

AC 8838

TECHNISCHE UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN,
ANTRIEBE UND BAHNEN
PROF. DR. - ING. H. WEH

ABSCHLUßBERICHT ZUM FORSCHUNGSVORHABEN
WE 274/75

IM SCHWERPUNKTPROGRAMM "NEUE ELEKTRISCHE ANTRIEBE"

"EISENLOSER GLEICHSTROM - SCHEIBENLÄUFERMOTOR MIT
PERMANENTMAGNETERREGUNG"

UB/TIB Hannover 89
115 533 397



VON: DIPL.-ING. P. CHR. LEYMAN

MAI 1985

Mikrofilm
vorhanden

Inhaltsverzeichnis

	Seite
Übersicht	1
Einleitung	2
1 Aufbau der Scheibenläufermaschine	3
2 Auslegung der elektrischen und magnetischen Kenndaten	6
2.1 Berechnung des magnetischen Kreises	6
2.2 Berechnung der elektrischen Kenndaten	9
2.3 Optimierung nach der Penalty-Function-Methode	11
3 Mechanische Berechnung des Scheibenrotors	14
3.1 Vorversuche zur Materialauswahl	14
3.2 Entwurf und Bau eines Versuchsrotors	16
3.3 Berechnung und Auslegung des Scheibenrotors	19
3.4 Fertigung und Erprobung des Scheibenrotors	24
4 Modellmaschine	26
5 Messungen und Ergebnisse	29
Zusammenfassung	34
Maschinendaten	35
Literaturverzeichnis	37

Übersicht

Der Bericht umfaßt die theoretischen Untersuchungen zum Entwurf von hochausgenutzten permanenterregten Gleichstrommaschinen mit eisenlosem Anker sowie die Ergebnisse, die beim Bau und Betrieb einer 30 kW-Modellmaschine gewonnen wurden.

Die Voruntersuchungen mit verschiedenen Trägermaterialien für den Rotor führten zum Bau zweier Rotoren in Scheibenläuferbauweise, wobei neuartige Faserverbundwerkstoffe Verwendung fanden. Das Berechnungsverfahren der anisotropen Werkstoffe nach der FE-Methode wird ebenso wie das Herstellungsverfahren der Rotorscheibe erläutert. Die elektromagnetische Berechnung der Maschine wird in einem Formelplan zusammengefaßt und in eine Optimierung eingebunden. Wesentliche Teile der Berechnung wurden in einem umfangreichen Meßprogramm an der Versuchsmaschine überprüft. Eine Zusammenstellung der Maschinenkenngrößen beschließt den Bericht.

Einige Kapitel, die insbesondere die Anwendung der Faserverbundwerkstoffe betreffen, wurden kurz abgefaßt, da sie Gegenstand der Veröffentlichungen sind, die im Zusammenhang mit dem Forschungsvorhaben entstanden sind.

Einleitung

Gleichstrommaschinen bewähren sich seit vielen Jahren als drehzahlveränderliche Stellantriebe bis zu größten Leistungsklassen /1,2/. Permanenterregte Maschinen haben einen guten Wirkungsgrad - besonders auch im Teillastbereich - was sich z.B. bei batteriegespeisten Fahrzeugen unmittelbar in der Vergrößerung der Reichweite bemerkbar macht.

Der Leistungsbereich permanenterregter Maschinen war bisher auf Leistungen von einigen kW begrenzt /3/. Durch die Entwicklung neuer Magnetwerkstoffe aus Seltenen Erden und Kobalt stehen heute Dauermagnete mit wesentlich günstigeren Eigenschaften zur Verfügung: lineare Entmagnetisierungskennlinie und eine Remanenzinduktion von etwa 1 T.

Scheibenläuferkonstruktionen können sowohl für hohe Drehzahlen wie auch für hohe Momentenwerte ausgelegt werden. Durch die Verwendung von modernen Konstruktionswerkstoffen (Faserverbundwerkstoffe) können Umfangsgeschwindigkeiten von maximal 200 m/sec realisiert werden, die eine hohe Ausnutzung der aktiven Maschinenteile ermöglichen und das Gewicht der Rotorkonstruktion klein halten.

Wird der Anker der Gleichstrom-Scheibenläufermaschine eisenlos ausgeführt, so verbessern sich die Kommutierungseigenschaften wesentlich gegenüber dem Eisenanker. Da die Magnete eine Permeabilität von etwa "1" haben, ergibt sich auch eine Reduktion der Ankerrückwirkung. Der resultierende Luftspalt vergrößert sich um die Ankerdicke, so daß auch aus diesem Grund nur Selten-Erden-Werkstoffe in Betracht kommen.

