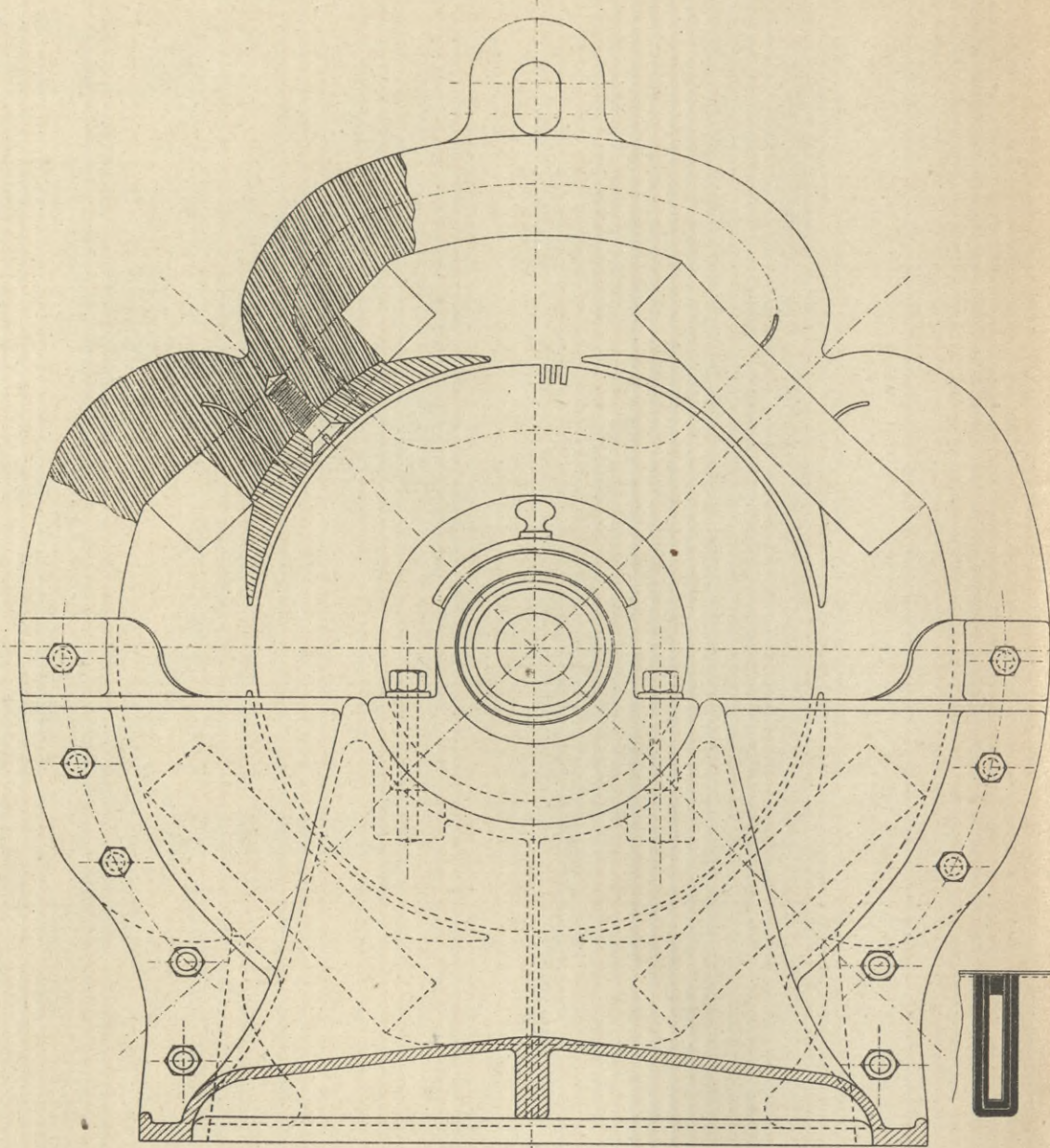


48 Kwt. Gleichstrom-Dynamomaschine.

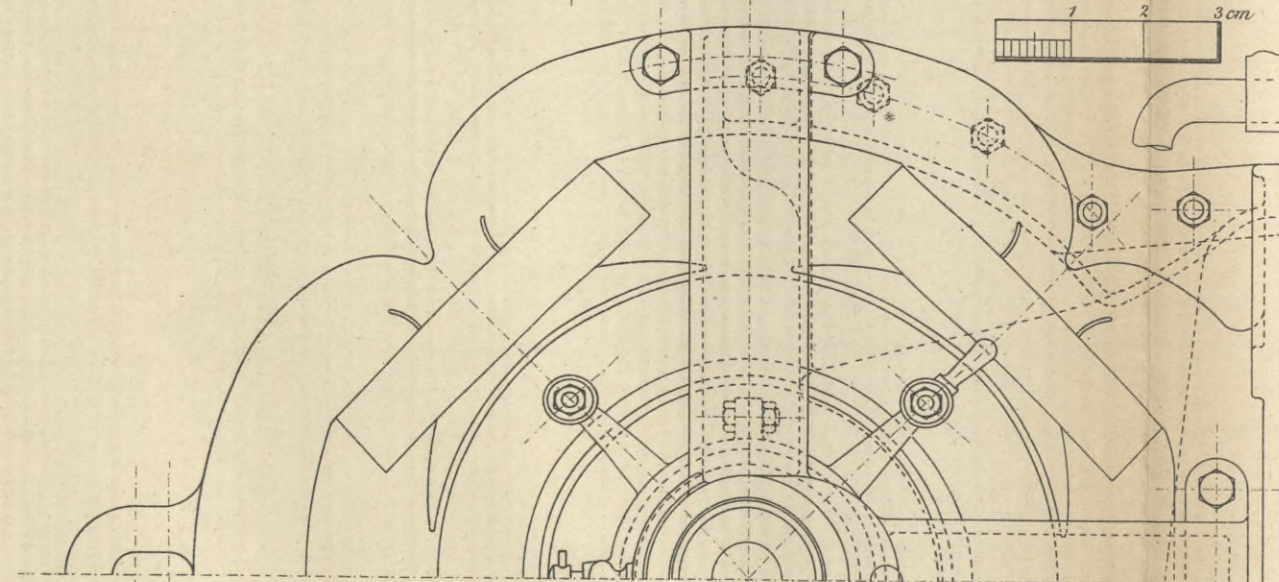
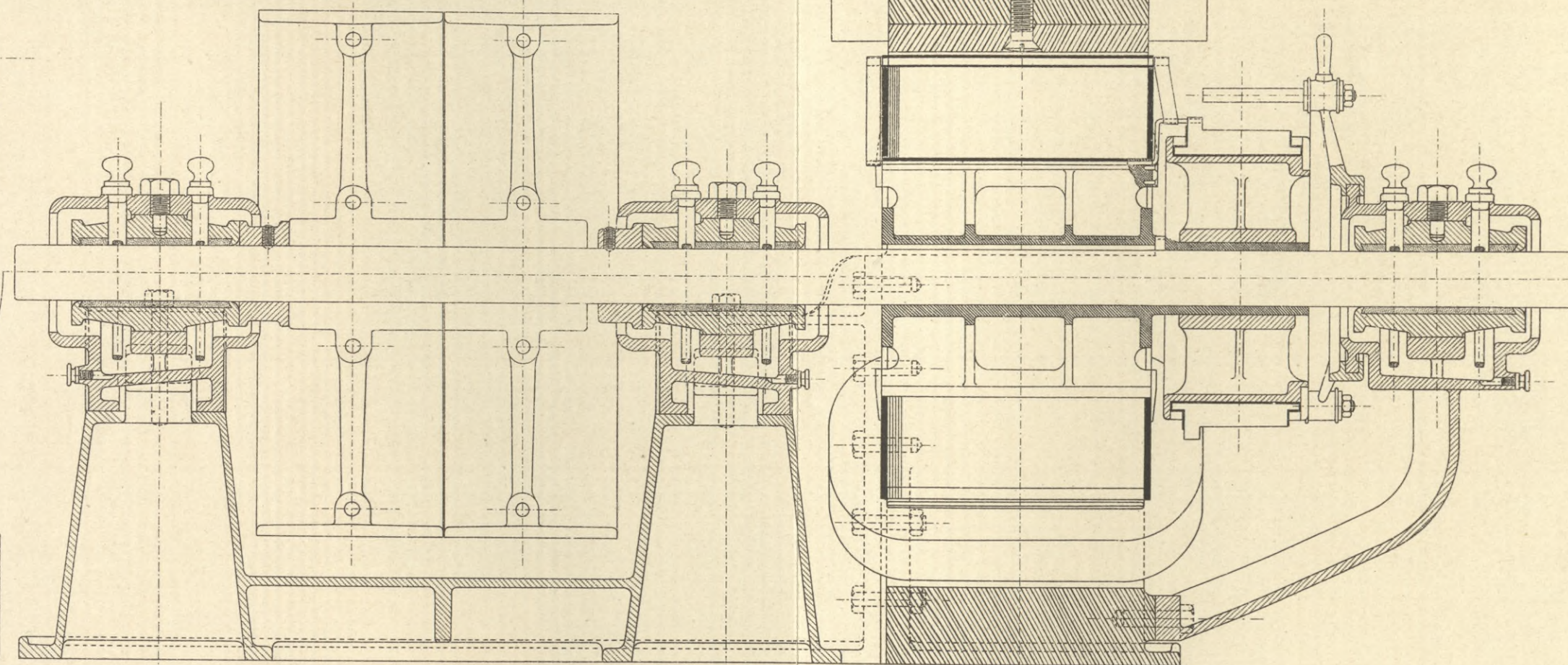
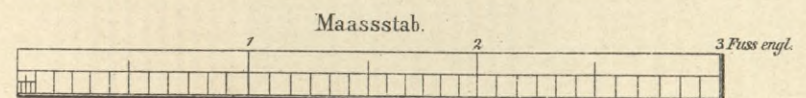
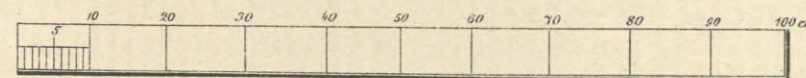
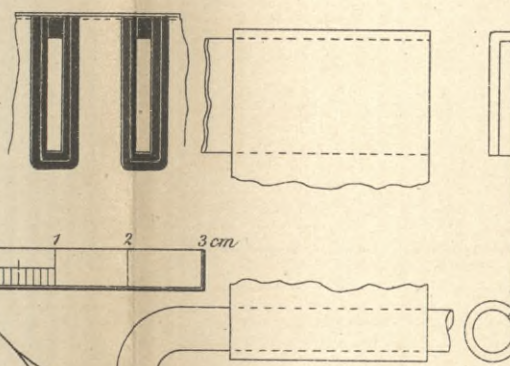
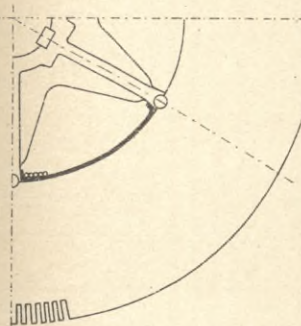
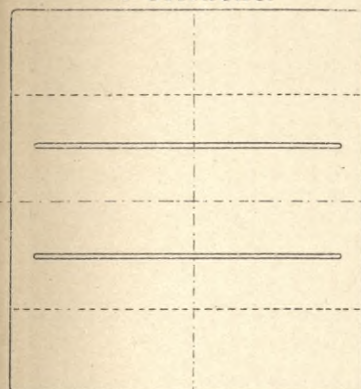
konstruiert von

E. G. Fischinger für die Aktien-Gesellschaft Electricitätswerke  
(vorm. O. L. Kummer & Co.) Dresden.

250 Touren p. M. 120 Volt. 400 Ampère.

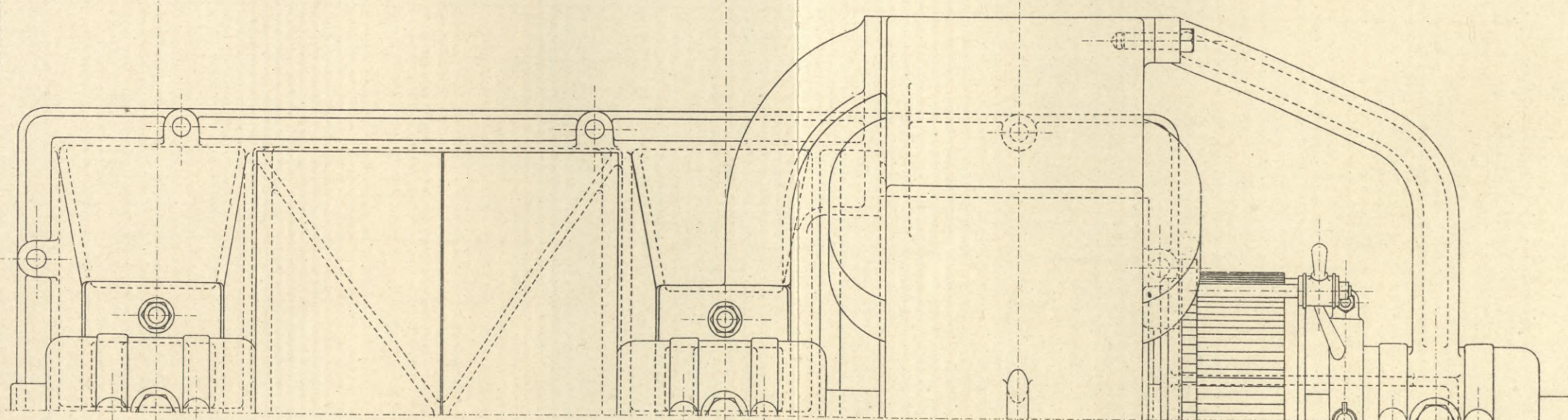


Polfläche.



Anker.

Vierpoliger Ring mit Parallelschaltung, 200 Windungen; 200 Nuten.  
Nuten 6 mm breit, 20 mm tief. Ringwicklung; aussen Stäbe, innen  
Drähte. Stäbe 2 mm dick, 15 mm breit; Drähte 5,5 mm Durchmesser,  
bespannen auf 6,1 mm.



Feld.

Joch, Magnete und Polschuhe aus Stahlhäconguss. 4 Pole und 4 Spulen.  
Nebenschlusswicklung. Jede Spule enthält 690 Windungen von  
2,8 mm Draht, bespannen auf 3,4 mm. Erregerstrom 8,4 Ampère.





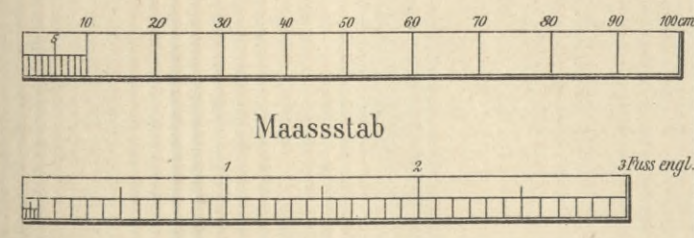
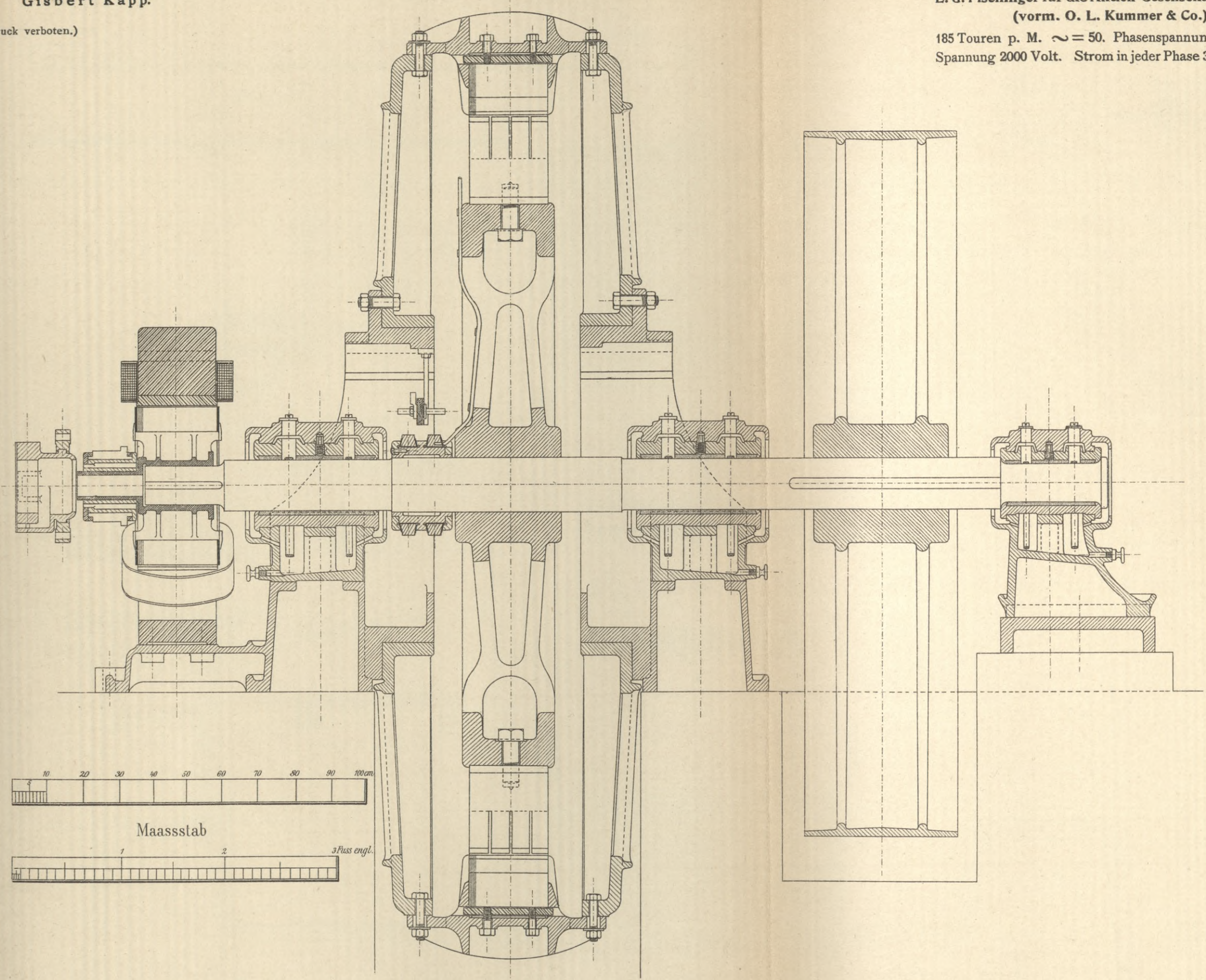
Elektromechanische Konstruktionen  
zusammengestellt  
von  
**Gisbert Kapp.**

(Nachdruck verboten.)

### Wechselstrom-Generator mit zwei Stromkreisen

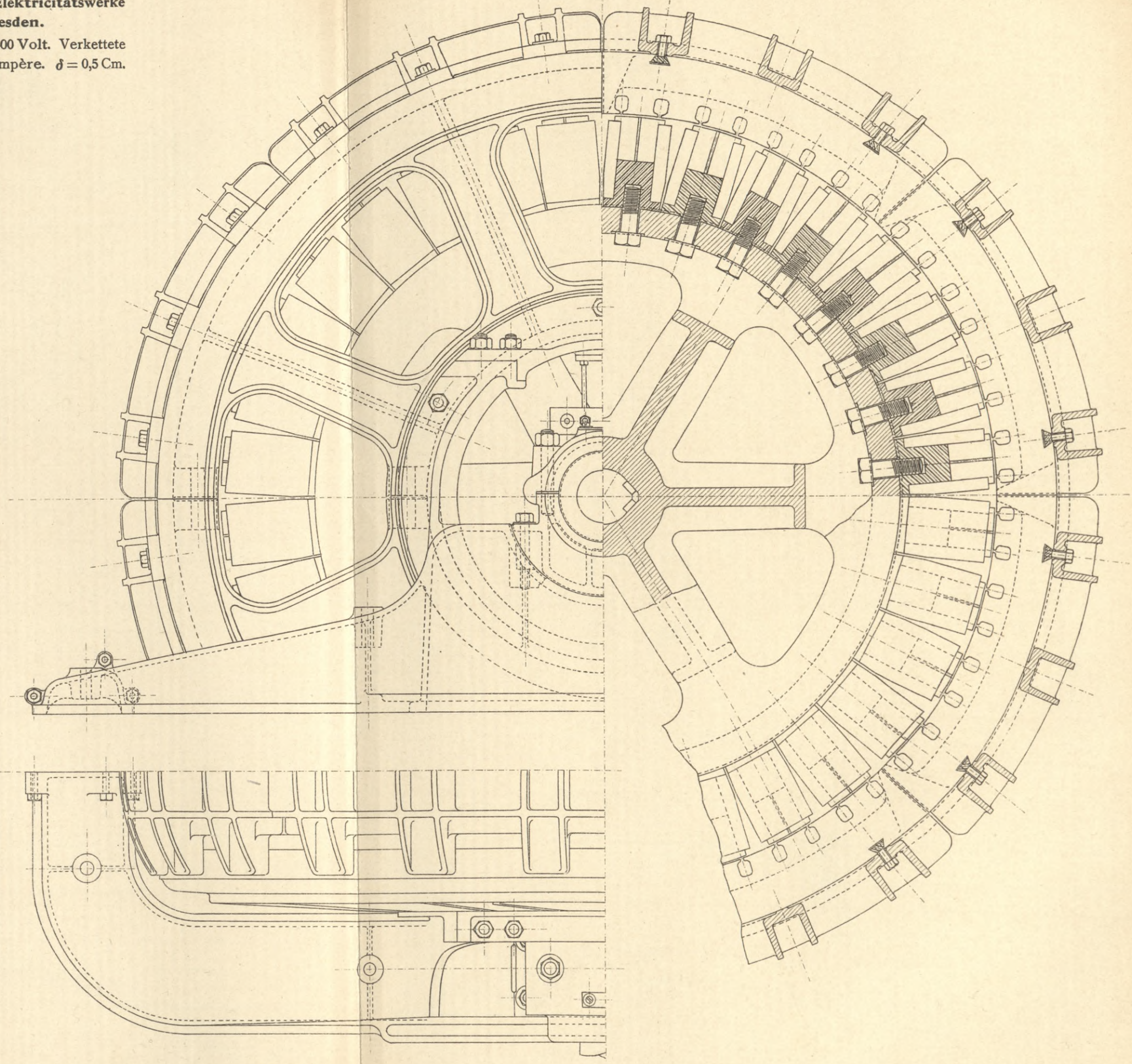
konstruiert von  
**E. G. Fischinger** für die Aktien-Gesellschaft Electricitätswerke  
(vorm. O. L. Kummer & Co.) Dresden.

185 Touren p. M.  $\omega = 50$ . Phasenspannung 1400 Volt. Verkettete  
Spannung 2000 Volt. Strom in jeder Phase 38 Ampère.  $\delta = 0,5$  Cm.



**Anker.**

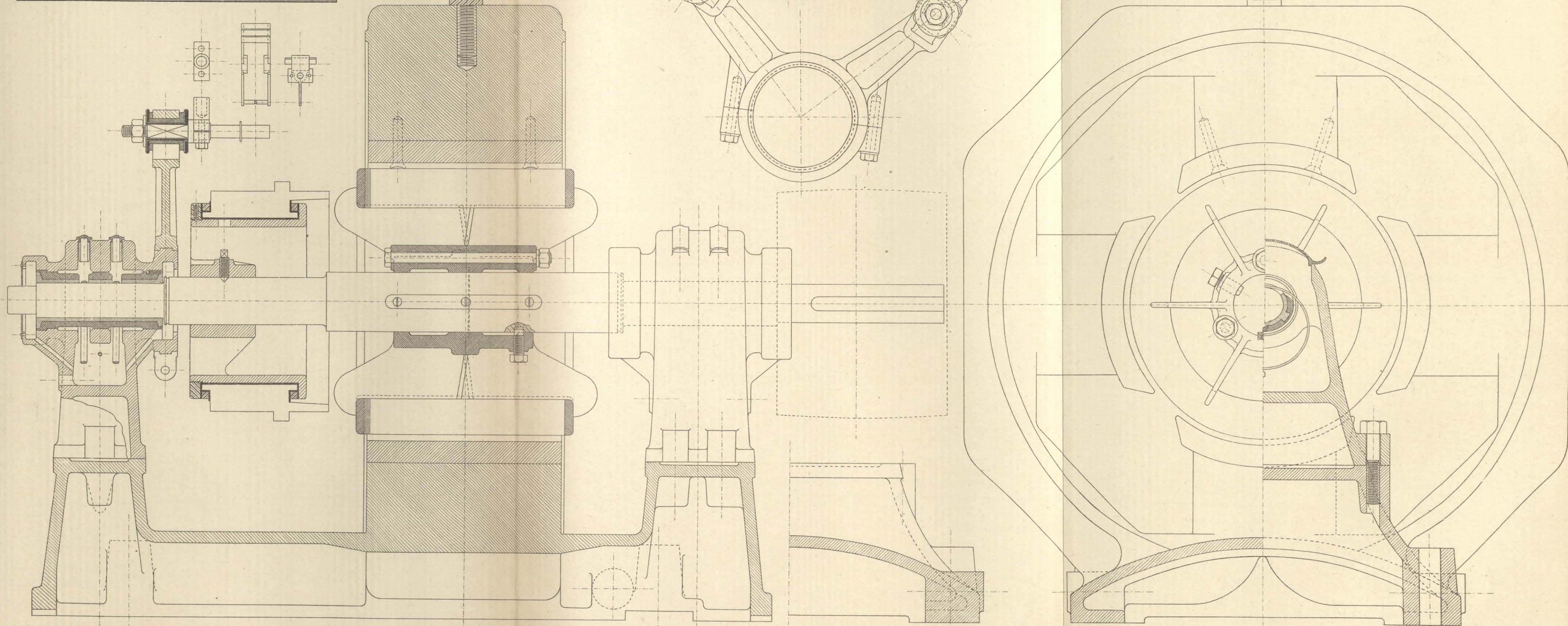
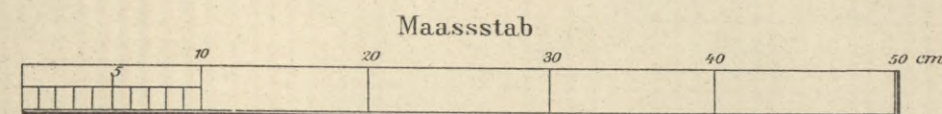
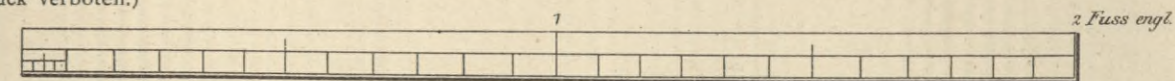
32 Spulen, 16 in jeder Phase. Jede Spule 20 Windungen von 5 mm  
rundem Draht.



**Feld.**

32 Spulen von je 240 Windungen in zwei parallele Serien geschaltet.  
Draht 4,5 mm Durchmesser, besponnen auf 52 mm. Erregerstrom  
40 Ampère bei 65 Volt.





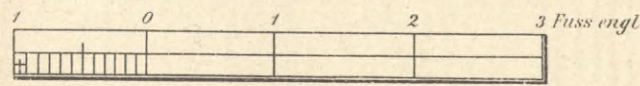
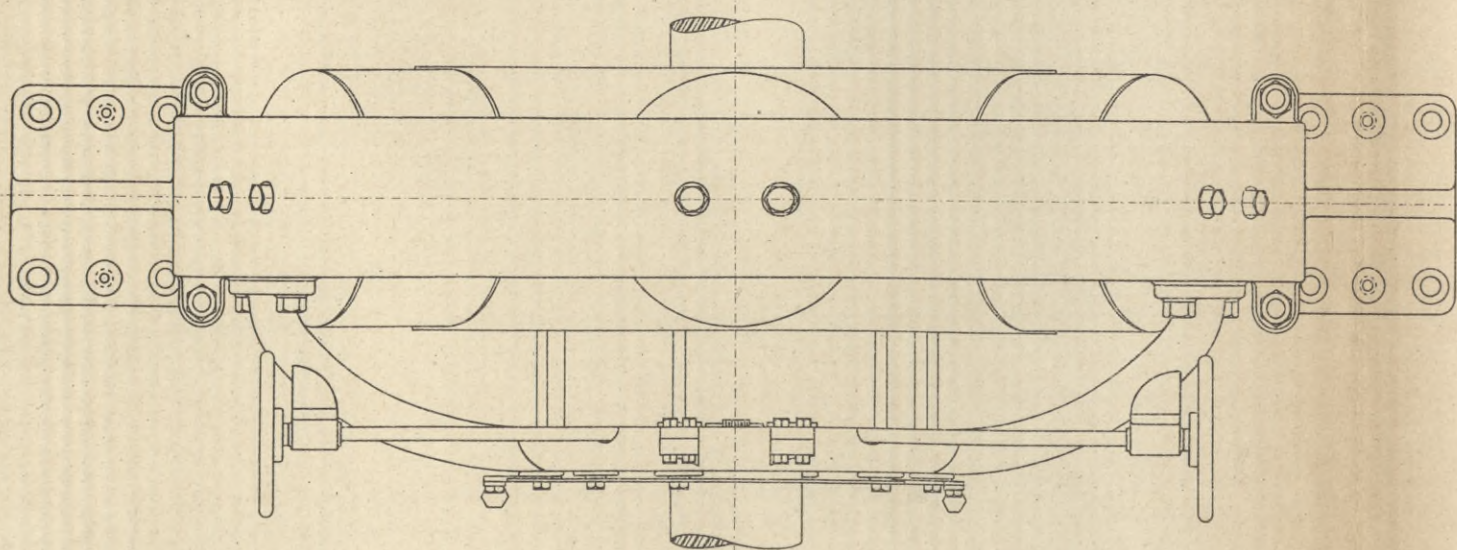
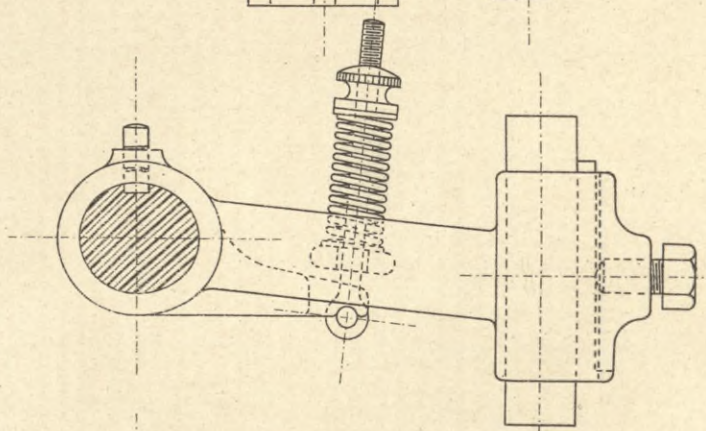
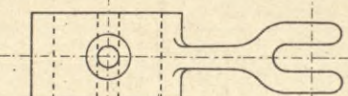
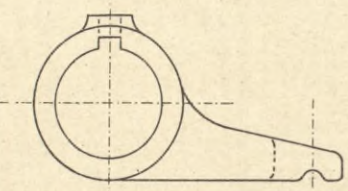
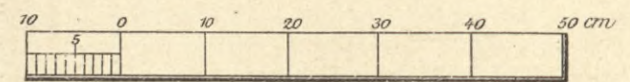
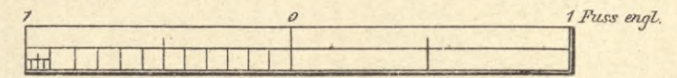
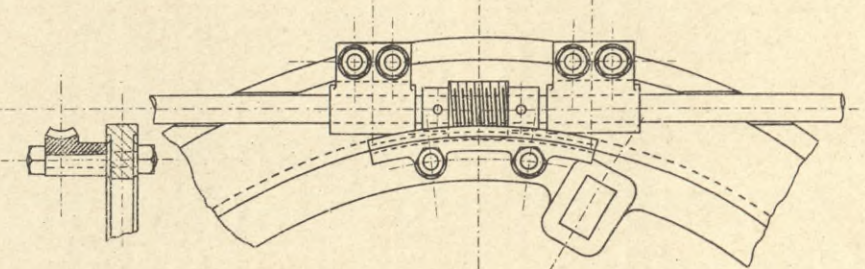
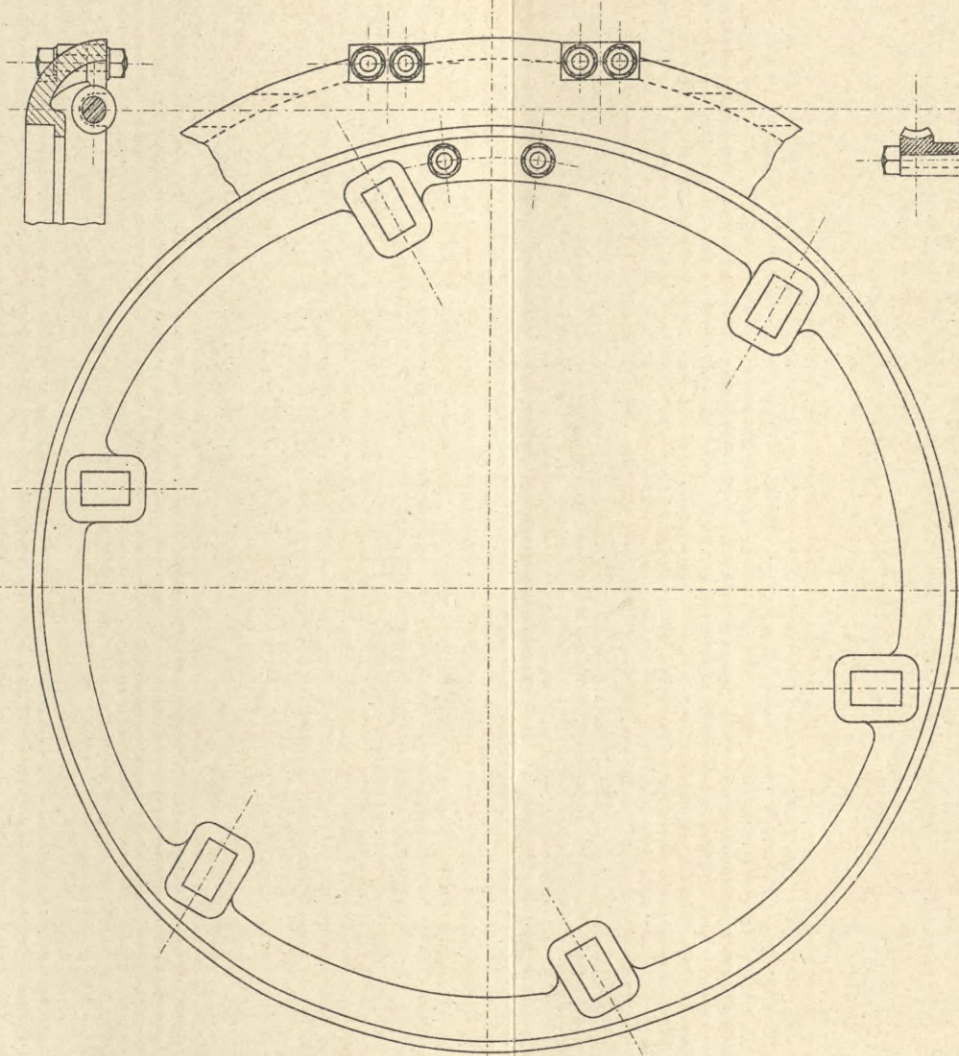
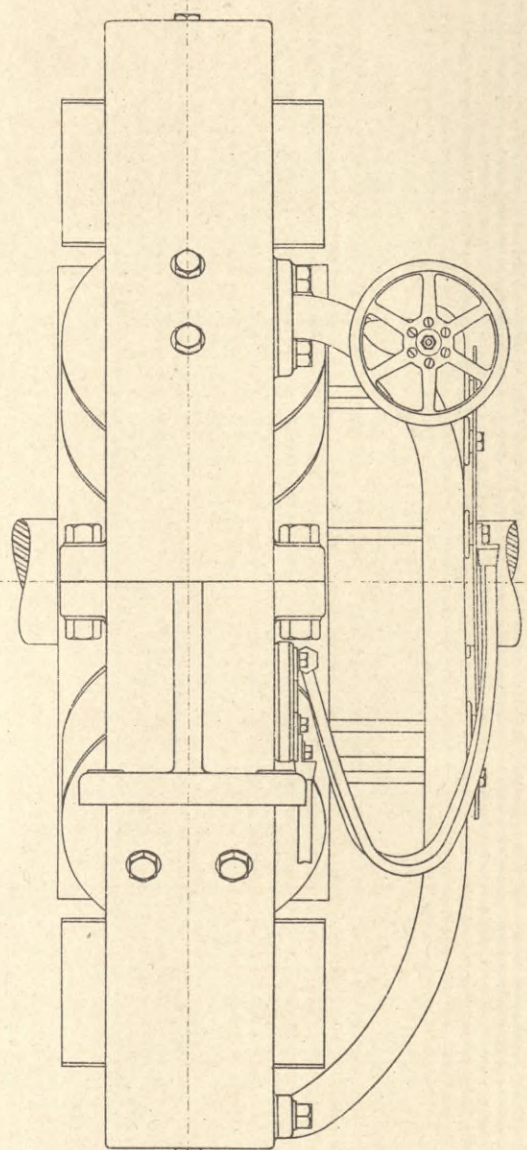
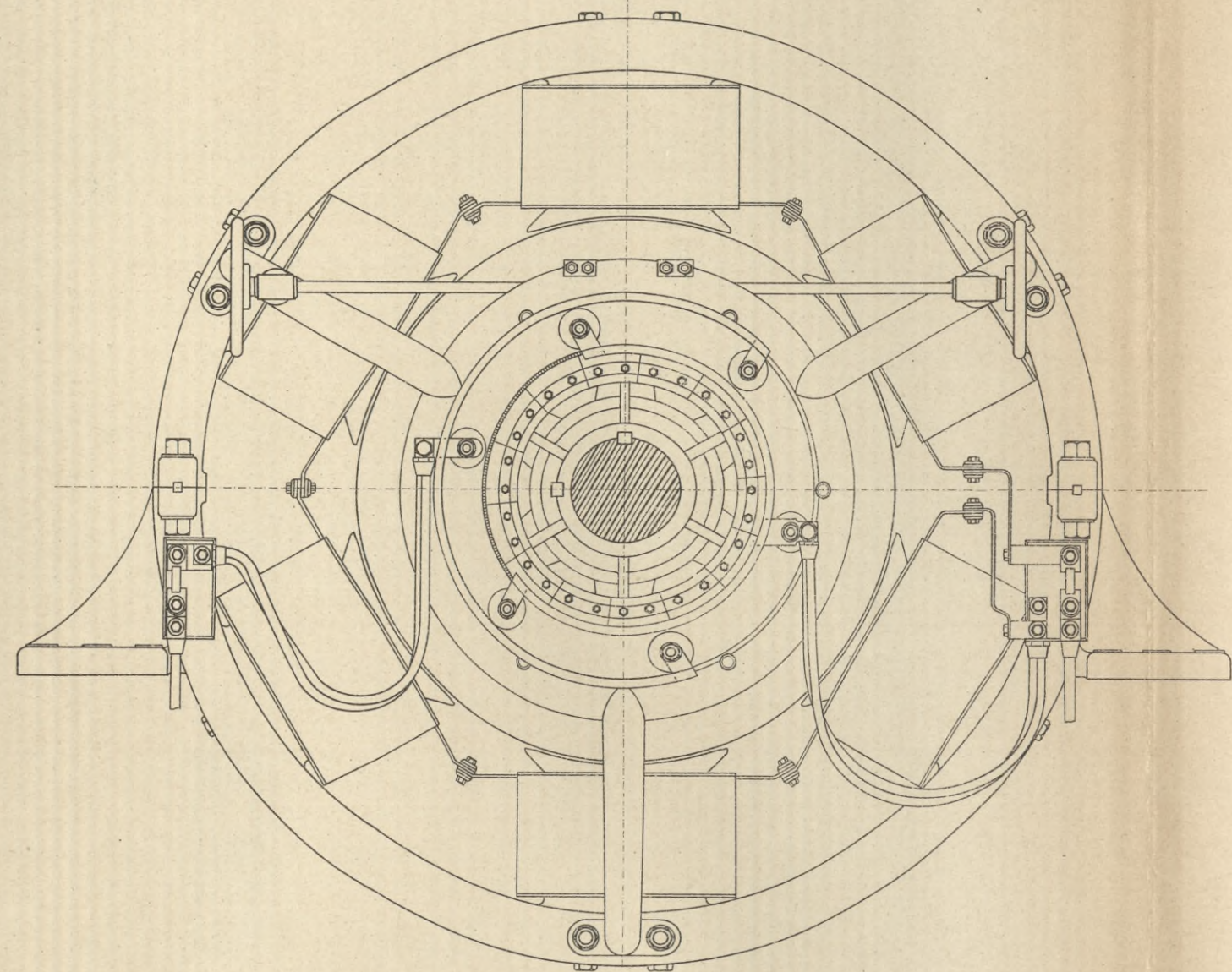
Anker.

Durchmesser 42 cm, Länge 32 cm, radiale Tiefe 6 cm. Vierpoliger Ring mit Parallelwicklung und Mordey Equipotential-Verbindungen. Stromabnahme durch 2 Bürstengruppen. 148 Spulen, jede 2 Windungen enthaltend. 148 Kommutatorlamellen. Ankerdraht 3,8 mm Durchmesser, besponnen auf 4,4 mm. Ankerwiderstand warm zwischen Bürsten gemessen 0,0254 Ohm.

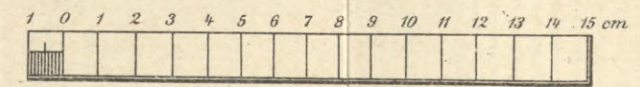
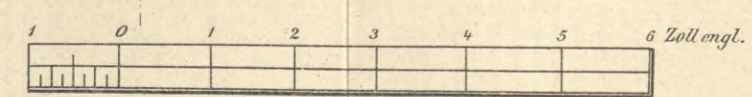
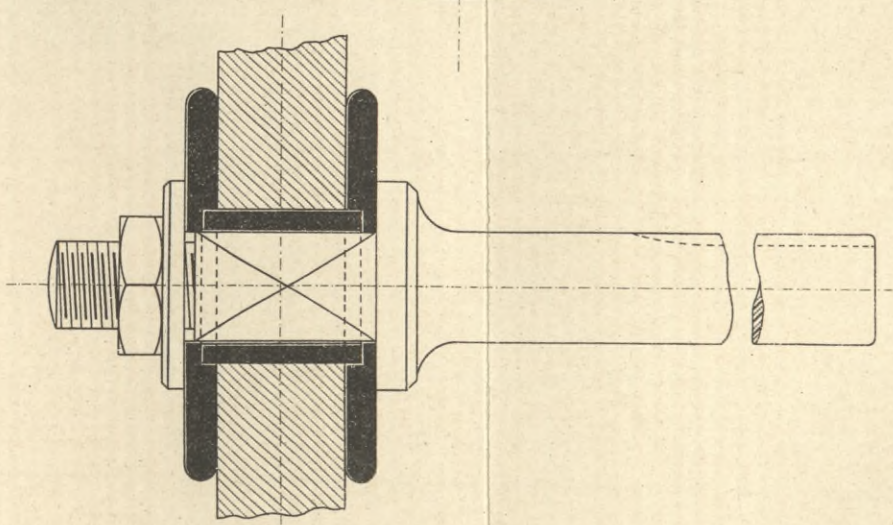
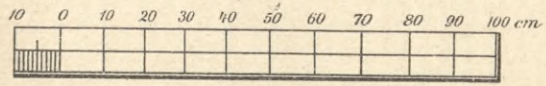
Feld.

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Gusseisen. Vier Erregerspulen; jede enthält 26 Lagen von 45 Windungen. 2,1 mm Draht, besponnen auf 2,6 mm. Feldwiderstand warm 31,25 Ohm.





Maassstab



Feld.

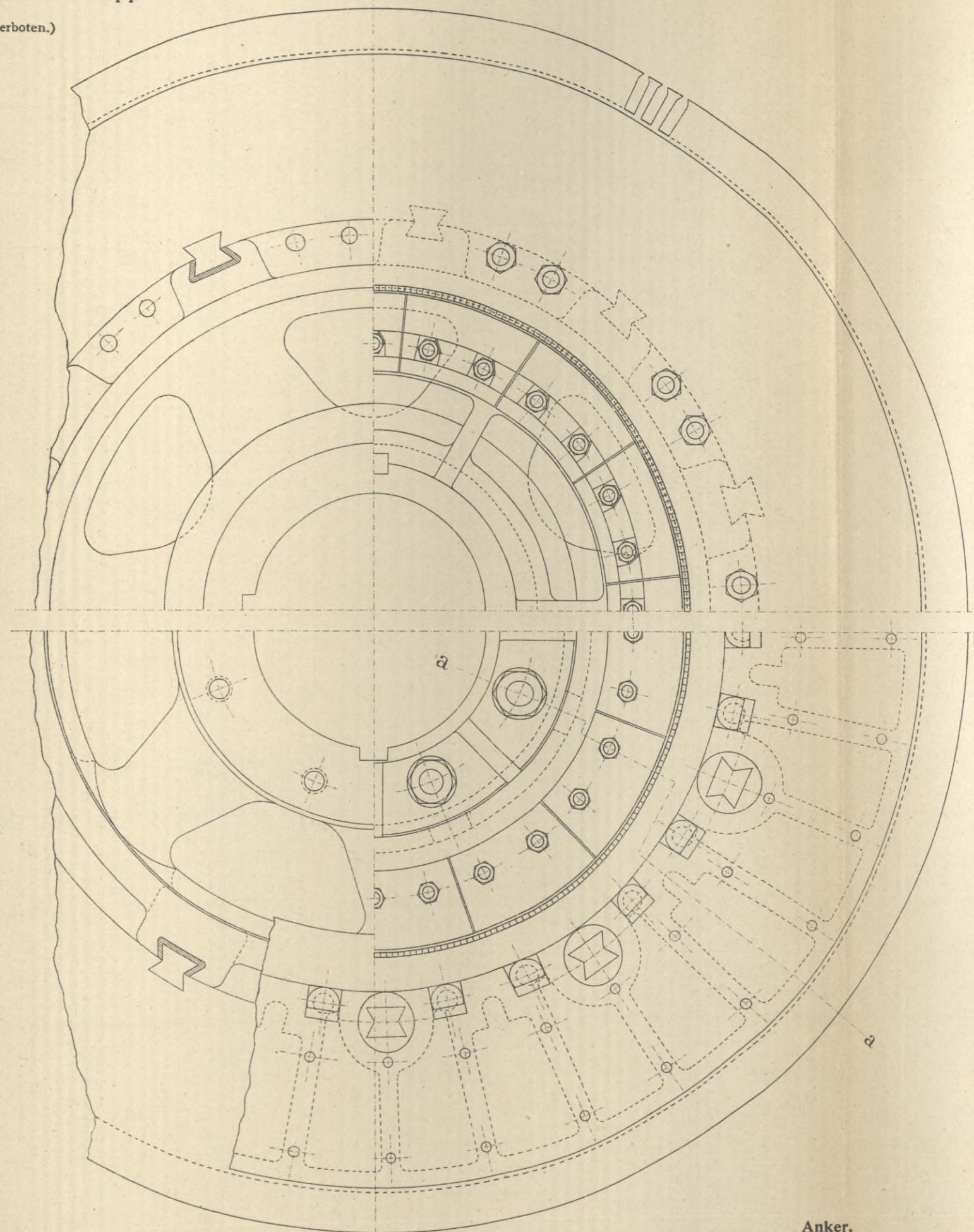
Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Stahlfanguss. Sechs Pole und 6 Spulen. Compoundwicklung.