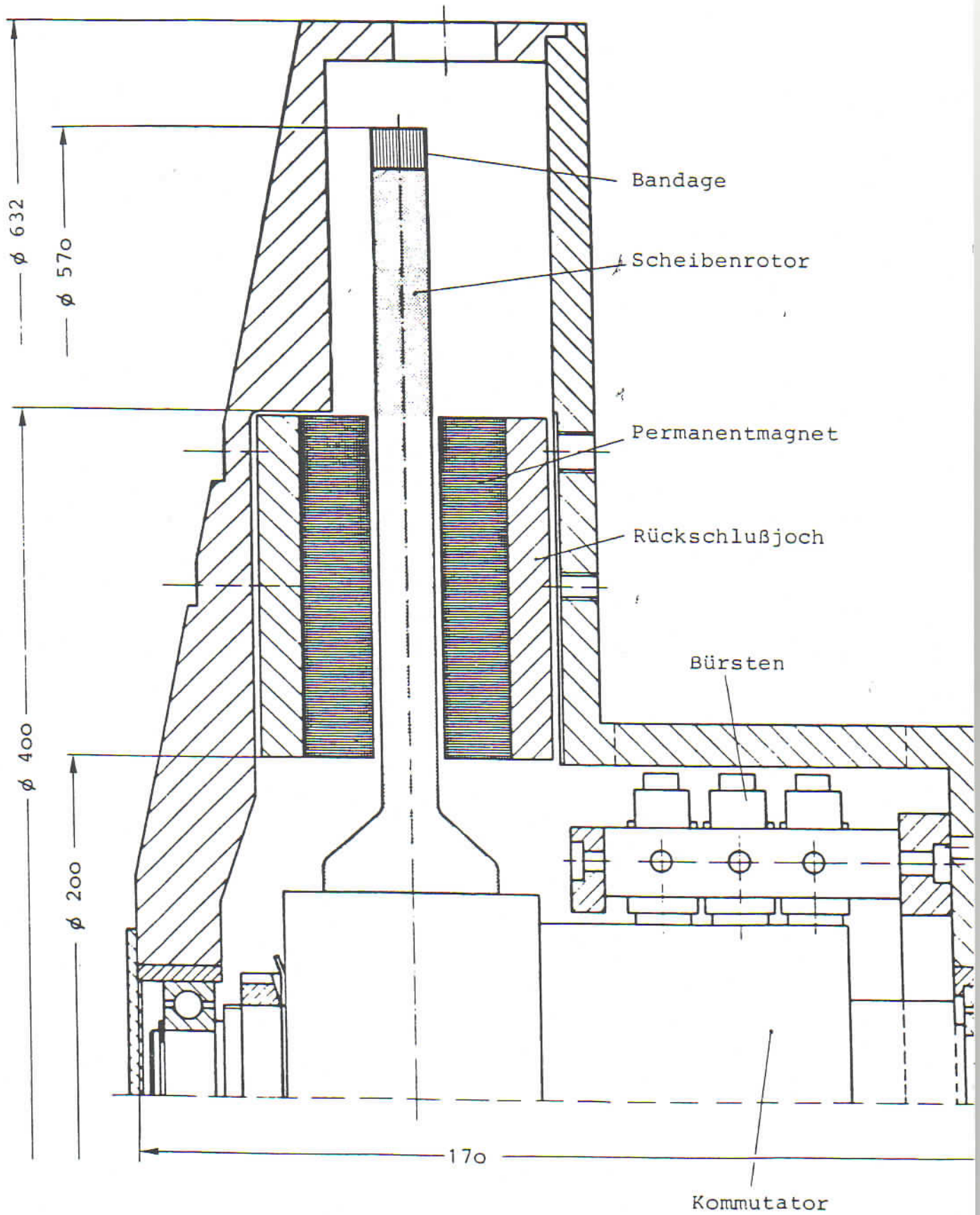


Bild 1

INSTITUT FÜR
ELEKTRISCHE
MASCHINEN

Gleichstromscheibenläufermaschine
mit Permanentmagnet

TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

1 Aufbau der Scheibenläufermaschine

Hochausgenutzte Gleichstrommaschinen in Scheibenläuferbauform benötigen gegenüber konventionellen Bauformen weniger aktive Bauelemente und weisen hinsichtlich ihrer konstruktiven Einzelheiten einige Besonderheiten auf (Bild 1). Die planen Erregermagnetsegmente sind auf den Rückschlußjochen aufgeklebt, welche im Gehäuse verschraubt sind.

Wendepol- und Kompensationswicklung entfallen. Der Kommutator hat neben seinen elektrischen Eigenschaften auch die Aufgabe, die Rotorscheibe zu tragen und in der Mitte des Luftspaltes zu positionieren. Das weiche, fließfähige Wicklungskupfer muß gegen die Fliehkraftwirkung durch ein geeignetes Trägermaterial und eine Bandage am äußeren Umfang abgestützt werden. Andererseits muß der Wicklungsträger so dünn wie möglich sein, da der eisenlose Rotor den wesentlichen Anteil des aufzumagnetisierenden Raumes bildet.