Anker.

Sechspolige Trommel mit Serienwicklung. Stromabnahme durch 6 Bürstengruppen, jede 3 Kohlenbürsten enthaltend. 154 Nuten 16,5 mm breit, 50,8 mm tief. 616 Stäbe 5,08 mm x 17,3 mm Querschnitt. 308 Kommutatorsegmente.

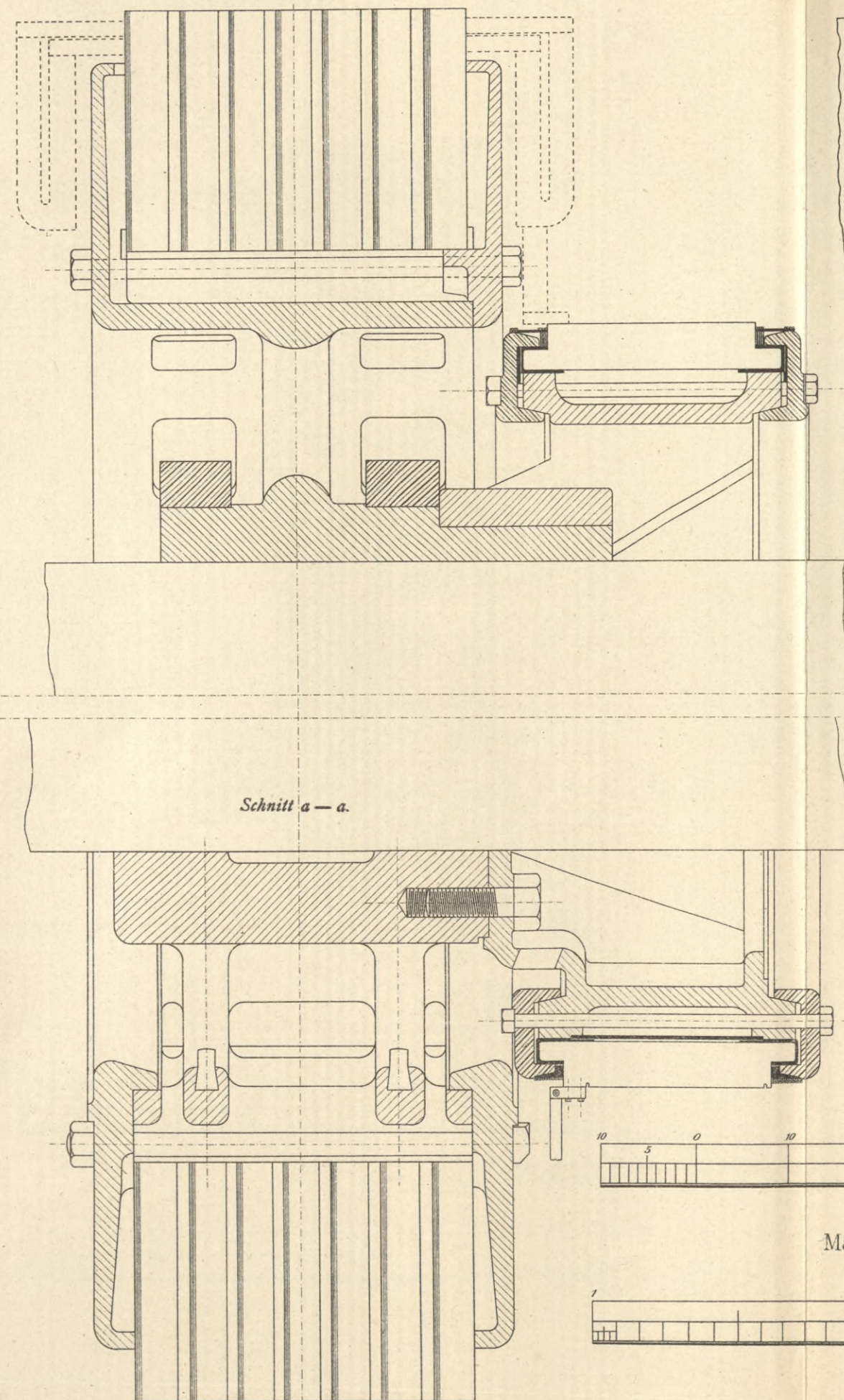


200 Kwt. Bahngenerator  
der Union Elektrizitäts-Gesellschaft.  
150 Touren p. M. 550 Volt. 364 Ampère.  
(Siehe auch Blatt XI.)

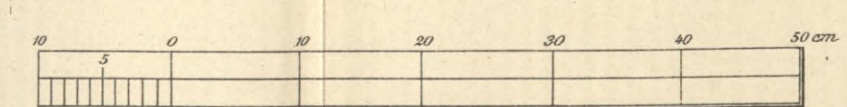
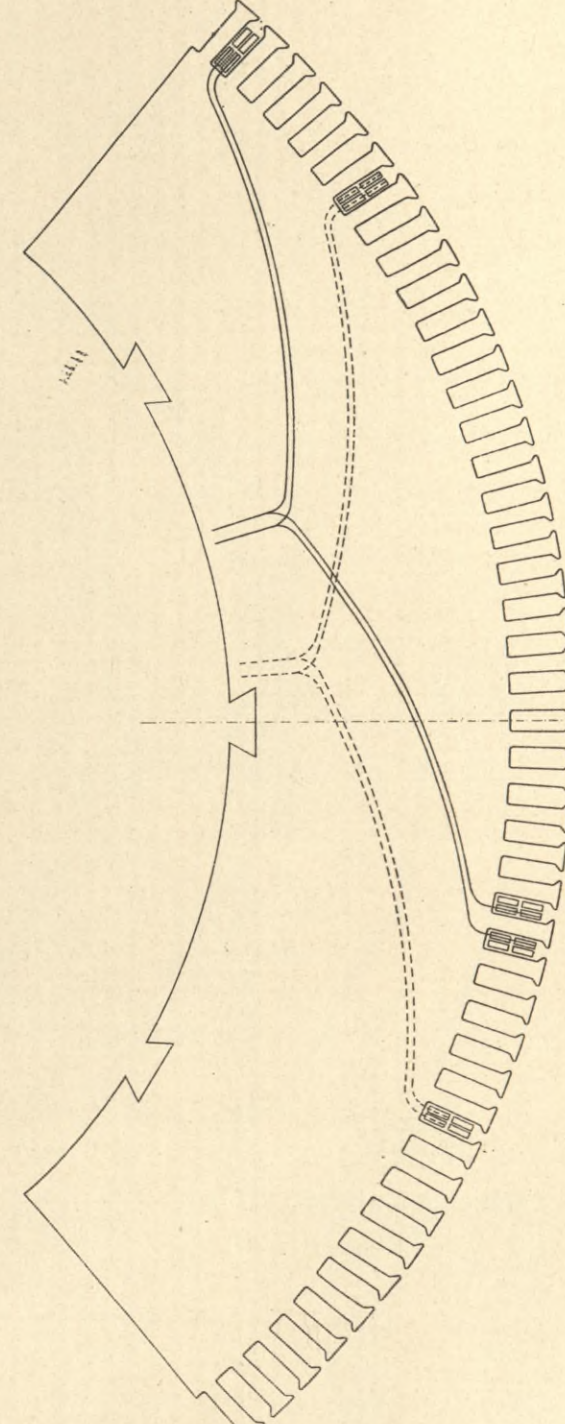
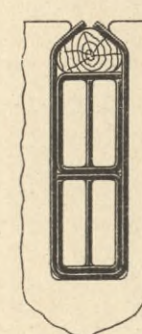
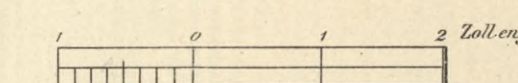
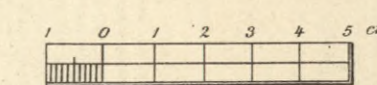
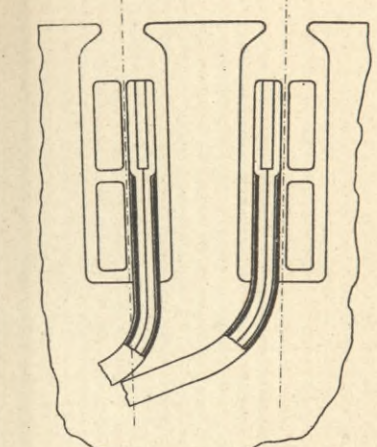


Anker.

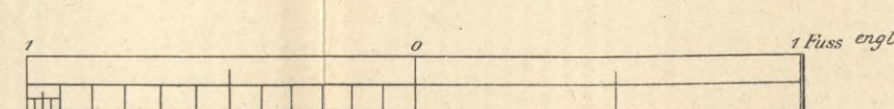
Sechspolige Trommel mit Serienwicklung. Stromabnahme durch 6 Bürstengruppen, jede 3 Kohlenbürsten enthaltend. 154 Nuten 16,5 mm breit, 50,8 mm tief. 616 Stäbe 5,08 mm x 17,3 mm Querschnitt, 308 Kommutatorsegmente.



Schnitt a-a.



Maassstab

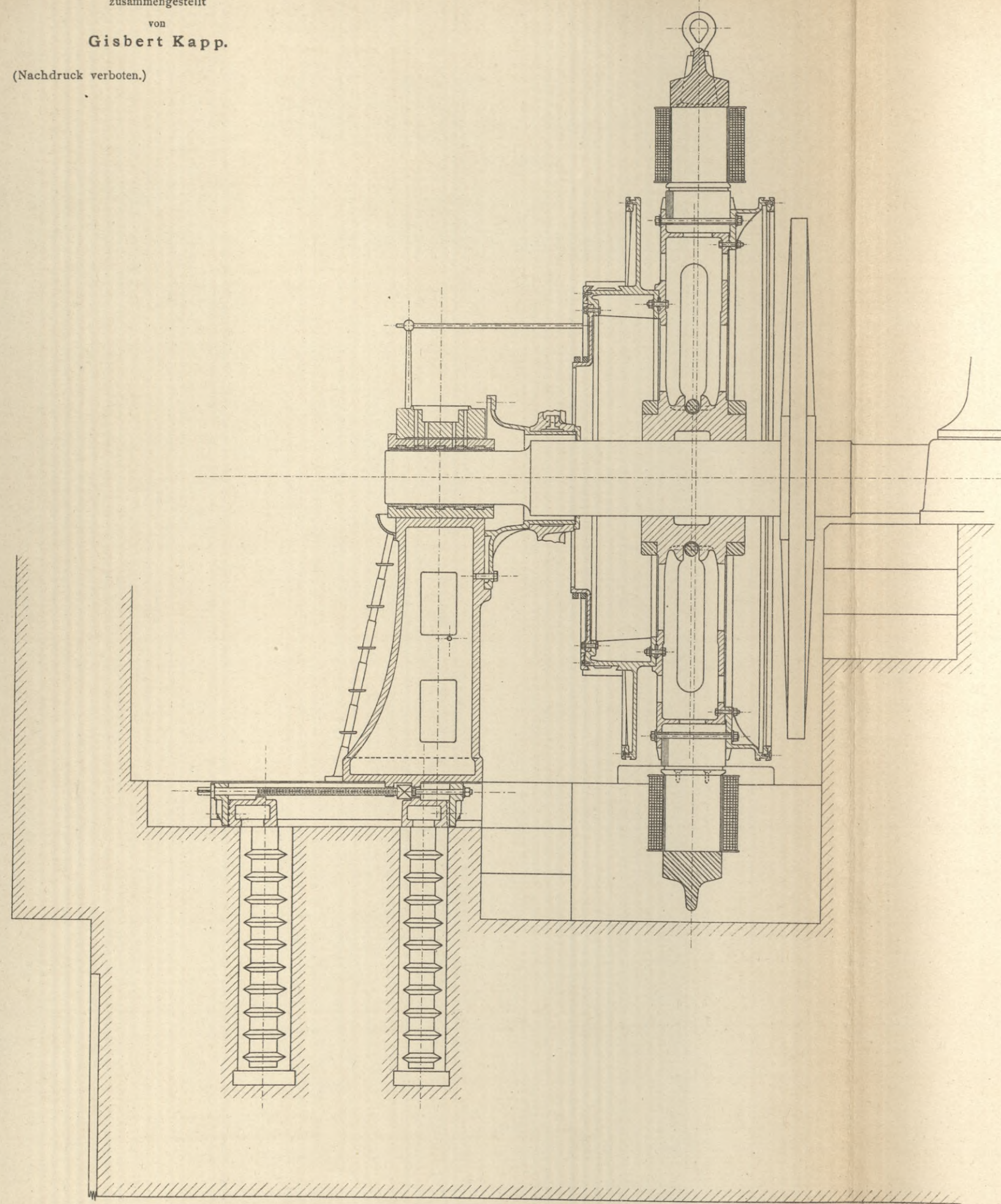


Feld.

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Stahlfaconguss. Sechs Pole und 6 Spulen. Compoundwicklung.



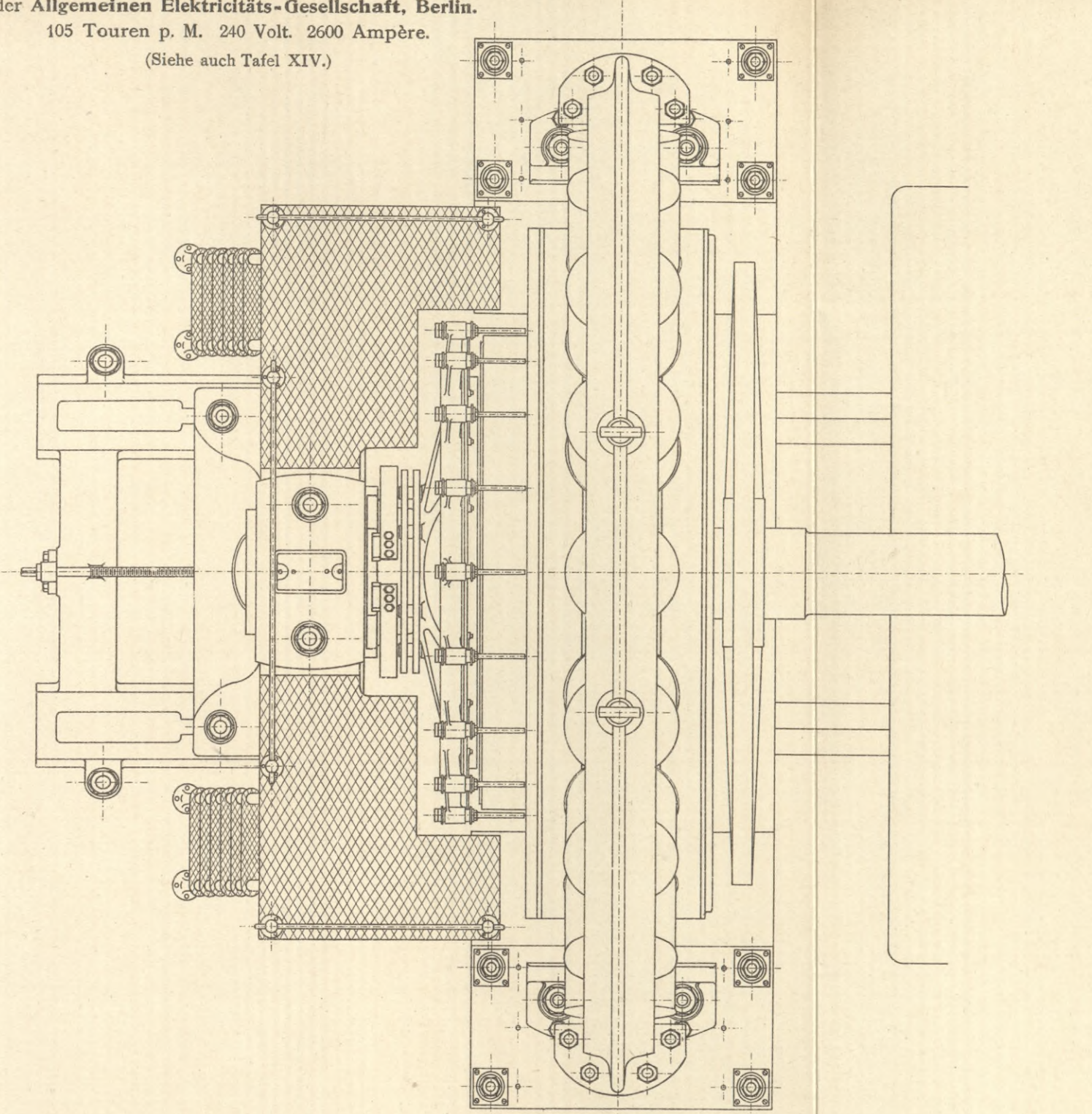




Anker.

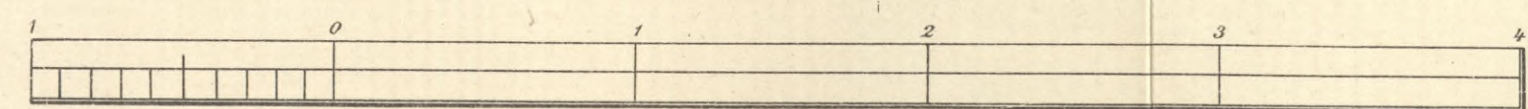
Achtzehnpolige Gittertrommel mit Parallelwicklung. Stromabnahme durch 18 Gruppen von 5 Bürsten. 720 Nuten, 8 mm breit, 23 mm tief. 1440 Stäbe  $4,2 \times 7,2$  mm Querschnitt. 720 Kommutatorsegmente.

624 Kwt. Gleichstrom-Dynamo  
der Allgemeinen Electricitäts-Gesellschaft, Berlin.  
105 Touren p. M. 240 Volt. 2600 Ampère.  
(Siehe auch Tafel XIV.)

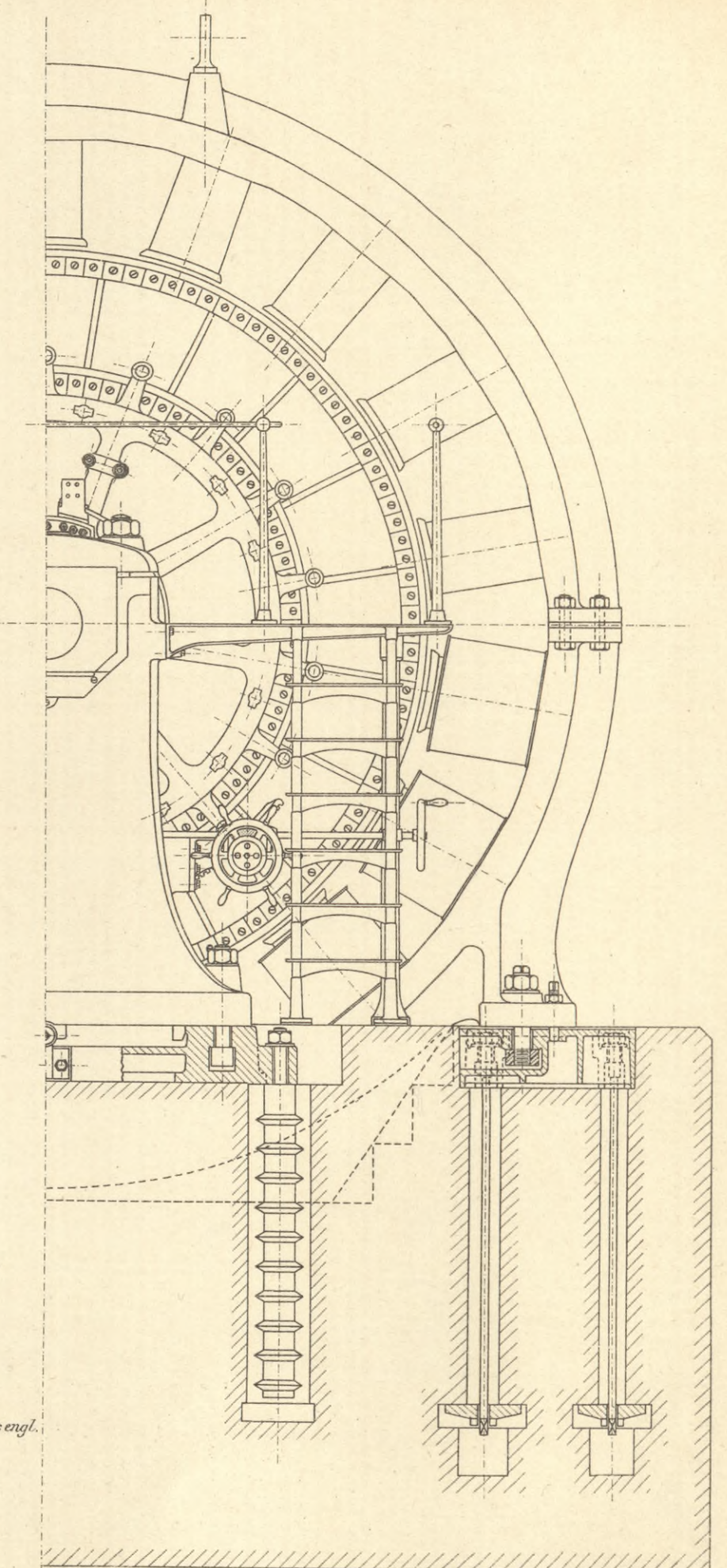
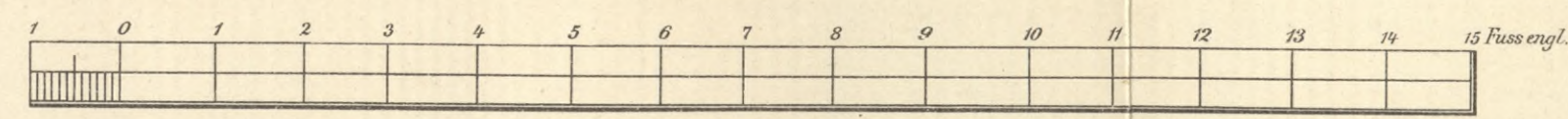


Feld.

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Stahlfaconguss. 18 Pole und 18 Spulen in 2 parallelen Serien von 9 Spulen geschaltet. Jede Spule enthält 1152 Windungen von 4,5 mm Draht, besponnen auf 5,3 mm.