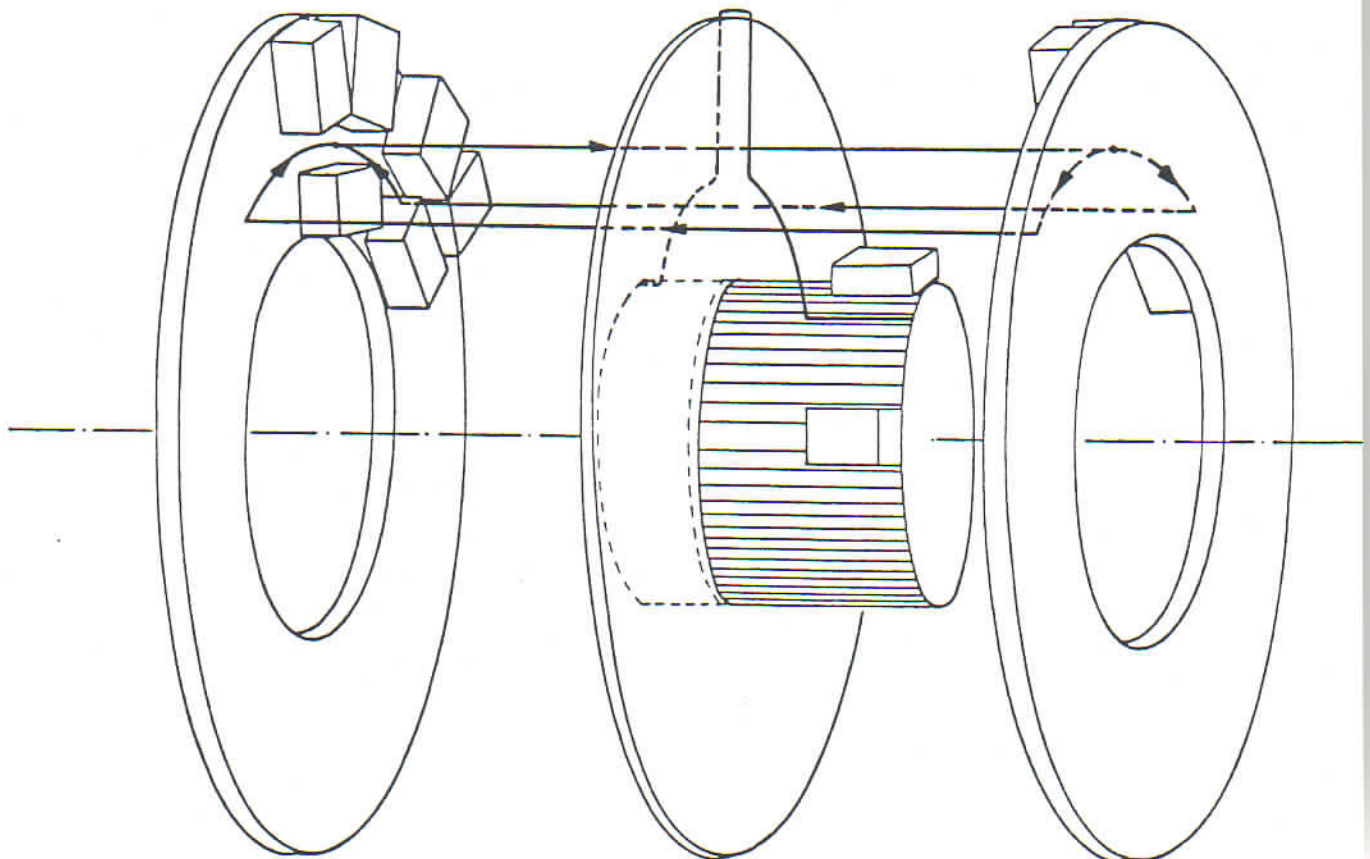


Bild2: Verlauf von Fluß und Strom

Der Verlauf von Erregerfluß und Ankerstrom sind in Bild 2 skizziert. Jeweils drei quaderförmige Permanentmagnete bilden ein Polsegment, wobei die Magnetisierungsrichtung mit dem gegenüberliegenden Pol übereinstimmt. Der Polfluß durchsetzt den eisenlosen Anker in axialer Richtung, halbiert sich im Rückschlußjoch und wird um eine Polteilung in Umfangsrichtung versetzt.

Der Ankerstrom fließt radial - vom Kommutator kommend - auf der Oberfläche des Scheibenrotors nach außen, wird im äußeren Wickelkopf um eine Polteilung versetzt, und fließt auf der anderen Scheibenseite zurück zum Kommutator.