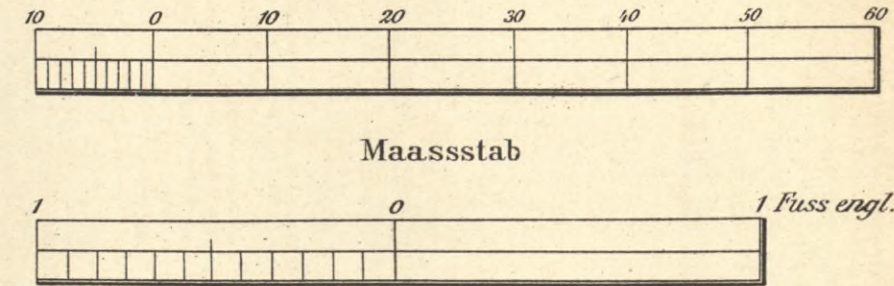
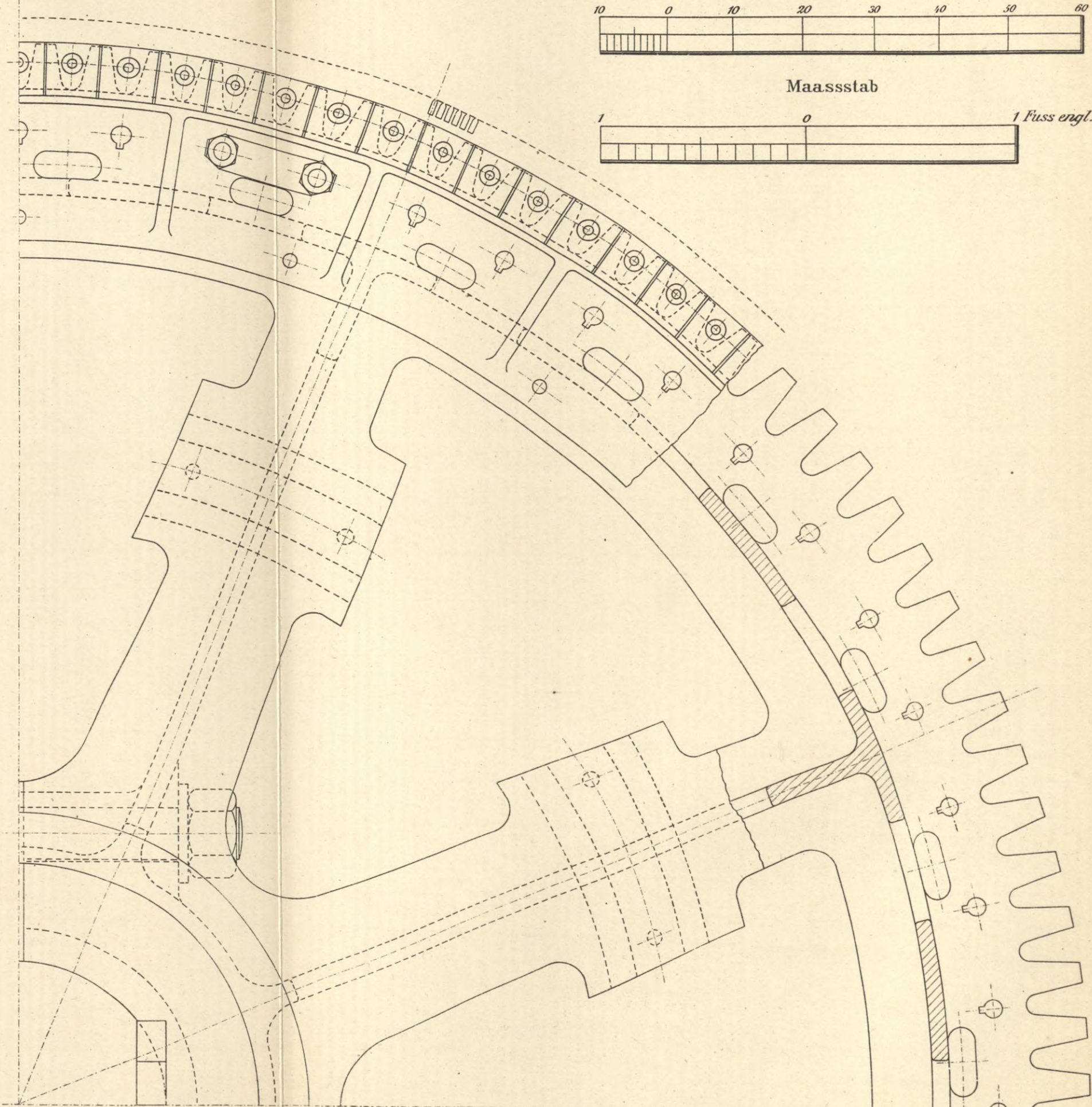
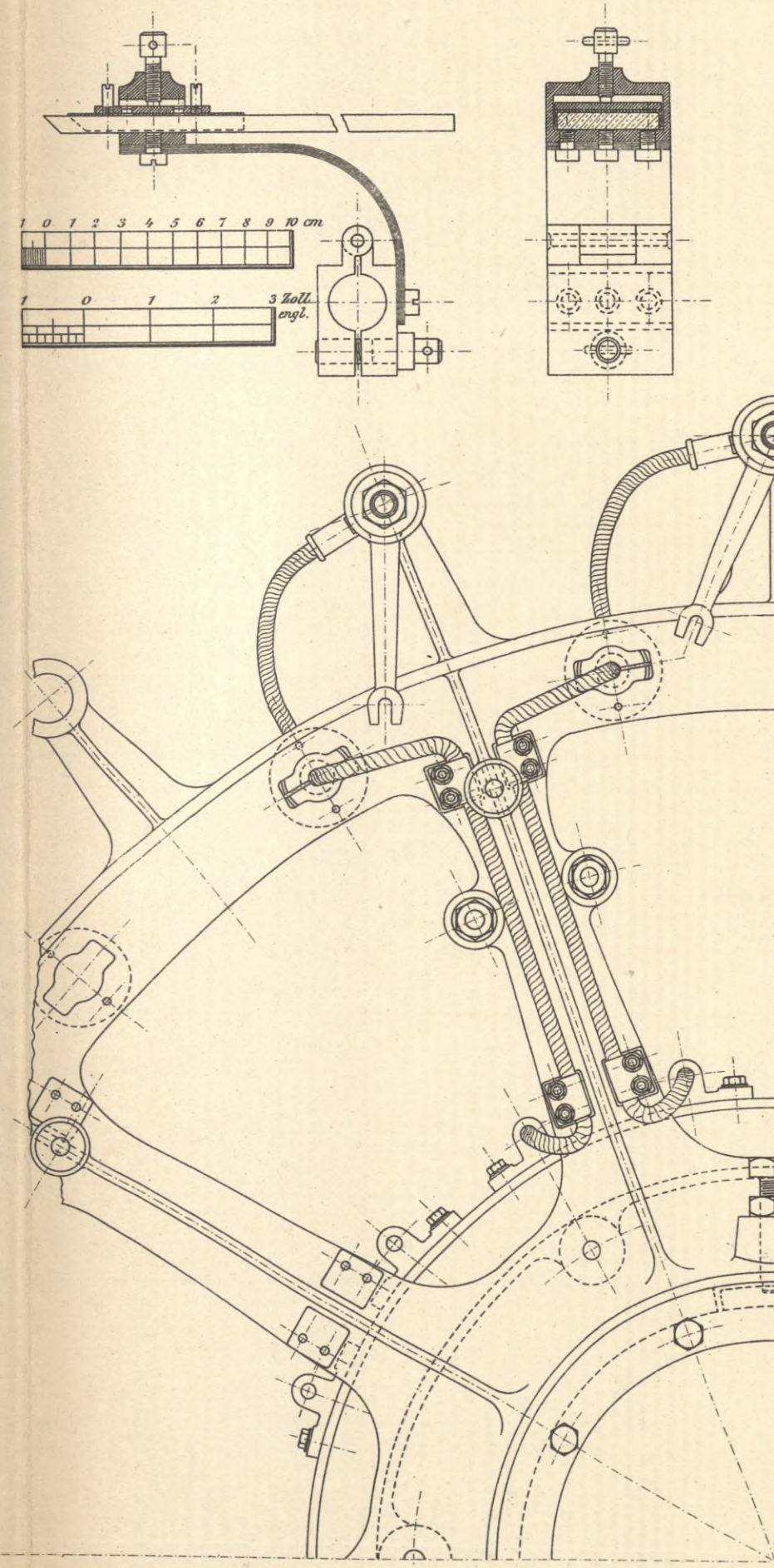
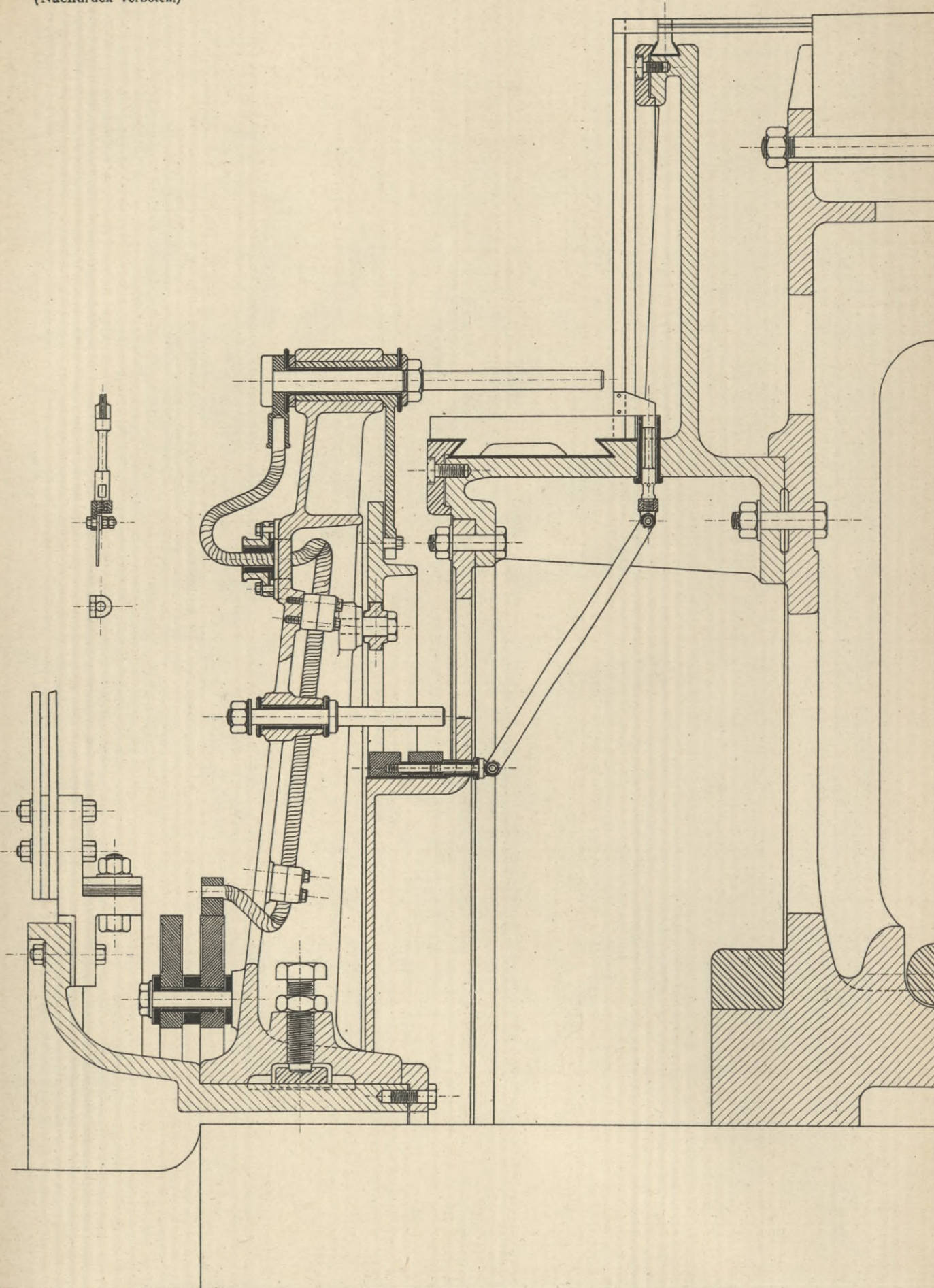


Maassstab





624 Kwt. Gleichstrom-Dynamo  
der Allgemeinen Electricitäts-Gesellschaft, Berlin.  
105 Touren p. M. 240 Volt. 2600 Ampère.  
(Siehe auch Tafel XIII.)



Anker.

Achtzehnpolige Gittertrommel mit Parallelwicklung. Stromabnahme durch 18 Gruppen von 5 Bürsten. 720 Nuten, 8 mm breit, 23 mm tief. 1440 Stäbe 4,2 x 7,2 mm Querschnitt. 720 Kommutatorsegmente.

Feld.

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Stahlpaßguss. 18 Pole und 18 Spulen in 2 parallelen Serien von 9 Spulen geschaltet. Jede Spule enthält 1152 Windungen von 4,5 mm Draht, besponnen auf 5,3 mm.

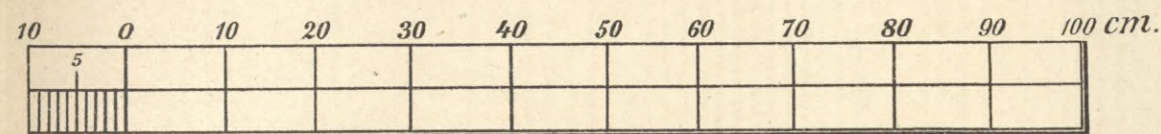


210 Kwt. Drehstrom-Generator

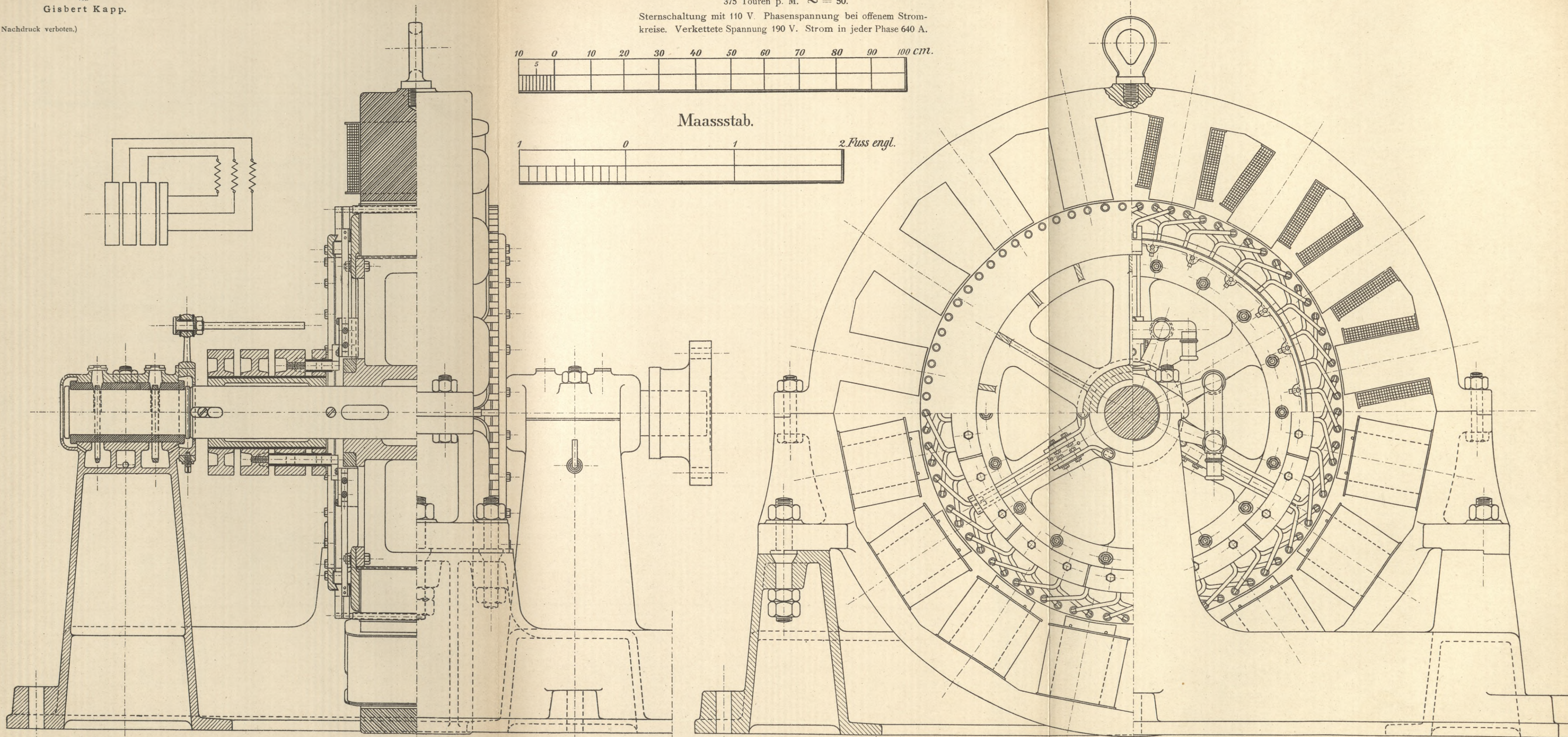
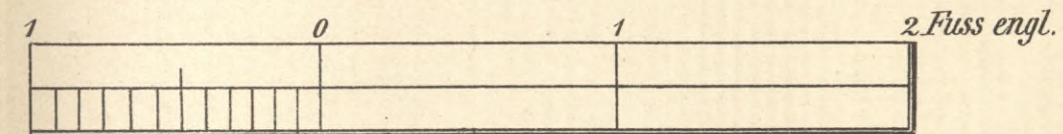
der Cie. de Fives-lille in Paris.

375 Touren p. M.  $\sim = 50$ .

Sternschaltung mit 110 V. Phasenspannung bei offenem Stromkreise. Verkettete Spannung 190 V. Strom in jeder Phase 640 A.



Maassstab.

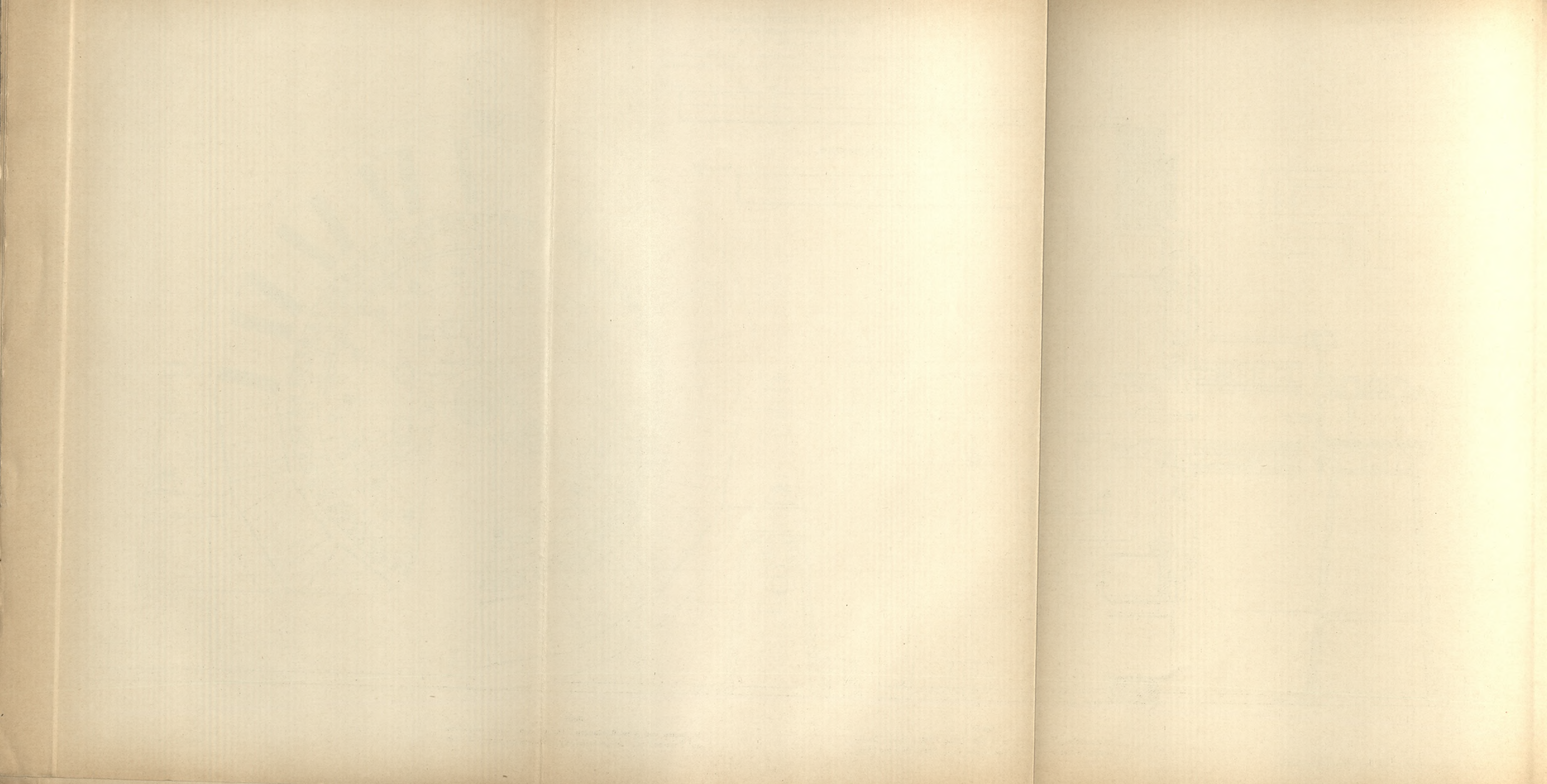


Anker.

Stabwicklung. 78 Stäbe, 26 in jeder Phase. Stäbe 17 mm Durchmesser, isolirt 20 mm. Ankerwiderstand warm 0.00165 Ohm pro Phase.

Feld.

16 Spulen von je 189 Windungen. Draht 4 mm x 6 mm, besponnen auf 5 mm x 7 mm. Erregerstrom 35 A. Widerstand warm 2.75 Ohm.