Der Vorteil der Scheibenläuferkonstruktion in bezug auf das Trägheitsmoment ist vielfach beschrieben worden /3/, ebenso wie die Vorteile der Permanentmagneterregung /4/. Das Prinzip des eisenlosen Scheibenrotors ist schon frühzeitig angegeben worden /5/, wobei erst die Entwicklung neuer Permanentmagnetwerkstoffe diesem Rotortyp zu neuen Anwendungen verhalf /6/.

Moderne Faserverbundwerkstoffe eröffnen neue konstruktive Möglichkeiten, insbesondere auch im Elektromaschinenbau /7/, /8/, /9/. Für Scheibenläufermaschinen ergeben sich damit Entwurfsmöglichkeiten mit einer maximalen Umfangsgeschwindigkeit von 200 m/sec.

Bei der Auslegung von Scheibenläufermaschinen ist die Wahl des Ankeraußendurchmessers der entscheidende Freiheitsgrad, um Leistung und Drehmoment zu bestimmen. Unter Berücksichtigung der zulässigen mechanischen Festigkeit kann dann die Scheibendicke bestimmt werden, die zusammen mit der Ankerleiterdicke den aufzumagnetisierenden Luftspalt bestimmt.

Die komplette Darstellung des Berechnungsganges und die Optimierung sind im folgenden Kapitel dargestellt. Der Entwurf und der Bau der Modellmaschine wurden nach folgenden Kriterien vorgenommen:

- || - Die Modellmaschine soll so ausgelegt werden, daß sie beispielsweise in einem Fahrzeug eingesetzt werden kann.
- Der Entwurf soll einem der optimalen, numerisch berechneten Maschinenentwürfe dieser Leistungsklasse entsprechen.
- Der Bau der Maschinen soll soweit wie möglich mit Institutsmitteln (z.B. Beschränkung des Außendurchmessers) erfolgen.
- Es sollen bereits vorhandene Samarium-Kobalt Magnete verwendet werden.

2 Auslegung der elektrischen und magnetischen Kenndaten

2.1 Berechnung des magnetischen Kreises

Zur Berechnung des Drehmomentes und der Leistung ist die Kenntnis der Luftspaltinduktion im Polbereich aus den Daten des magnetischen Kreises notwendig. Im Leerlauf fall berechnet sich die Induktion nach /10/ zu

$$B_{\delta} = \frac{\mu_0}{\delta} \cdot \theta_e \cdot \frac{\sinh \gamma}{\gamma \cosh \gamma + \beta \cdot \sinh \gamma} \quad (1)$$

$$\text{mit } \theta_e = 2 \cdot \frac{h_m}{2} \cdot H_e$$

$$\gamma = 2 \sqrt{\frac{P_{\delta}}{P_M}}$$

$$\beta = \frac{P_{\delta}}{P_M}$$

Der Luftspalt δ umfaßt den mechanischen Luftspalt und die axiale Länge des (eisenlosen) Rotors; H_e kennzeichnet die Entmagnetisierungsfeldstärke des Permanentmagneten, h_m seine axiale Höhe. Die Leitwerte P_{δ} , P_M , P_{δ} stehen für die Streuung der Magneten und den Luftspalt und sind im Ersatzschaltbild des magnetischen Kreises als Widerstände eingezeichnet (Bild 3). Die Verteilung der Luftspaltinduktion kann in guter Näherung als rechteckförmig über der Magnetbreite angesehen werden.

Im vorliegenden Fall der Scheibenläufermaschine wird wegen der nach außen zunehmenden Magnetbreite die Maschine am mittleren Umfang abgewickelt, um eine lineare Anordnung zu erhalten. Aufgrund der Symmetrie zur Mittellinie des Rotors (siehe Bild 1) kann mit der halben Anordnung gerechnet werden, wenn der Strombelag A_a als auf den Rotoroberflächen liegend angesehen wird (bei $y=h_1$).