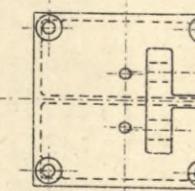
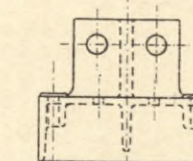
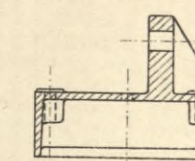
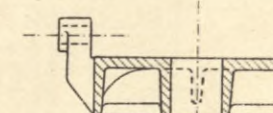
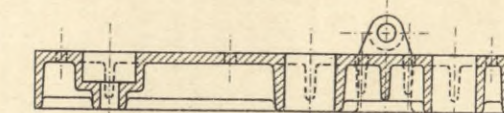
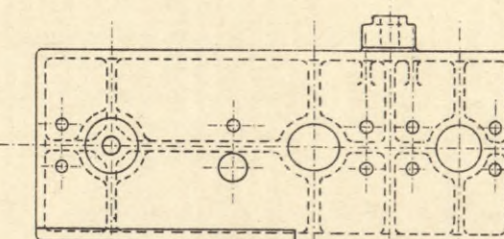
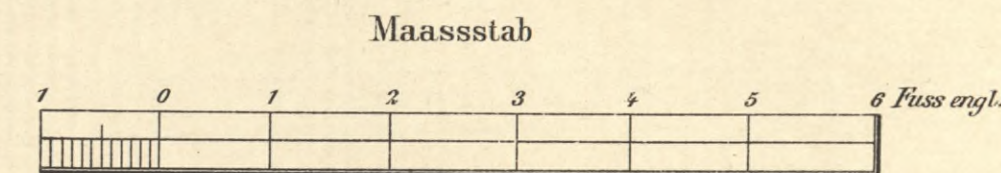
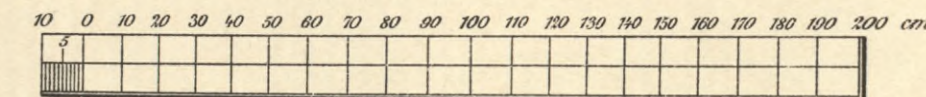
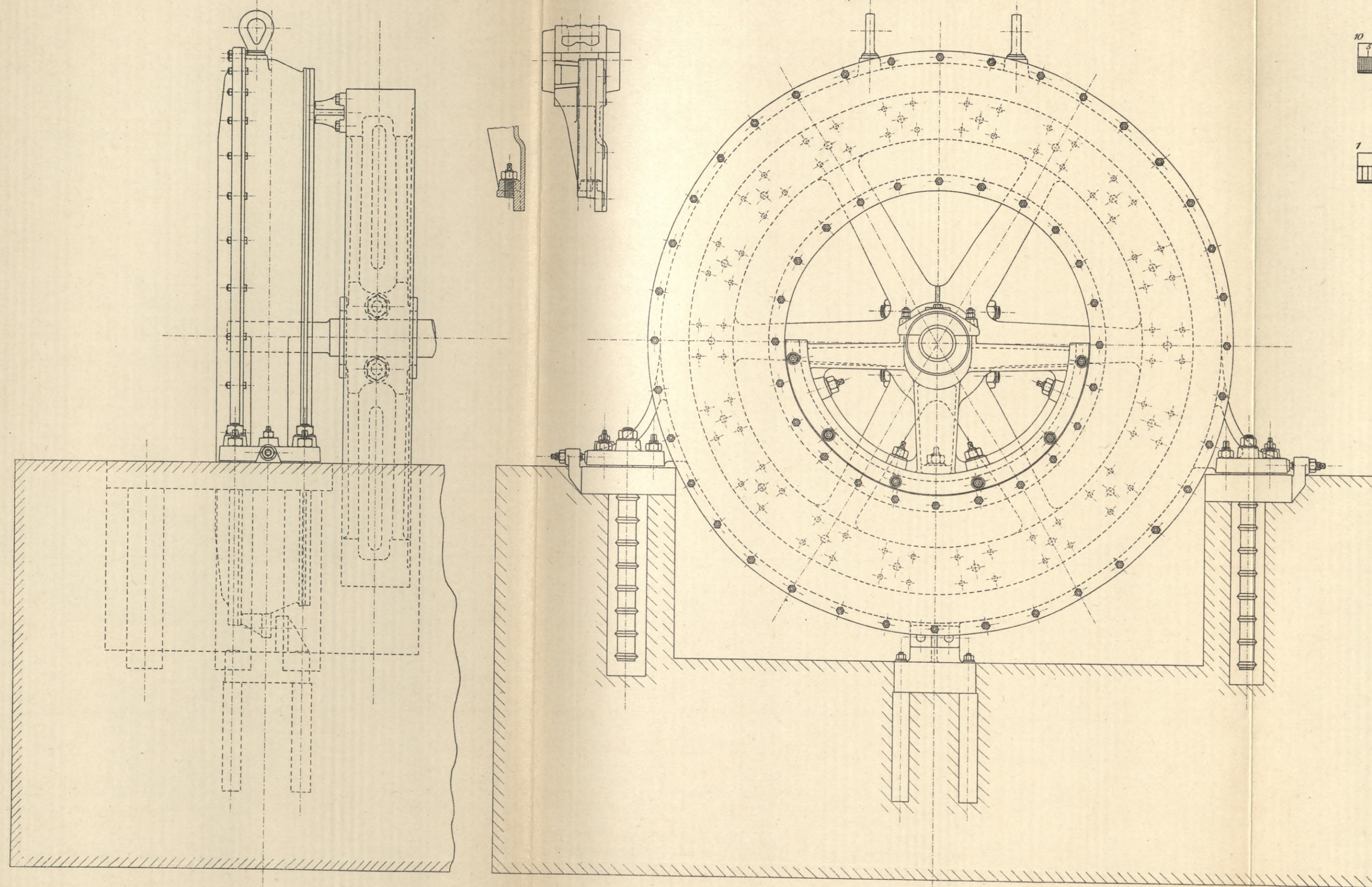
### 200 Kwt. Drehstrom-Generator der Allgemeinen Electricitäts-Gesellschaft. Berlin.

167 Touren p. M.  $\omega = 50$ .

Sternschaltung mit 2900 V. Phasenspannung. Verkettete

Spannung 5000 V. Strom in jeder Phase 28 A.

(Siehe auch Tafel XVII.)

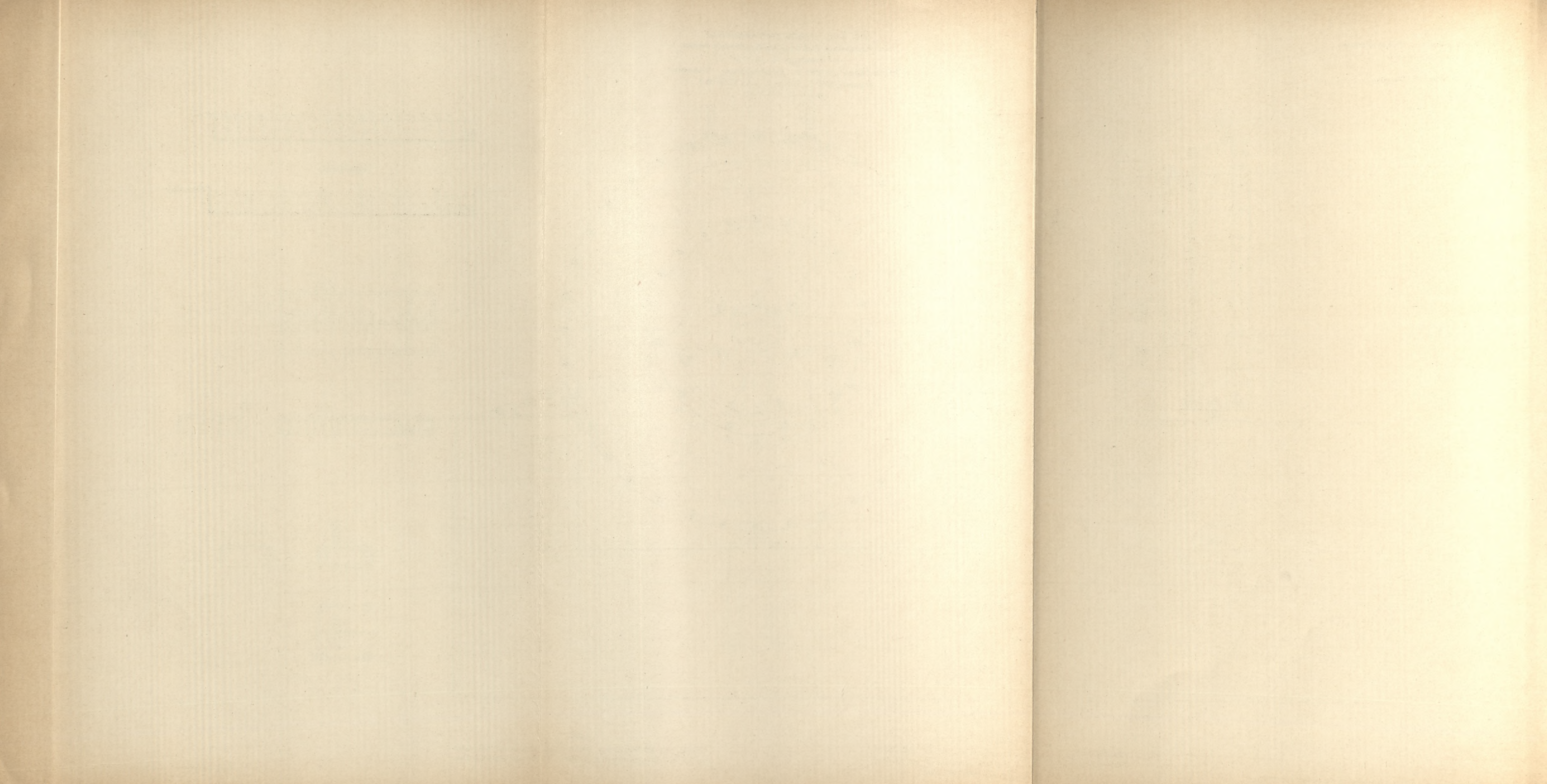


**Anker.**

108 Spulen, 54 auf jedem Ankerringe, 36 in jeder Phase. Jede Spule 24 Windungen von 3,2 mm rundem Draht, besponnen auf 3,7 mm. Ankerwiderstand warm pro Phase 2,47 Ohm.

**Feld.**

1 Spule von 259 Windungen. Draht 7 mm Durchmesser; besponnen auf 7,5 mm. Erregerstrom 60 A. bei 64 V. Widerstand warm 1,04 Ohm.





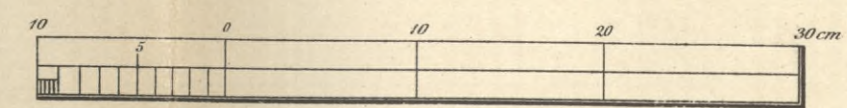
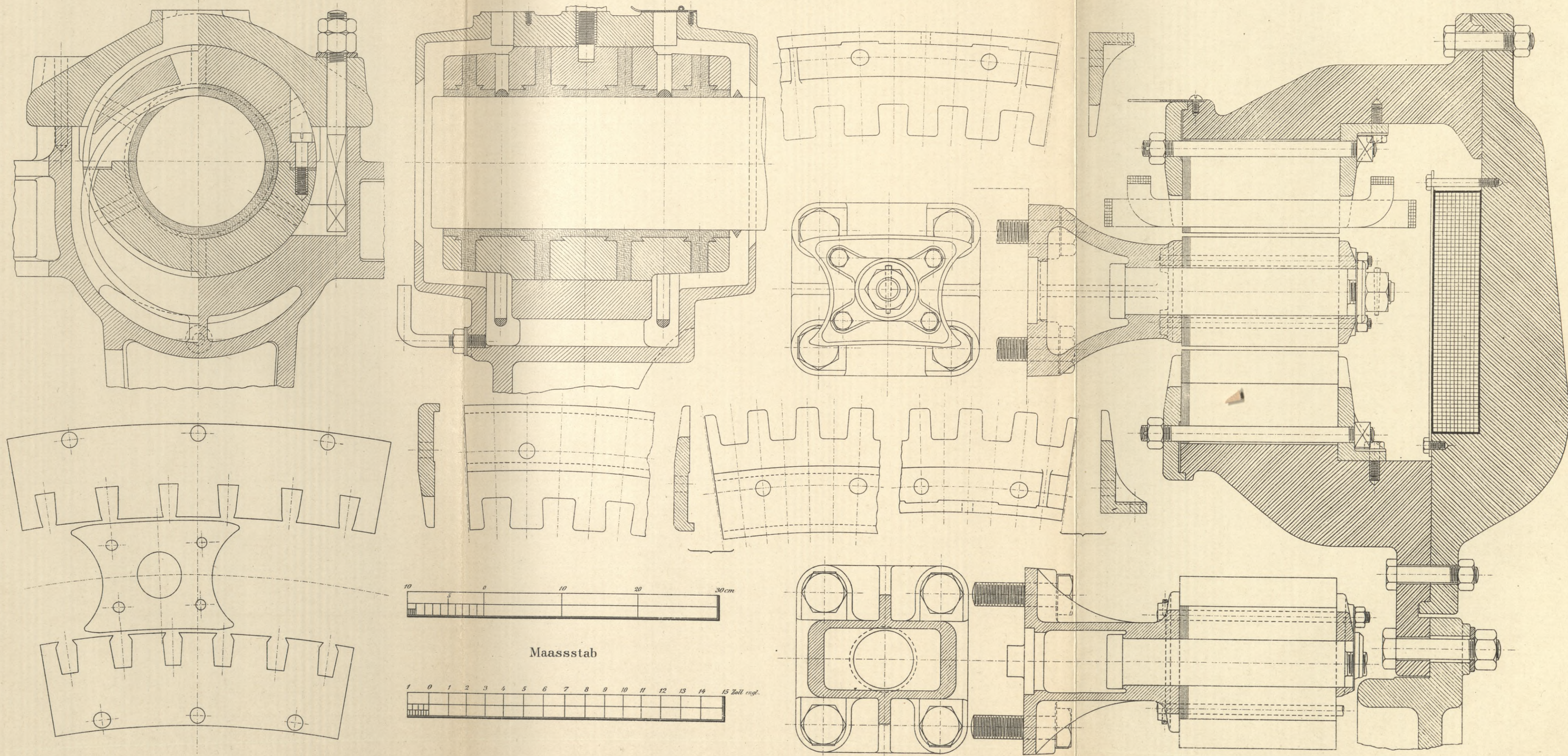
200 Kwt. Drehstrom-Generator  
der Allgemeinen Electricitäts-Gesellschaft, Berlin.

167 Touren p. M.  $\omega = 50$ .

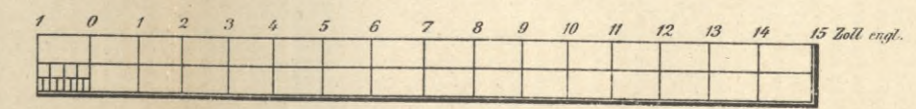
Sternschaltung mit 2900 V. Phasenspannung. Verkettete

Spannung 5000 V. Strom in jeder Phase 28 A.

(Siehe auch Tafel XVI.)



Maassstab

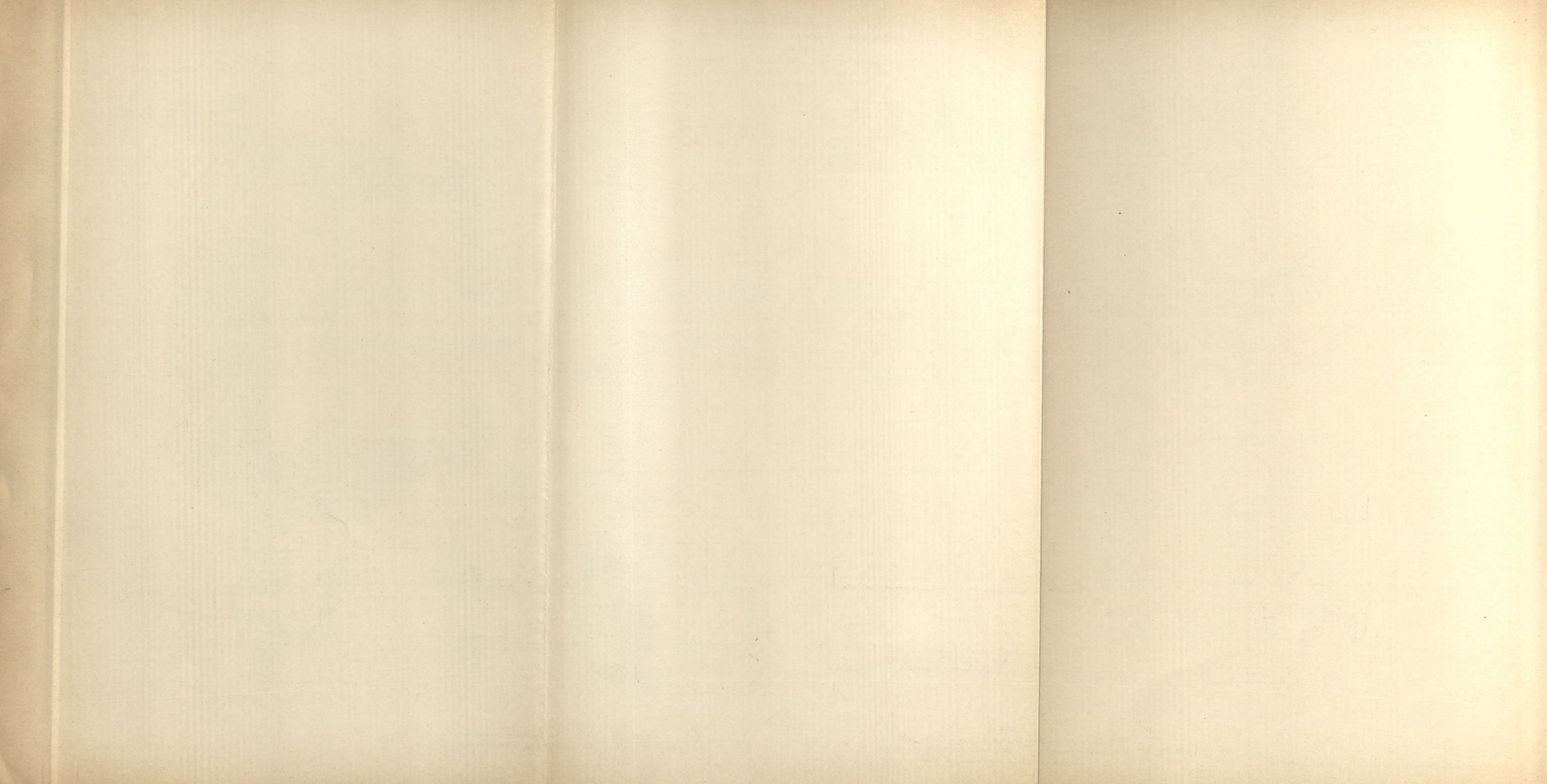


**Anker.**

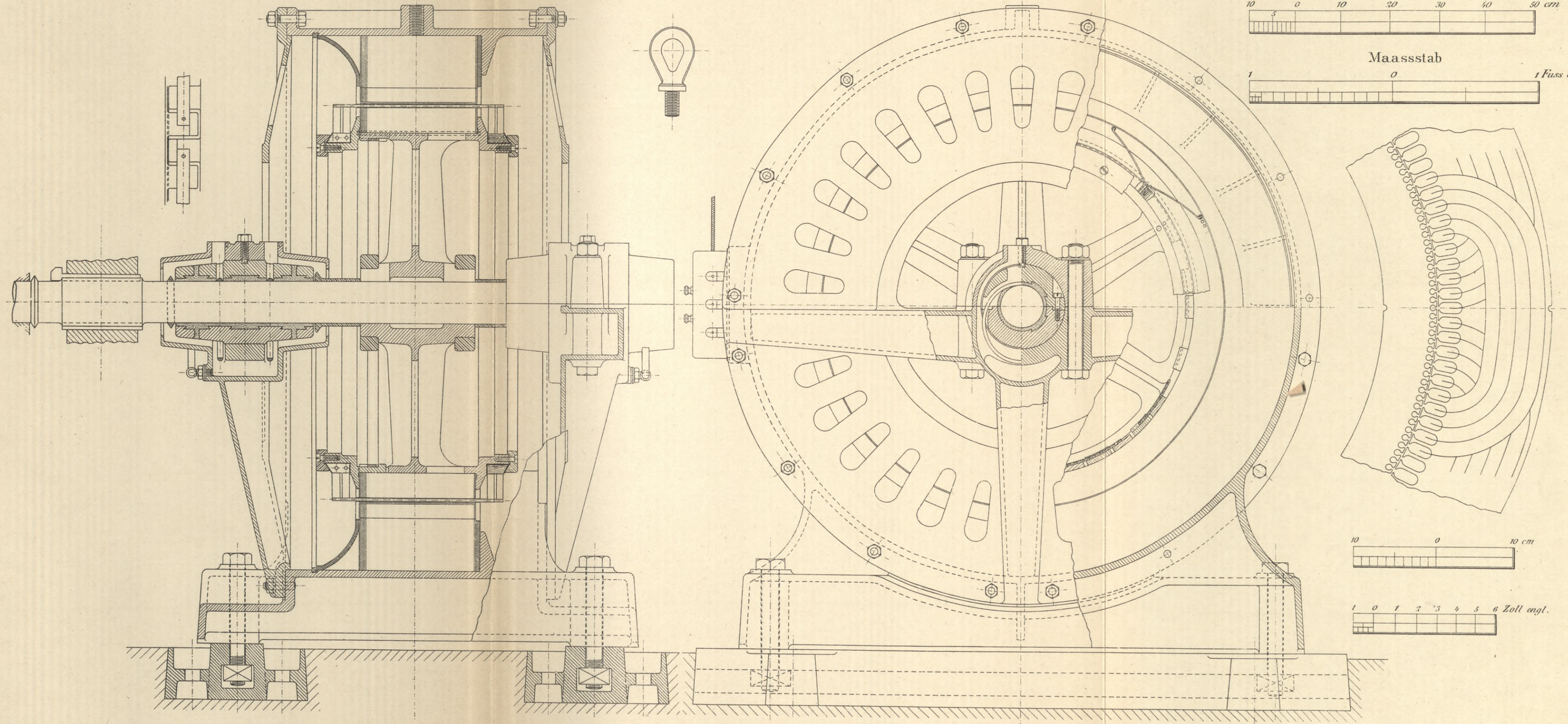
108 Spulen, 54 auf jedem Ankerringe, 36 in jeder Phase. Jede Spule  
24 Windungen von 3,2 mm rundem Draht, besponnen auf 3,7 mm.  
Ankerwiderstand warm pro Phase 2,47 Ohm.

**Feld.**

1 Spule von 259 Windungen. Draht 7 mm Durchmesser; besponnen  
auf 7,5 mm. Erregerstrom 60 A. bei 64 V. Widerstand warm 1,04 Ohm.



75 PS. Drehstrom-Motor  
der Allgemeinen Electricitäts-Gesellschaft, Berlin.  
560 Touren p. M.  $\sim = 50$ .  
Verkettete Spannung 4750 V., pro Phase 2750 V.