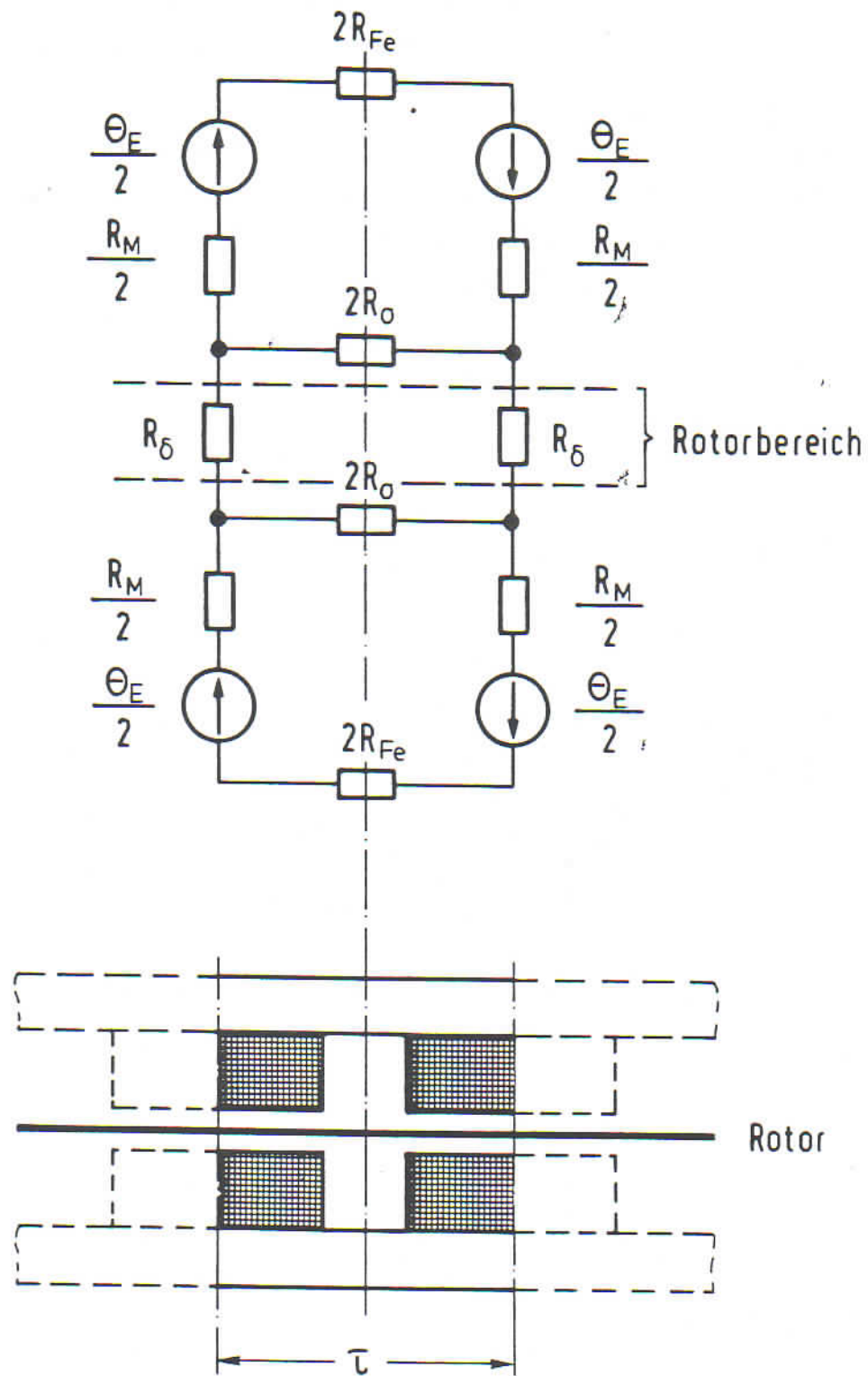


Bild 3

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN	ESB des magnetischen Kreises	TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
--	---------------------------------	---

Zur Beurteilung des Kommutierungsverhaltens ist der Induktionsverlauf in der Pollücke wichtig. Dazu ist dem Erregerfeld das Ankerquerfeld zu überlagern, das nach Bild 5 aus der rechteckförmigen Strombelagsverteilung resultiert. Mit Hilfe serra-philer Funktionen /11/ kann eine analytische Lösung für die y-Komponente der Induktion angeschrieben werden:

$$B_y = \frac{\mu_0 \hat{A}_0 \sqrt{2a_p} \cosh(a_0 y)}{\sinh(a_0 h_1) \left[1 - \frac{(1 - \tanh(a_0 h_0) \coth(a_0 h_1))}{(1 - \tanh(a_0 h_0) \tanh(a_0 h_1))} \right]} \quad (2)$$

$$a_0 = \frac{\pi}{\tau}$$

$$h_0 = \frac{h_m}{2} + \frac{\delta}{2}$$

$$h_0 = \frac{h_m}{2} + \frac{\delta}{4}$$

An der Stelle $y=h_1$ (Strombelagskante) vereinfacht sich (2) weit zu:

$$(y = h_1): \quad B_y = \mu_0 \hat{A}_0 \sqrt{2a_p} \cdot \frac{1}{\tanh(a_0 h_1) + \tanh(a_0 \cdot \frac{\delta}{4})} \quad (3)$$

Der Amplitudenfaktor $\sqrt{2a_p}$ berücksichtigt den geänderten Effektivwert der rechteckförmigen Strombelagsverteilung.