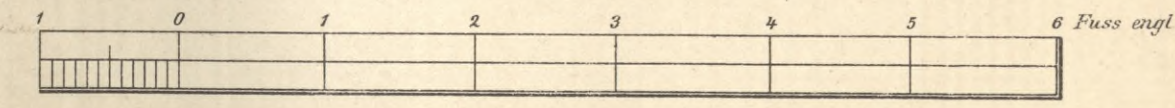
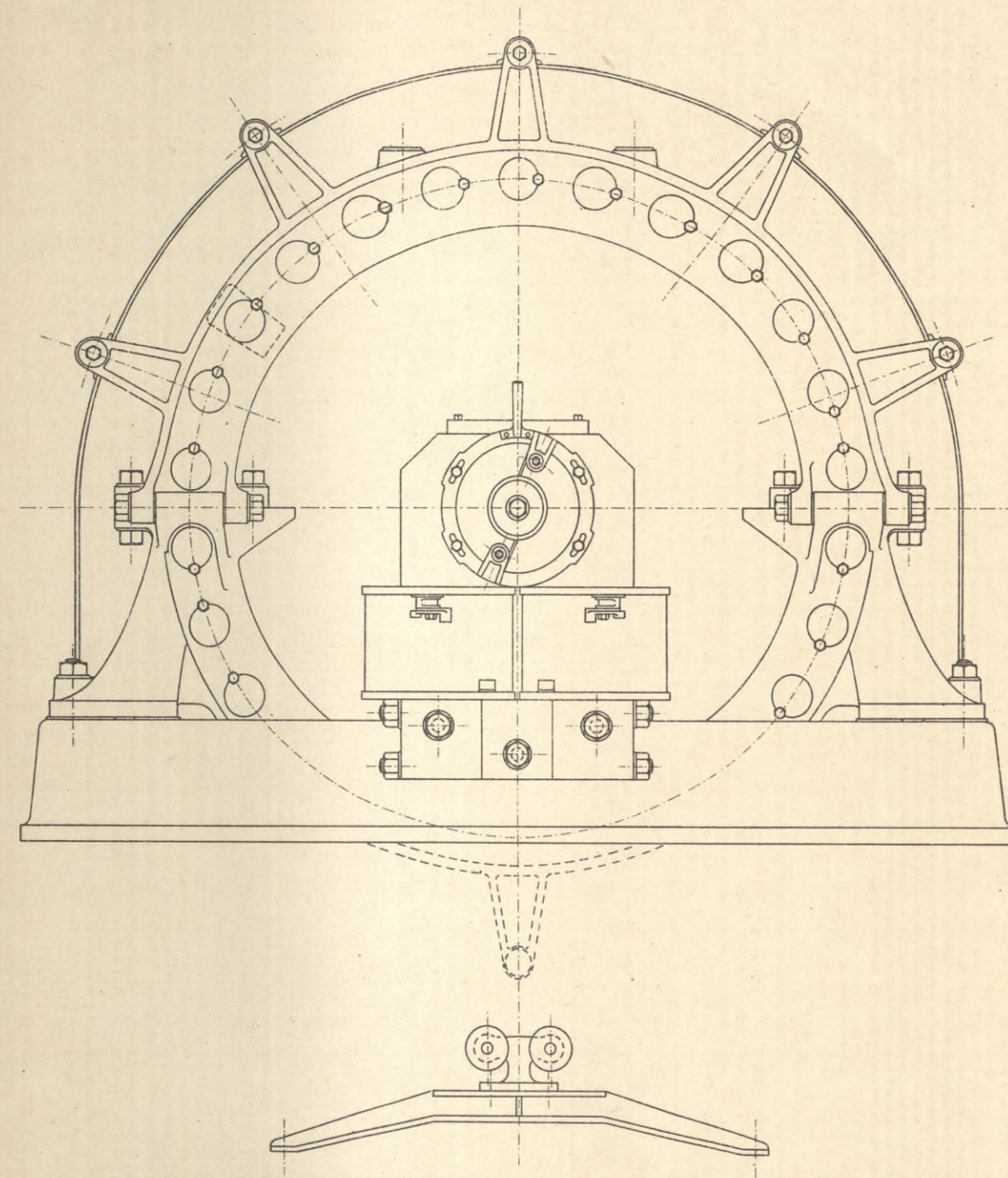
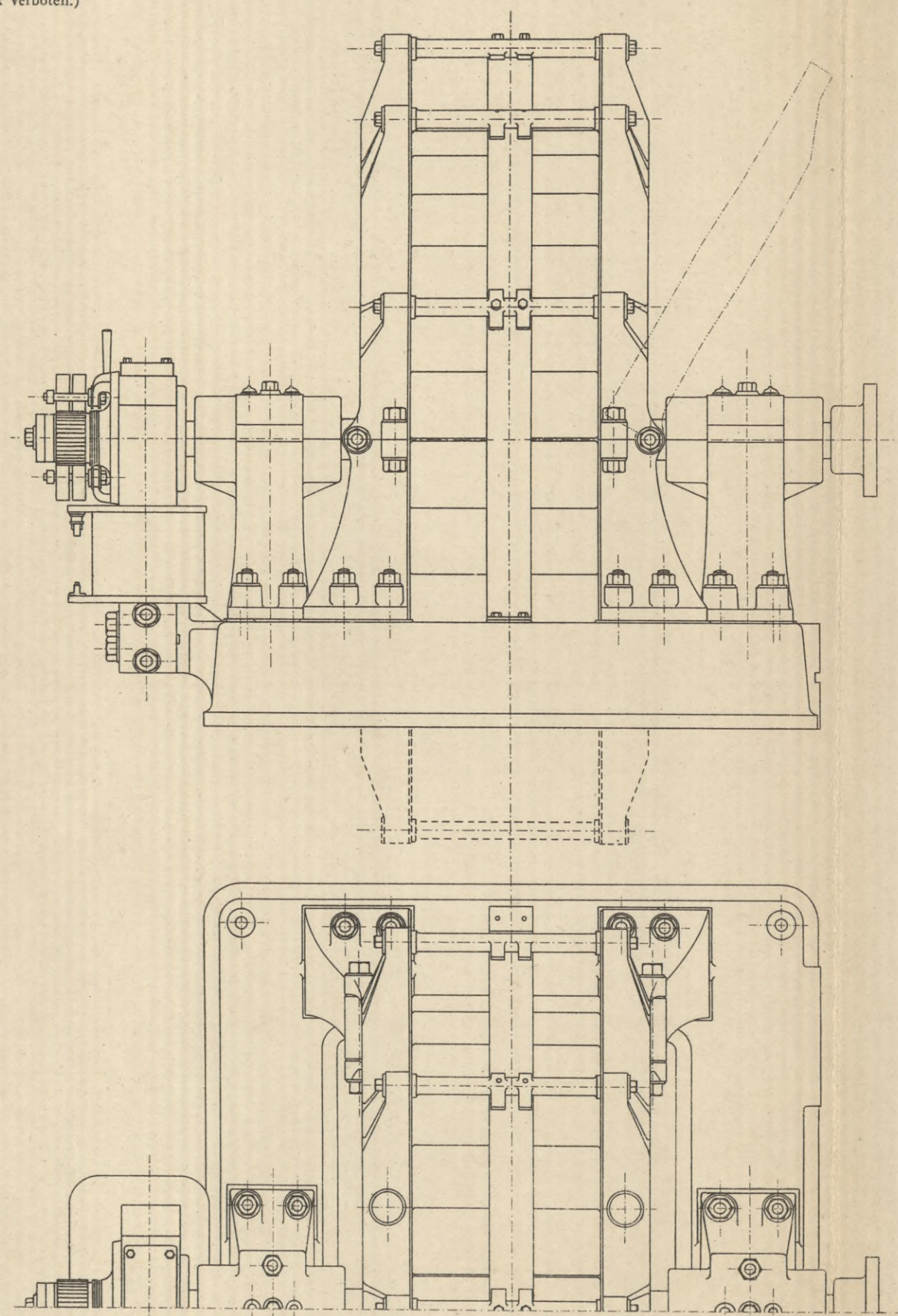
**Anker.**

252 Stäbe von 6 mm Durchmesser verbunden zu 126 einzelnen Schleifen.  
Endverbindungen aus Messing. Widerstand einer Schleife warm  
0,0018 Ohm.

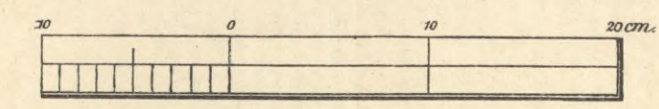
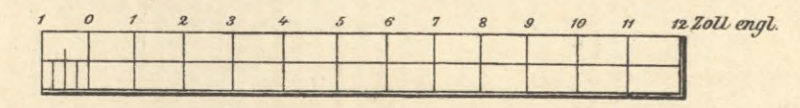
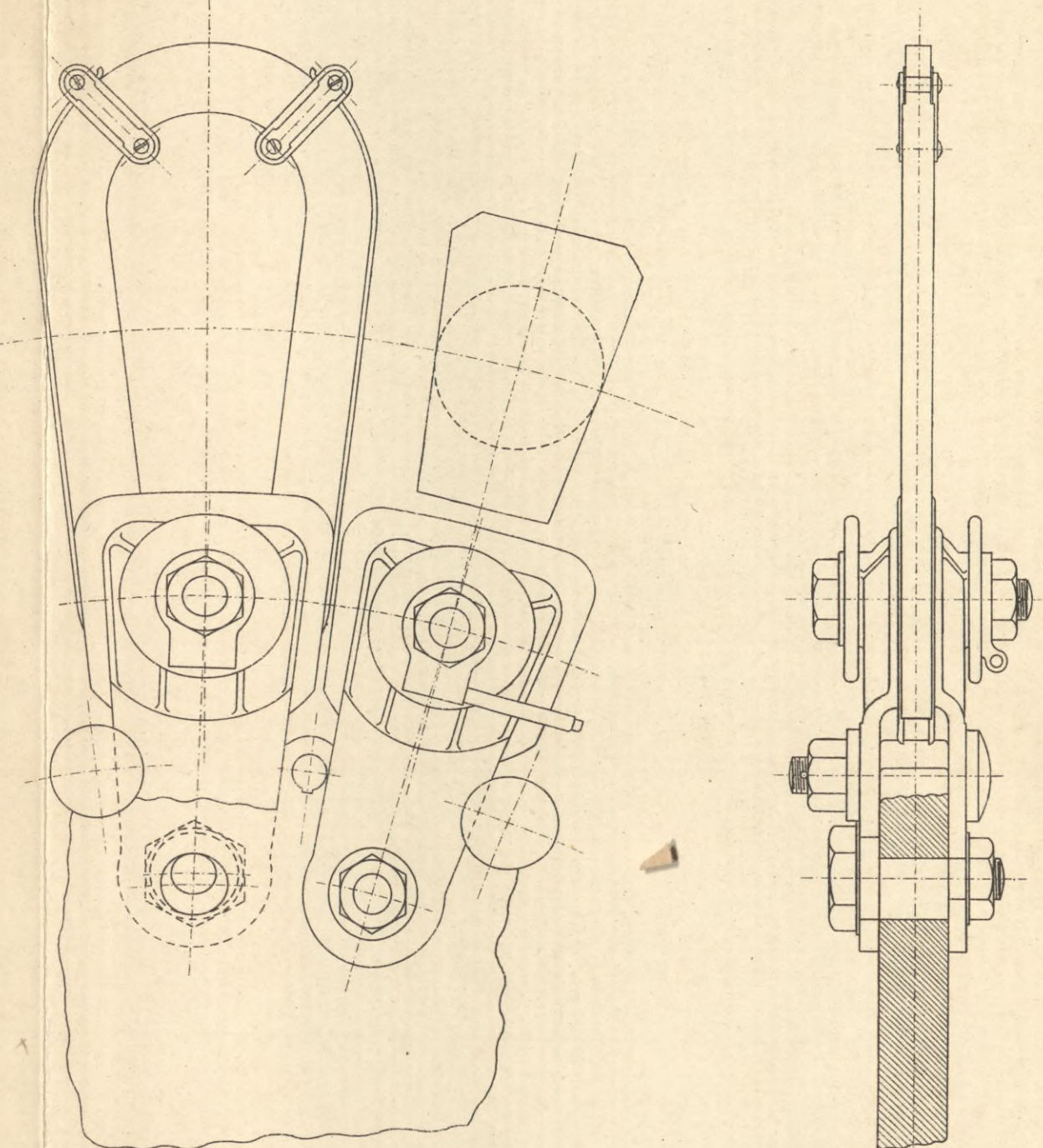
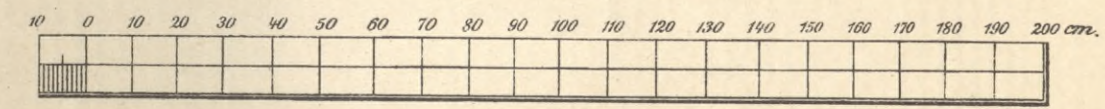
**Feld.**

Zehnpolig. 150 Löcher, jedes 30 Drähte enthaltend. Jede Phase hat  
5 Spulen von 150 Windungen. Draht 1,6 mm Durchmesser, besponnen  
auf 2,0 mm Widerstand jeder Phase warm 10 Ohm.





Maassstab



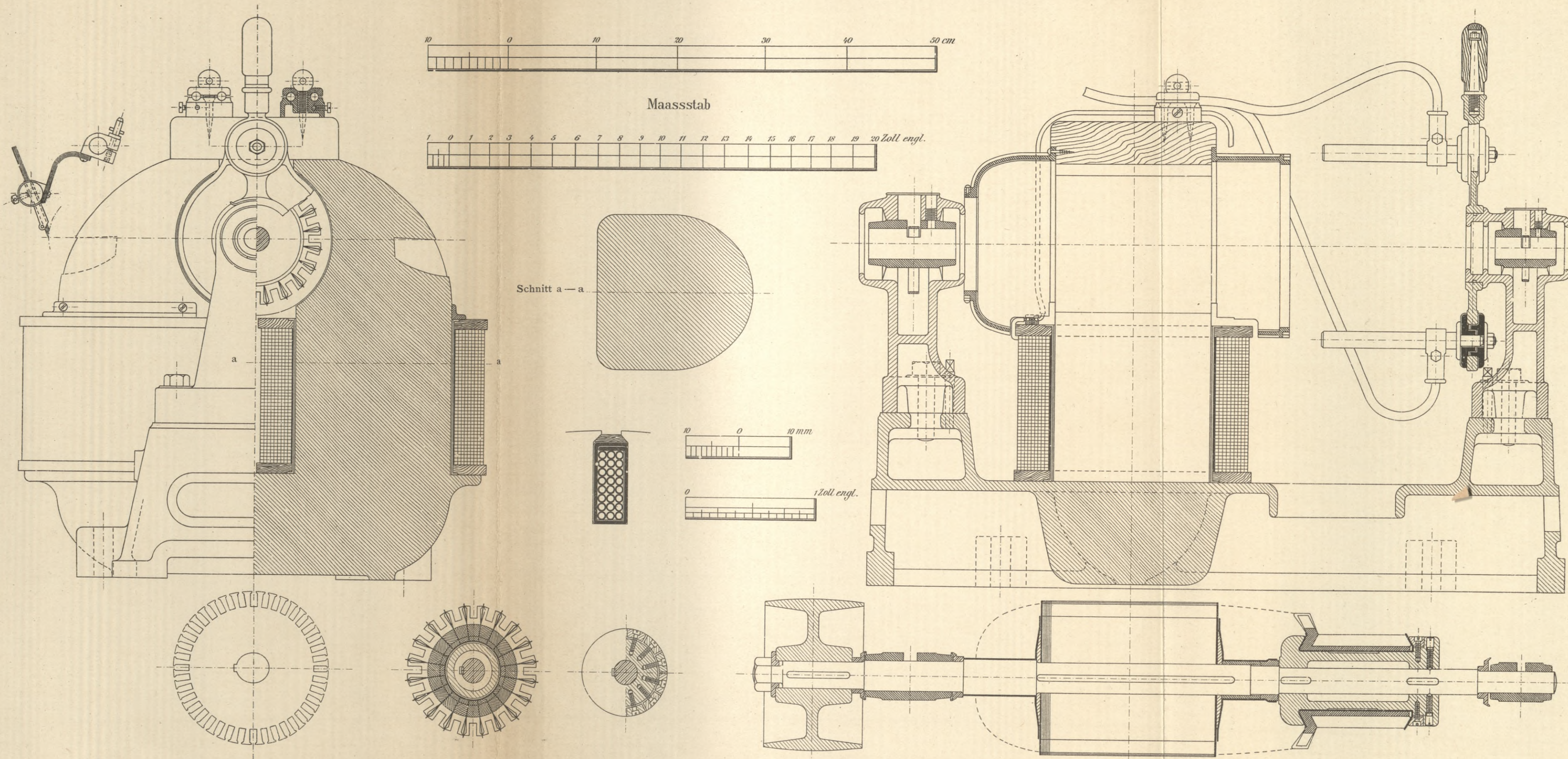
Anker.

26 Spulen in Serienschaltung. Jede Spule enthält 30 Windungen Kupferband 18 mm x 1 mm Querschnitt. Widerstand warm 0,8 Ohm.

Feld.

52 Pole aus Schmiedeeisen, auf jeder Seite des Ankers; Jochringe aus Gusseisen. 52 Magnetspulen, jede 105 Windungen von rechteckigem Draht enthaltend. Querschnitt blank 10,9 mm x 4,6 mm, besponnen auf 11,9 mm x 5,6 mm. Alle Spulen in Serienschaltung. Widerstand warm 105 Ohm. Erregerstrom 62 A.





Schnitt a—a

**Anker.**

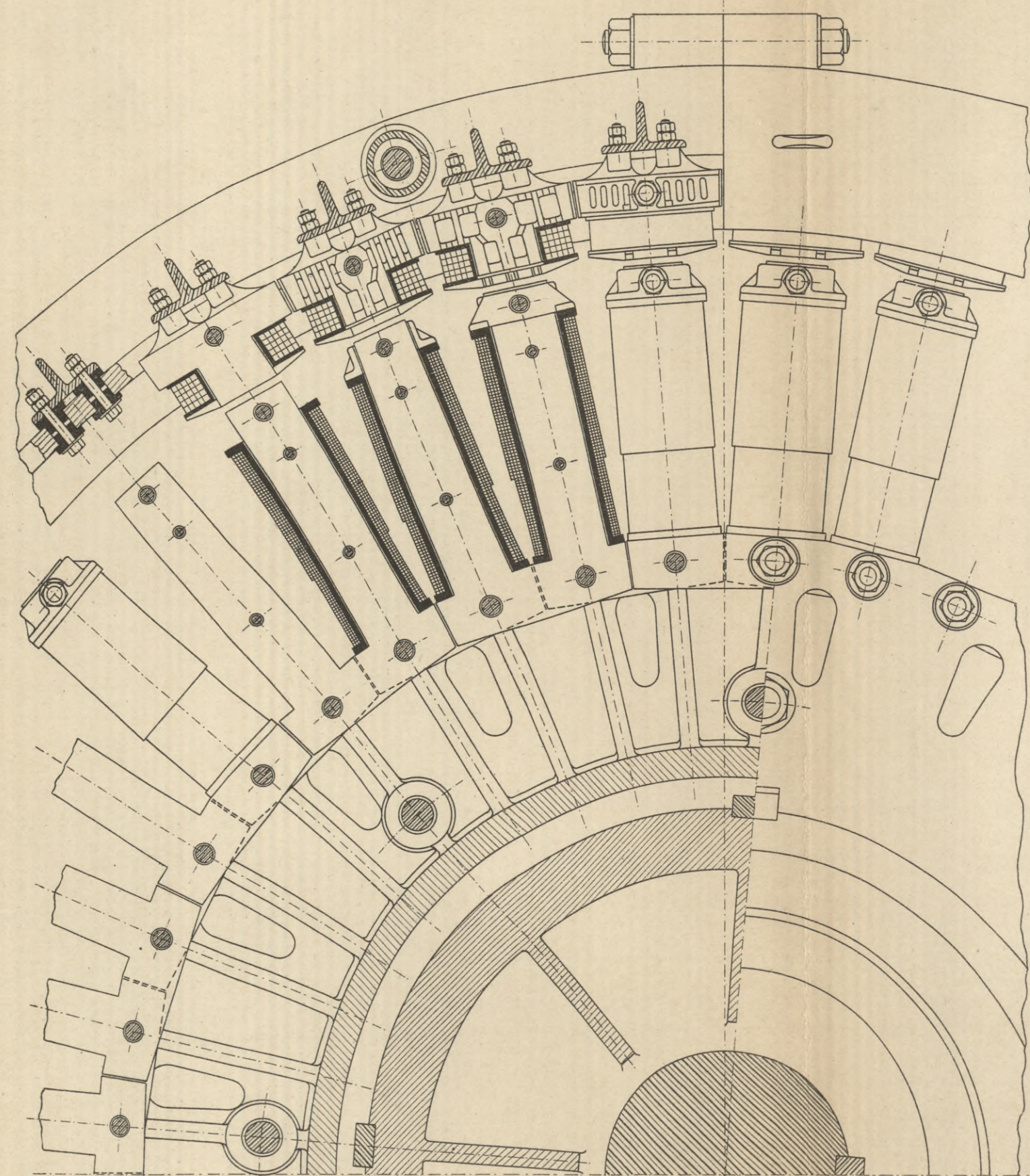
Zweipolige Trommel. Stromabnahme durch 2 Gruppen von 3 Bürsten. 40 Nuten 7 mm breit, 18,4 mm tief. 20 Spulen, jede 12 Windungen von 2 parallelen Drähten enthaltend. 20 Kommutatorsegmente. Ankerdraht 1,225 mm Durchmesser, besponnen auf 1,725 mm. Ankerwiderstand warm 0,42 Ohm.

**Feld.**

Joch, Magnetkerne und Polschuhe aus Gusseisen. 2 Pole und 2 Spulen. Nebenschlusswicklung. Jede Spule enthält 3500 Windungen von 1,167 mm Draht, besponnen auf 1,467 mm. Widerstand warm 109 Ohm. Erregerstrom 1,24 Ampère bei voller Leistung.

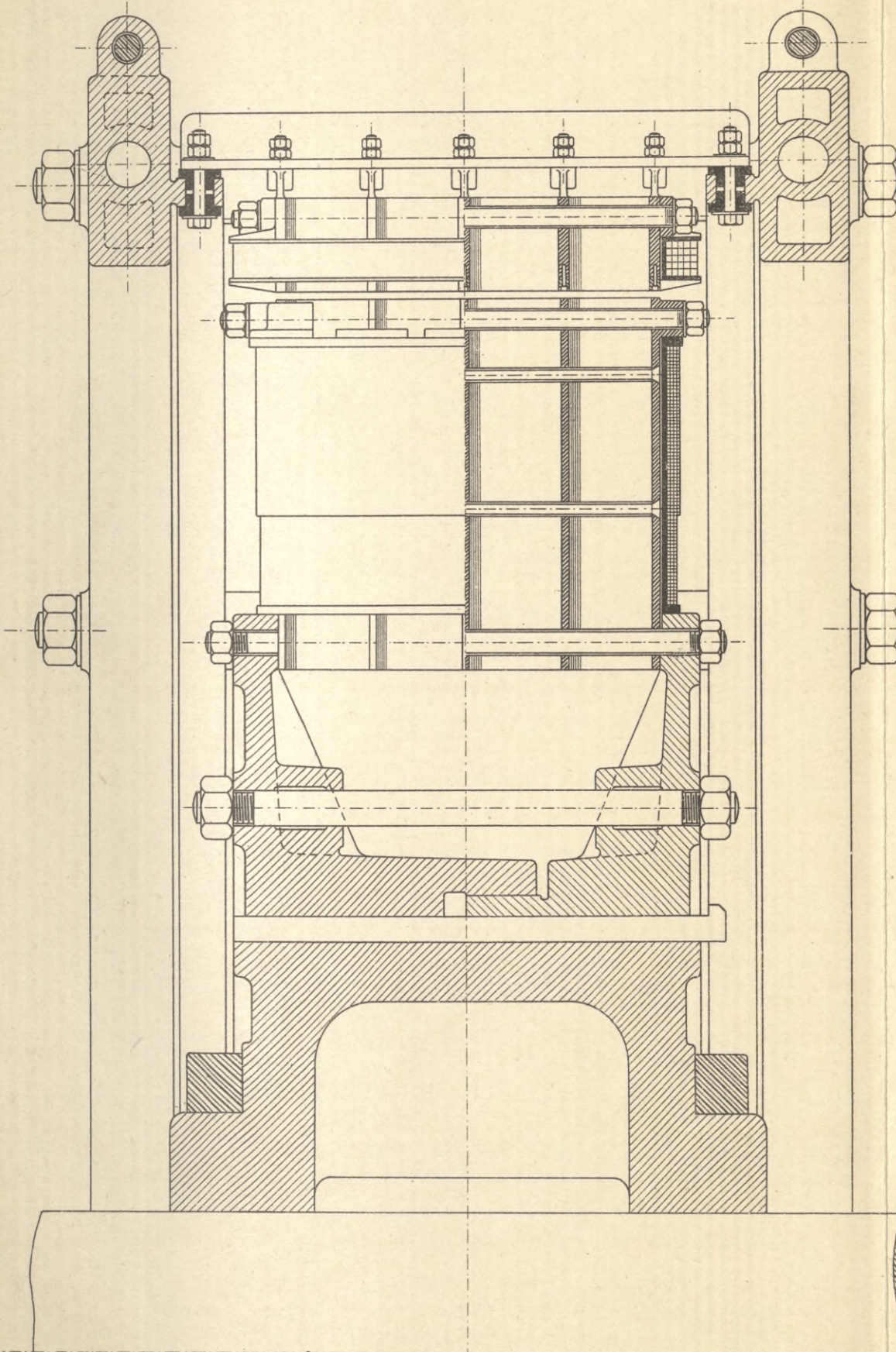






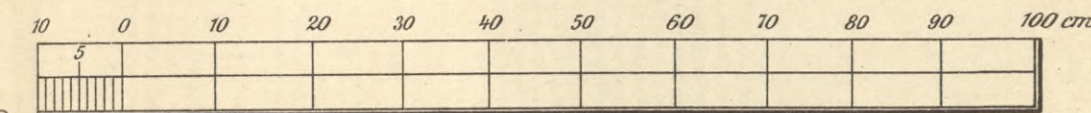
Anker.

40 Spulen, jede enthält 25 Windungen von 8 mm rundem Draht, besponnen auf 9,2 mm. Zwei Serien von 20 Spulen sind parallel geschaltet. Widerstand des Ankers warm 0,14 Ohm.