Zur Kontrolle der getroffenen Annahmen wurde die Anordnung nach Bild 4 mit einem numerischen Feldberechnungsprogramm untersucht. Unter Berücksichtigung von Erregerfeld und Ankerquerfeld ergibt sich der in Bild 6 gezeigte Feldlinienverlauf, wobei die y-Komponente der Induktion im Ankerbereich den in Bild 7 dargestellten Verlauf hat.

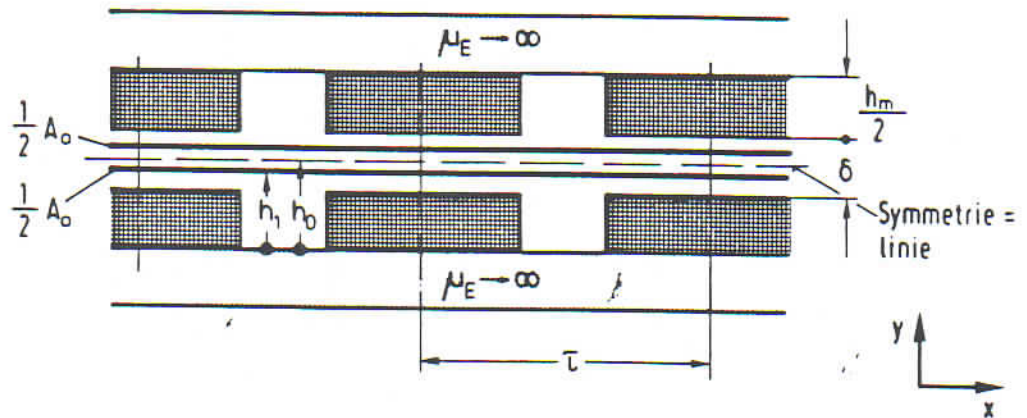


Bild 4: Rechenmodell abgewickelter Gleichstrom-Scheibenläufer

Auch die analytische Berechnung des Ankerquerfeldes in der Pol-lücke konnte mit dem Numerikprogramm bestätigt werden (siehe Bild 5).

Damit können einfacheformelmäßige Zusammenhänge für den Induk-tionsverlauf als Funktion von Magnetabmessungen, Luftspalt und Ankerstrom angegeben werden.

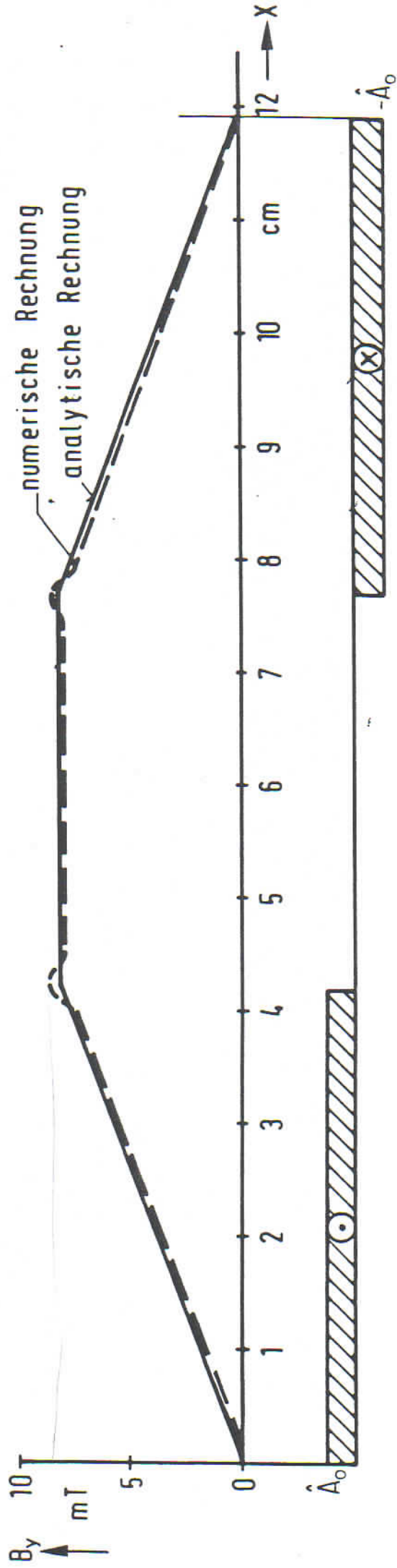


Bild 5

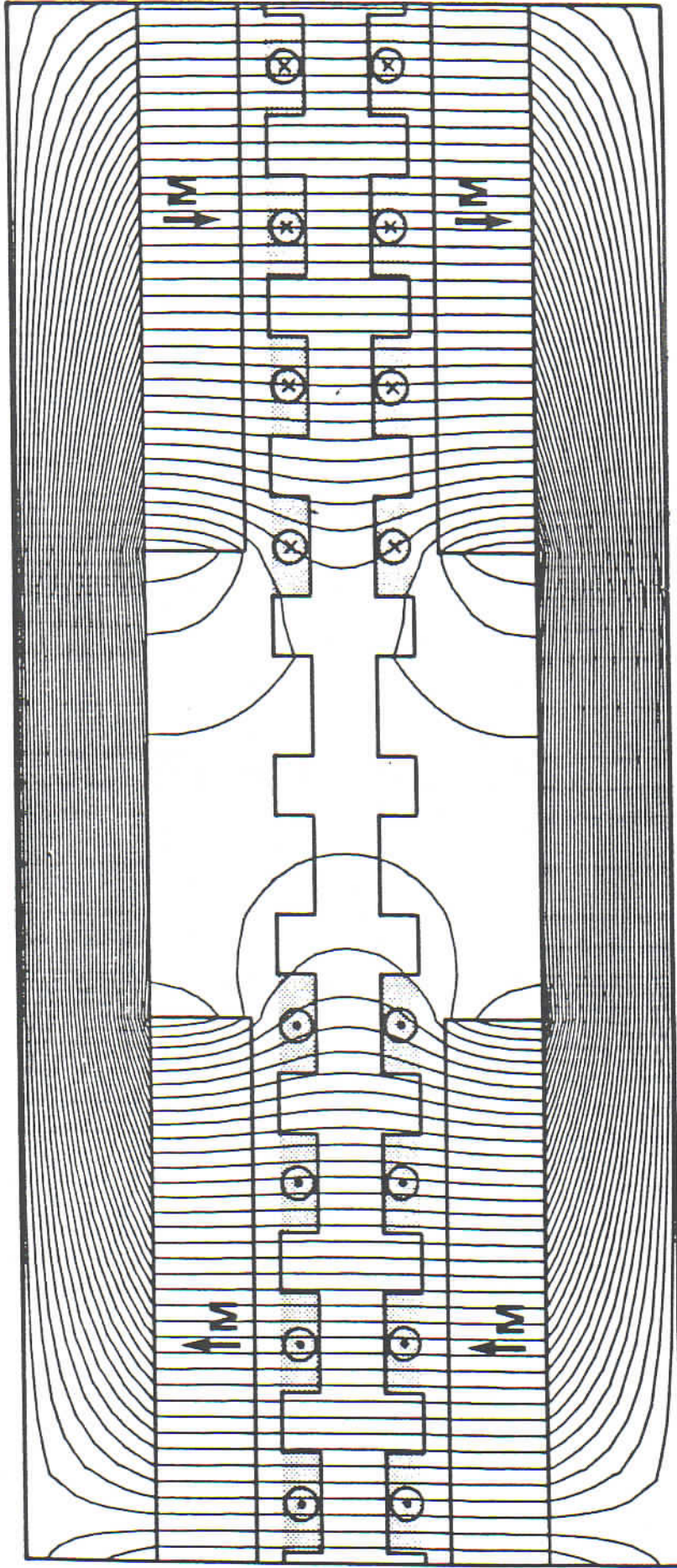


Bild 6

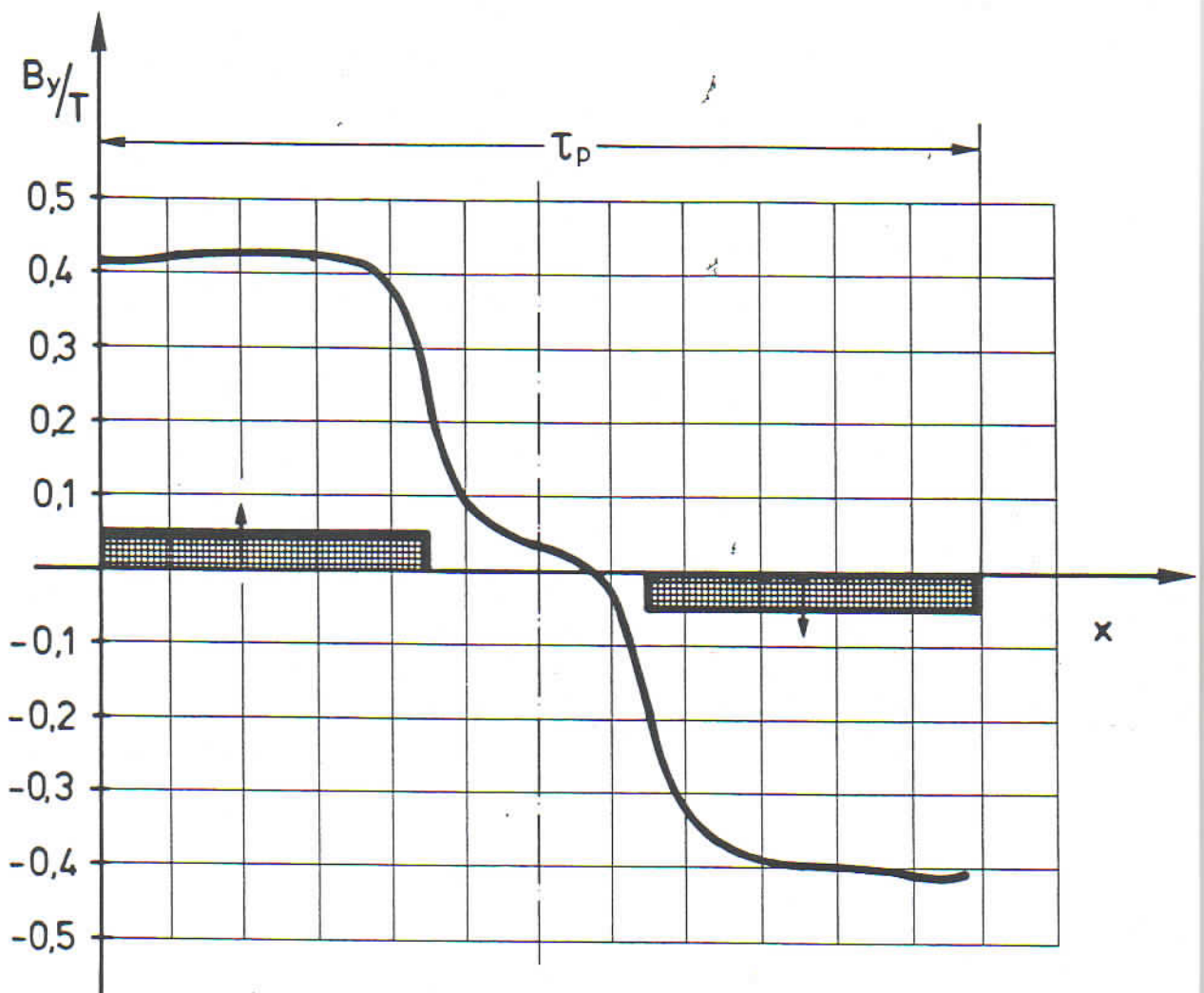


Bild 7

INSTITUT FÜR
ELEKTRISCHE
MASCHINEN

Aus der numerischen Rechnung
ermittelter Induktionsverlauf

TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
BRAUNSCHWEIG

2.2 Berechnung der elektrischen Kenndaten

Die Wicklungsauswahl ist aus konstruktiven Gesichtspunkten bei der doppelseitig genutzten Scheibenläufermaschine auf eine Wellenwicklung beschränkt. Eine Schleifenwicklung müßte mehrfach durch die Trägerscheibe auf die andere Seite geführt werden, was aus konstruktiven und herstellungstechnischen Gründen schwer zu verwirklichen ist.

Bei den zur Auswahl stehenden Wicklungen handelt es sich um geschlossene, ungestufte Wellenwicklungen, wobei die Anzahl der Spulen gleich der Anzahl der Kommutatorlamellen sein soll. Die Wicklung sei höchstens zweigängig; sie ist einfach geschlossen, wenn der Wicklungsschritt y ungerade ist und zweifach geschlossen, wenn y gerade ist.