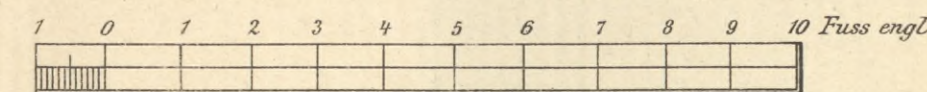
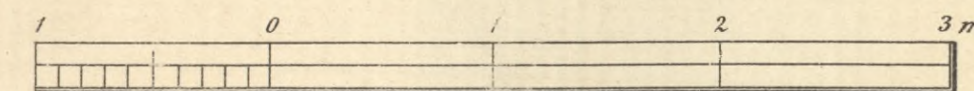
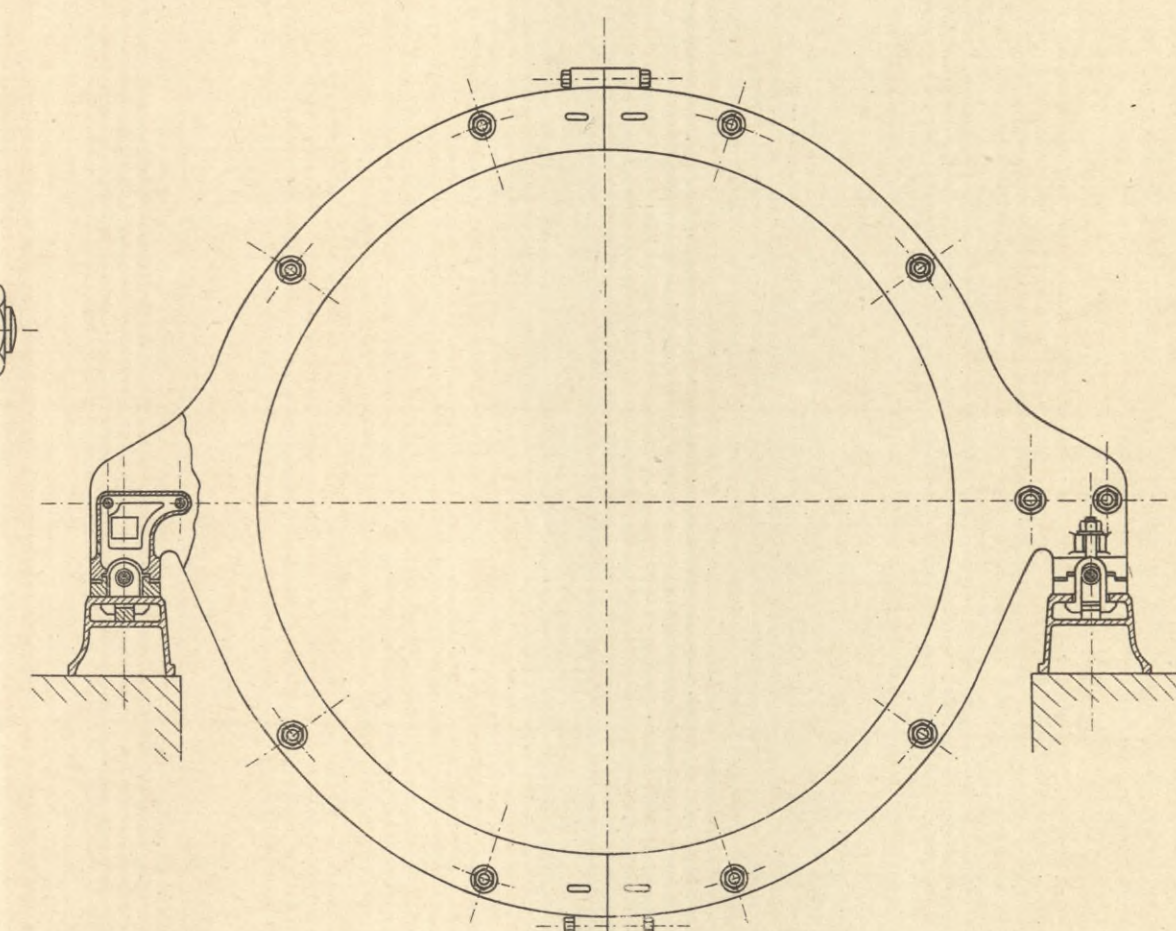
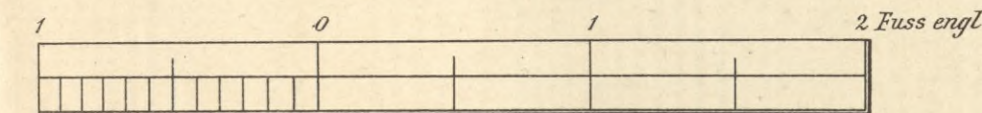


Feld.

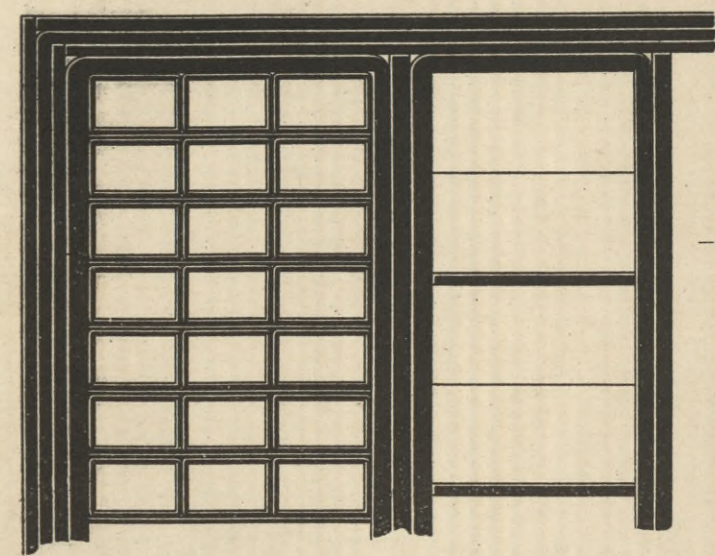
40 Spulen von je 212 Windungen. Draht 6 mm Durchmesser, besponnen auf 7 mm. Widerstand pro Spule warm 0,19 Ohm. Erregerstrom in jeder Spule 40 Amp.



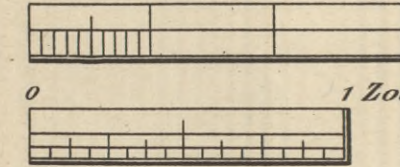
Maassstab





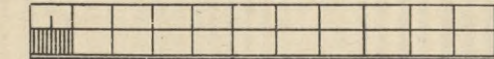


10 0 10 20 mm

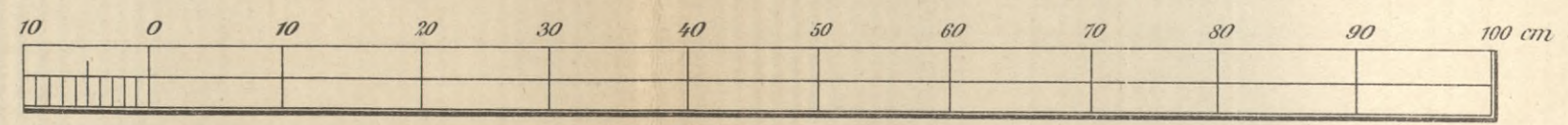
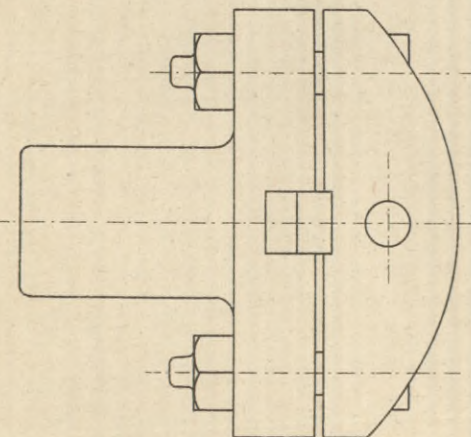
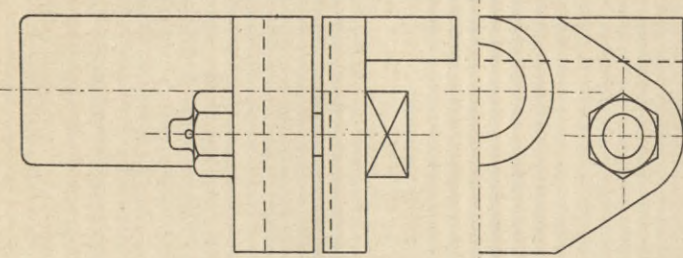


1 Zoll engl.

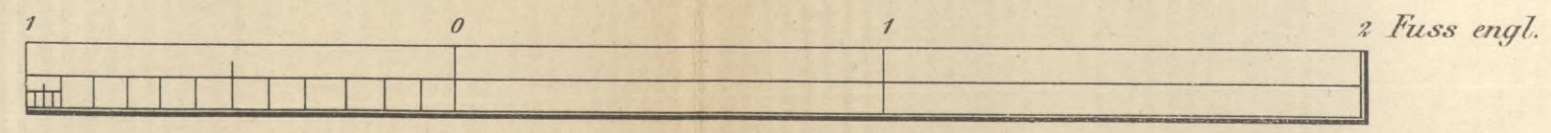
1 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 cm



1 0 1 2 3 Zoll engl.



Maassstab



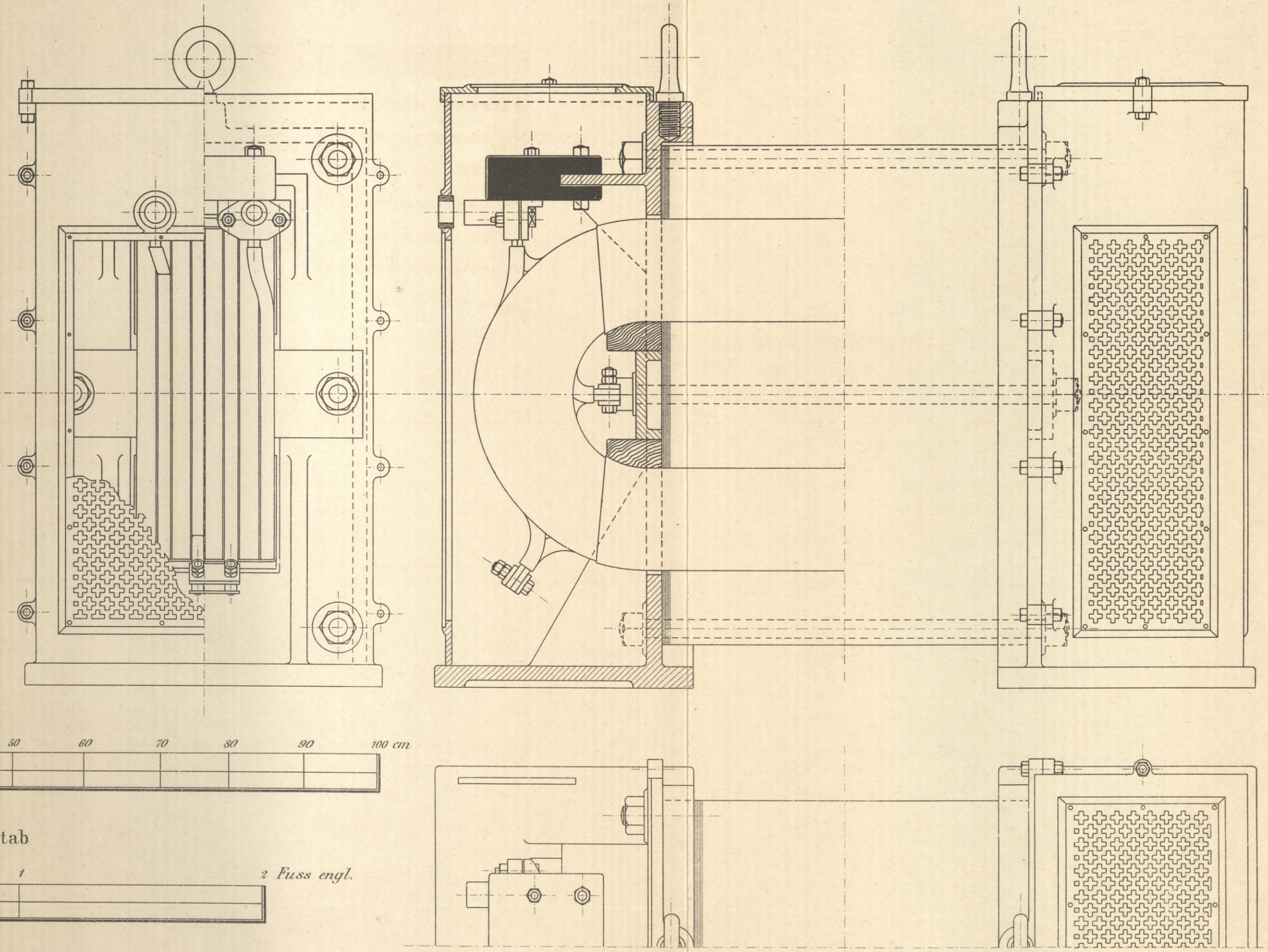
2 Fuss engl.

Primär.

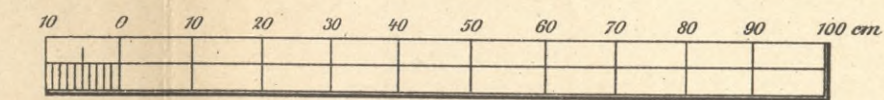
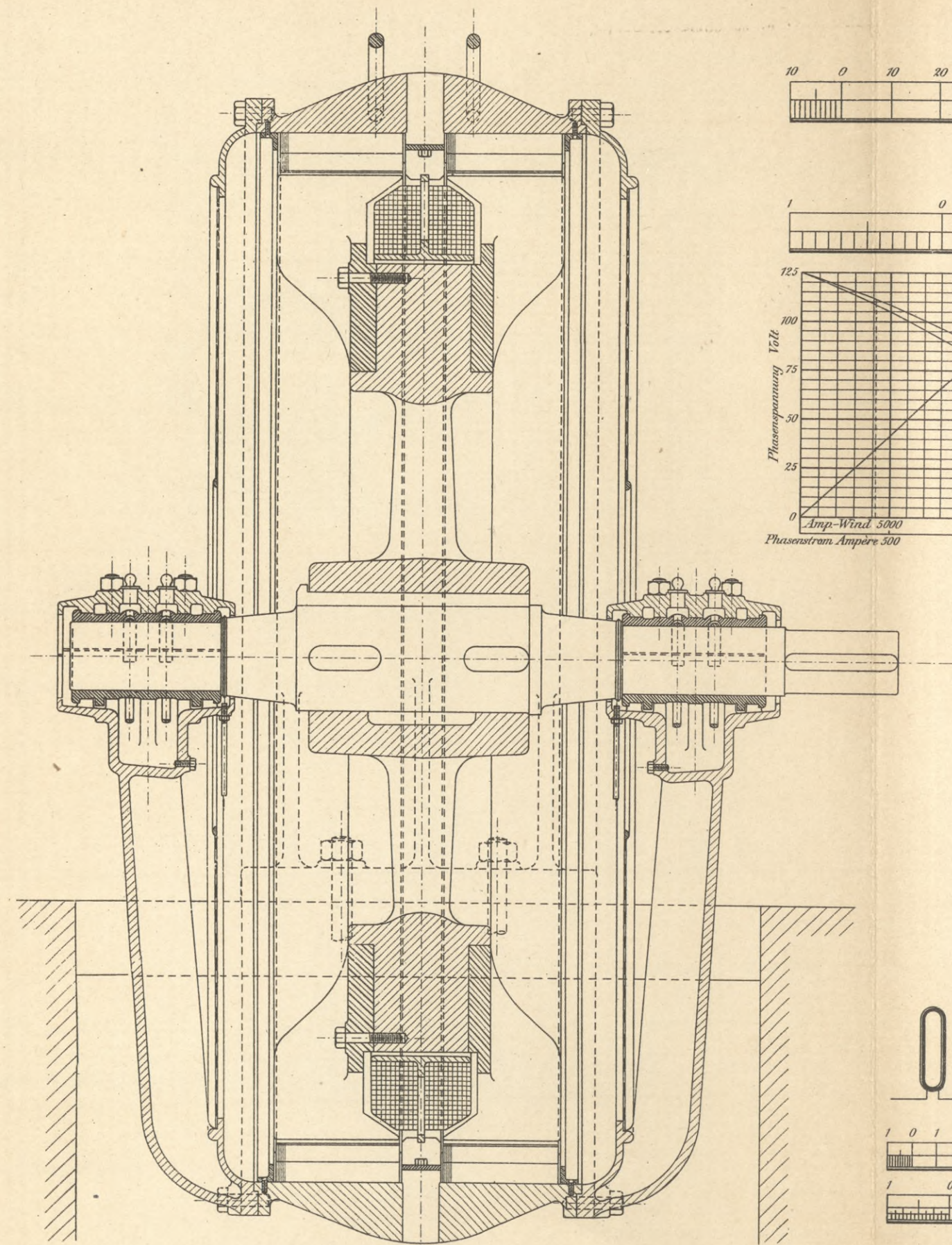
4 Spulen in Serie geschaltet. Jede Spule enthält 78 Windungen. Draht 6,7 mm x 3,8 mm, besponnen auf 7,6 mm x 4,7 mm. Widerstand warm 0,456 Ohm.

Secundär.

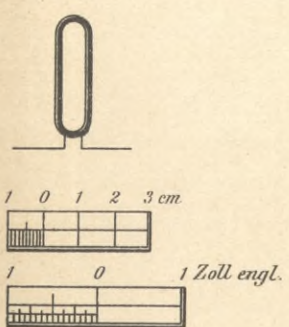
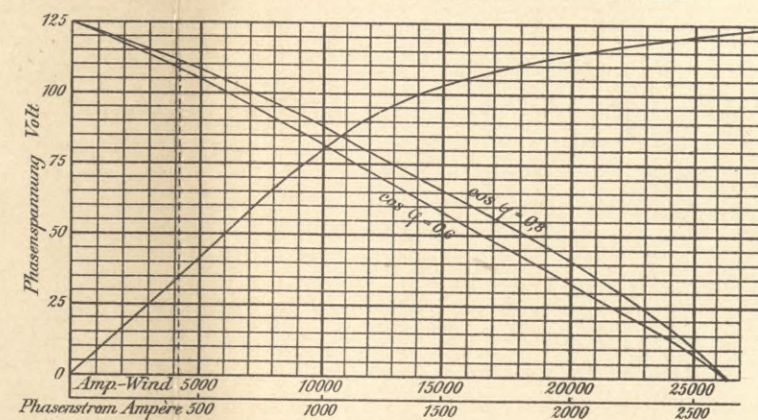
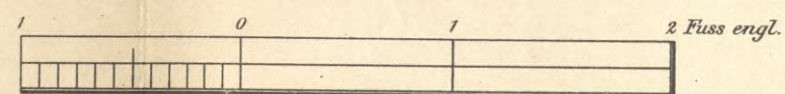
4 Spulen in Serie geschaltet. Jede Spule enthält 8 Windungen von 2 parallelen Drähten. Draht 16 mm x 7,8 mm, isolirt mittelst Pressspanstreifen. Widerstand warm 0,0048 Ohm.





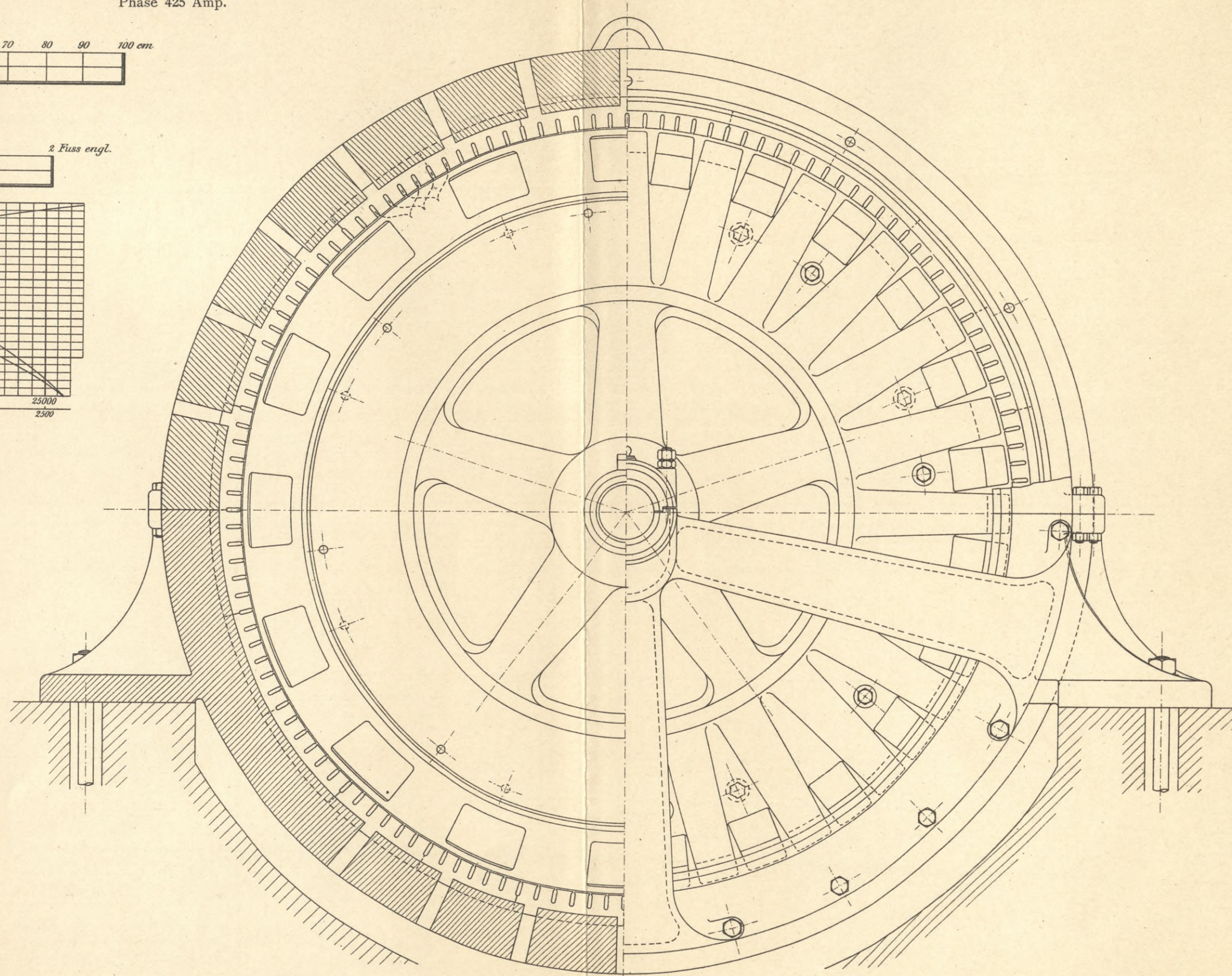


Maassstab



Anker.

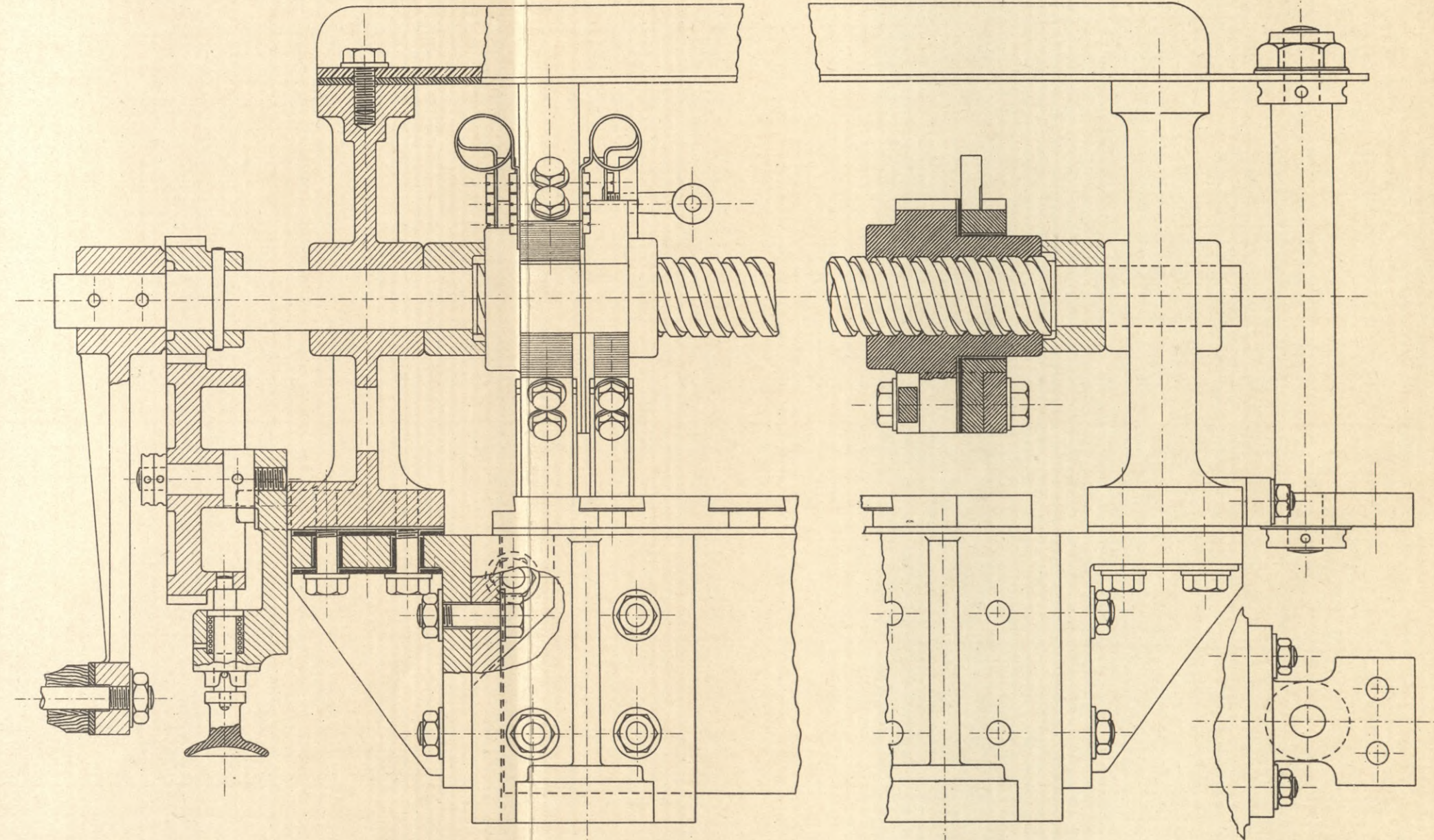
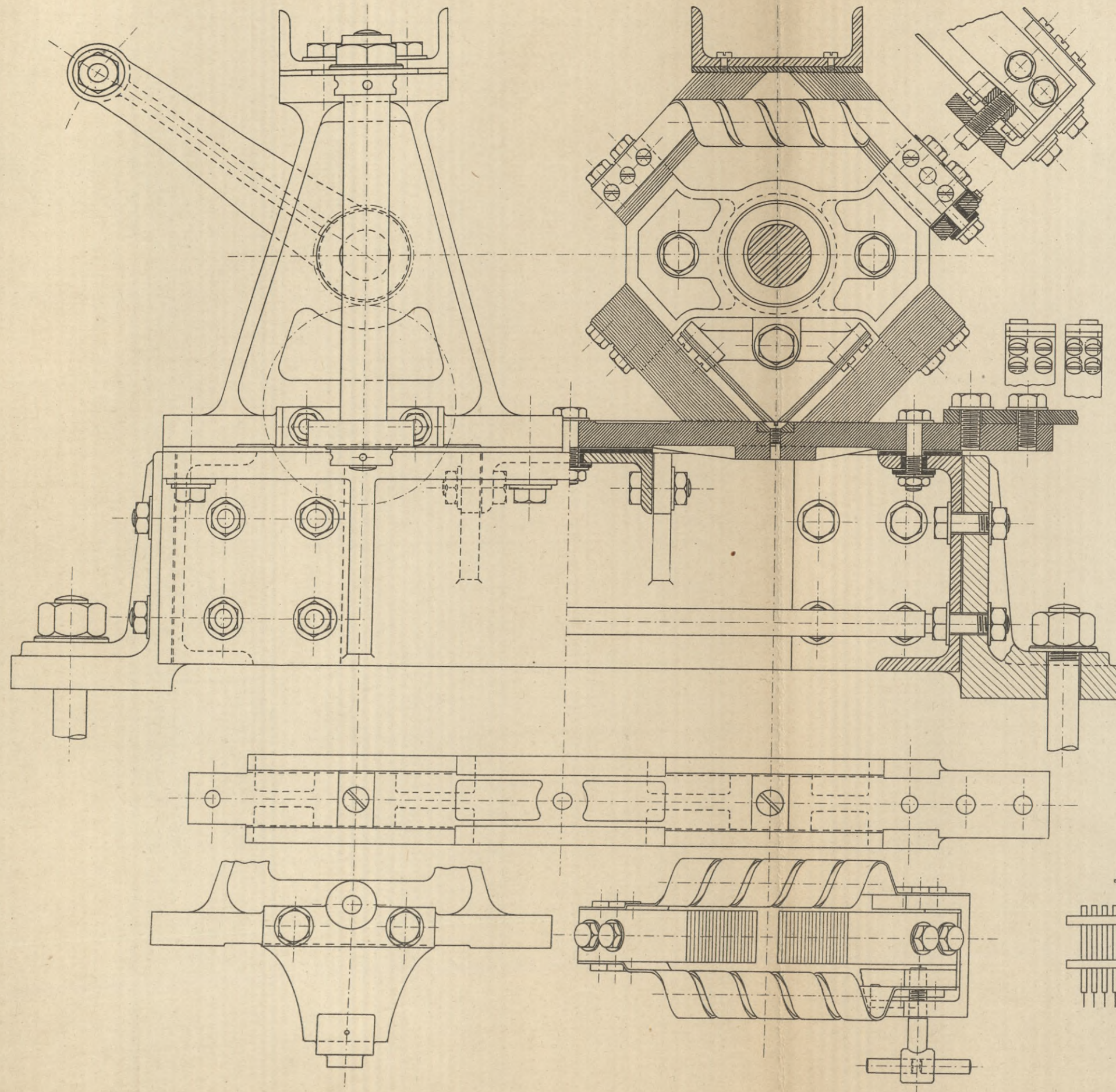
Stabwicklung 144 Stäbe, 48 in jeder Phase. Stäbe 210 qmm Querschnitt. Ankerwiderstand warm pro Phase 0,0054 Ohm.



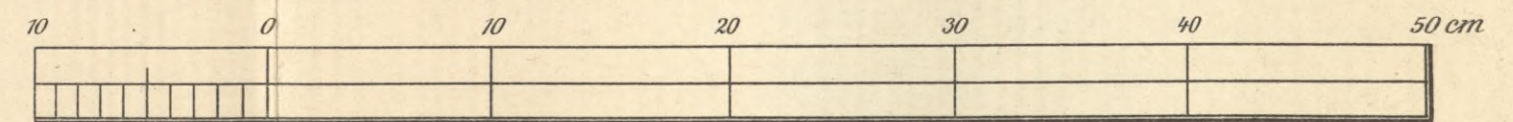
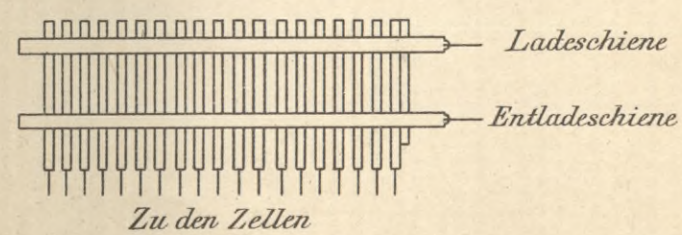
Feld.

1 Spule von 700 Windungen. Draht 5 mm Durchmesser, besponnen auf 5,86 mm. Erregerstrom 30 A. Widerstand warm 3,9 Ohm.

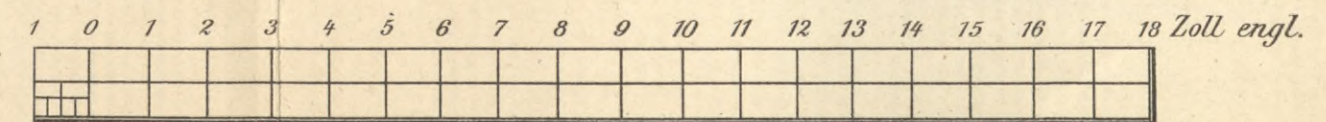




*Schema des Schalters*

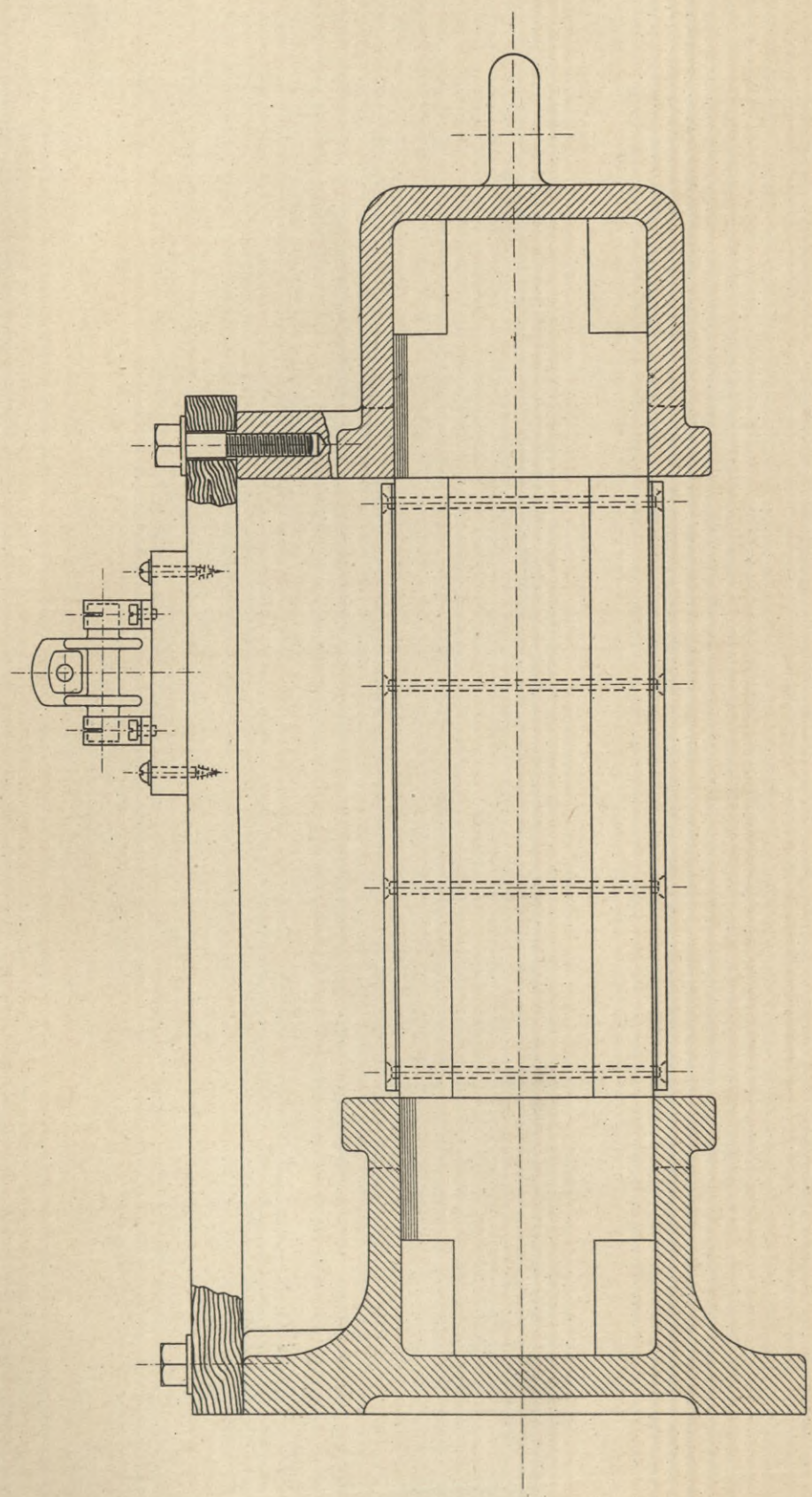


Maassstab

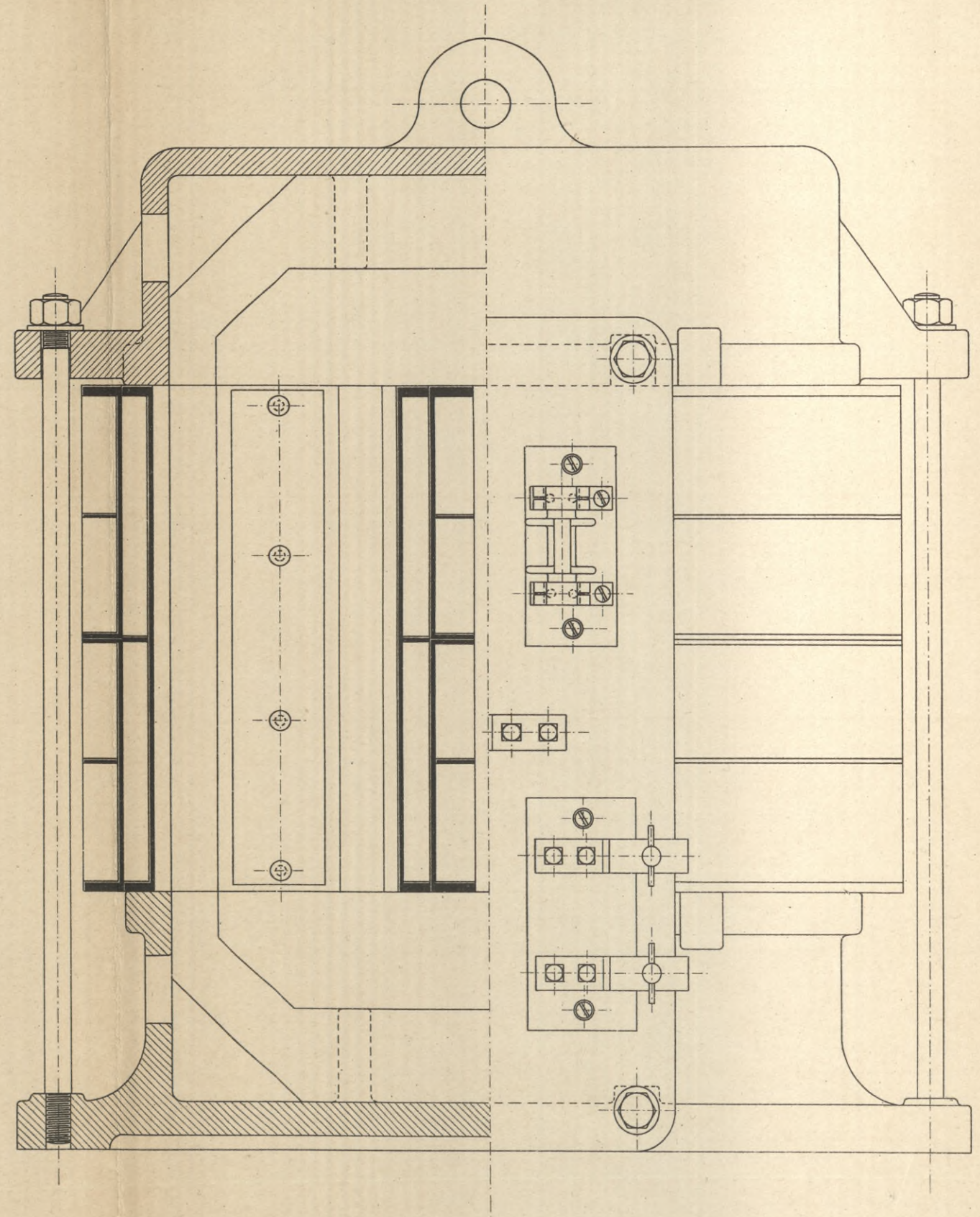




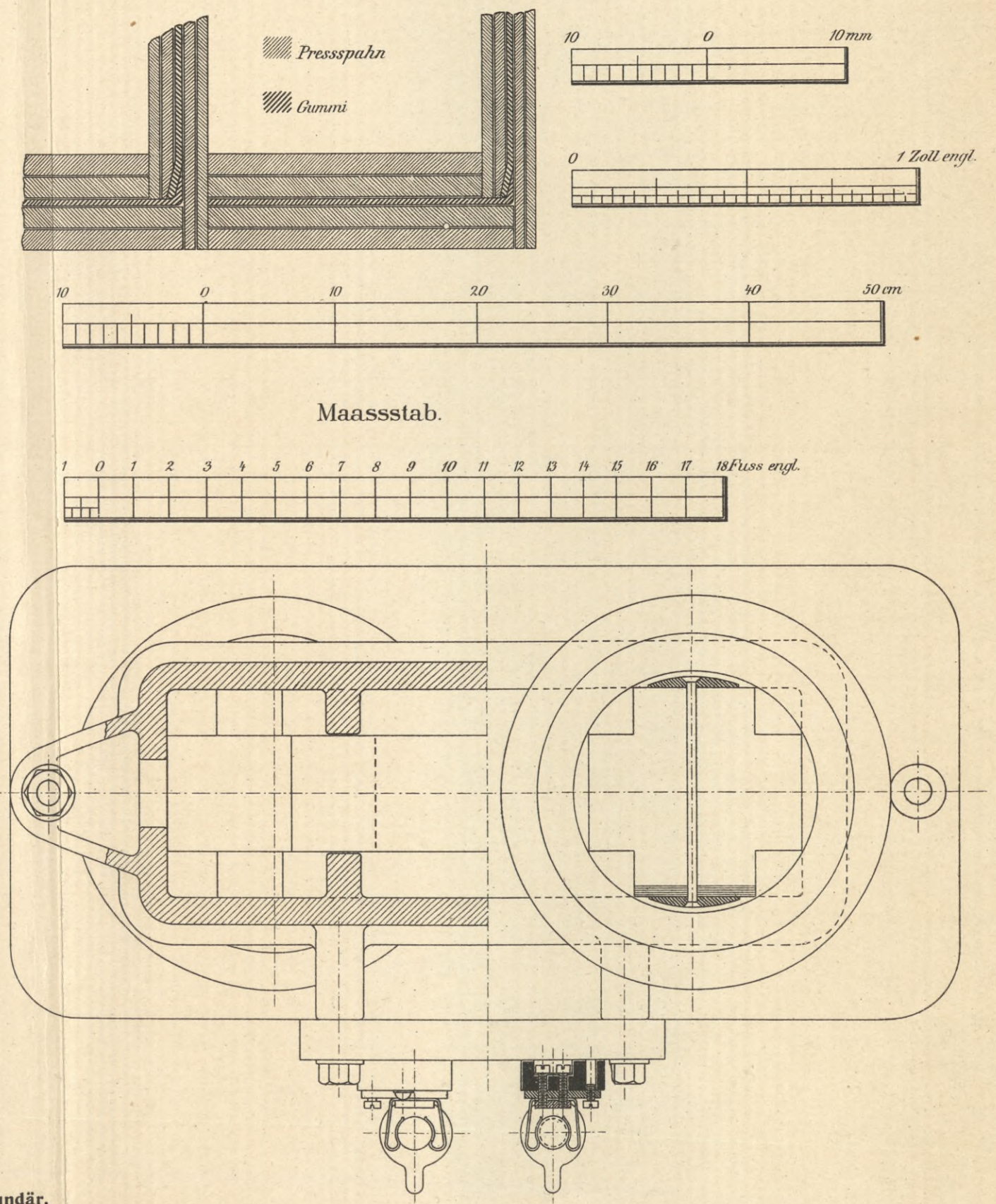




**Primär.**  
 4 Spulen, jede 200 Windungen von 3,8 mm Draht enthaltend, in Serien geschaltet.



**Secundär.**  
 4 Spulen, jede 94 Windungen von 5,5 mm Draht enthaltend, parallel geschaltet.

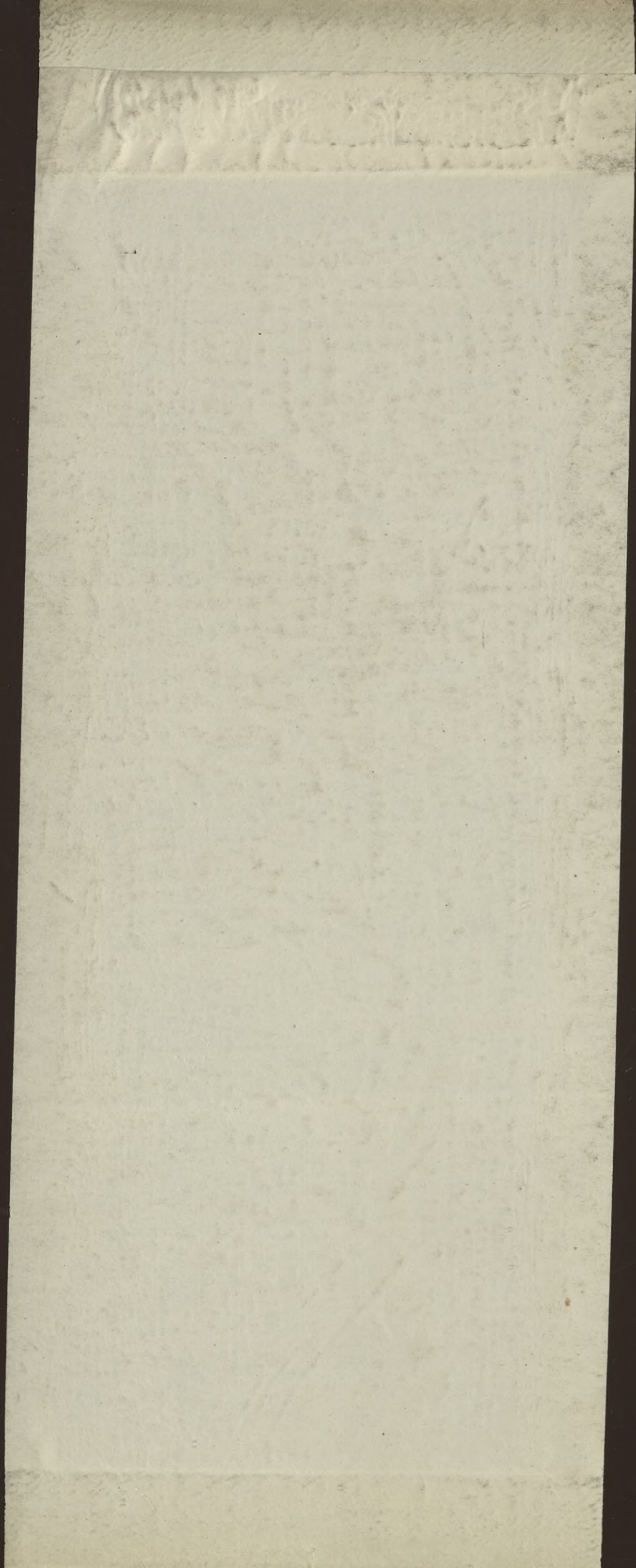


BIBLIOTEKA  
KRAKÓW  
\*  
Politechniczna

S. 61







WYDZIAŁY POLITECHNICZNE KRAKÓW

BIBLIOTEKA GŁÓWNA



18141

L. inw.

Druk. U. J. Zam. 356. 10.000.

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



10000300802