Die Kommutatorlamellenzahl k geht von einer minimalen Anzahl k_{\min} in Abhängigkeit von der induzierten Spannung U_i und der maximalen Stegspannung $e_{sp,max}$ aus

$$k = \frac{2p \cdot U_i}{e_{sp,max}} \geq k_{\min}$$

und berücksichtigt die Ausführbarkeit der Wellenwicklung wie folgt:

$$k = k_0 \pm p \cdot u \cdot n \quad \text{mit } n = 1, 2, 3, \dots$$

K_0 ist eine Zahl, die aus einer Wicklungstabelle in Abhängigkeit von der Polpaarzahl p und der Zahl der parallelen Leiter je Nut u zu bestimmen ist.

Mit der Wicklung ist auch die Wendezonenbreite b_{wz} und der maximal mögliche Polbedeckungsfaktor $\alpha_{p,max}$ festgelegt:

$$\alpha_{p,max} = \frac{\pi D_k - b_{wz} \cdot 2p}{\pi D_k}$$

D_k : Kommutatordurchmesser

Unter Berücksichtigung der Restriktionen

- max. Leiterstromdichte
- max. Bürstenstromdichte
- max. Umfangsgeschwindigkeit am Außendurchmesser
- max. Kommutatorumfangsgeschwindigkeit
- max. Lamellenspannung
- min. Kommutatorteilung
- zul. Jochinduktion

können jetzt der notwendige Ankerstrom und die axiale Kommutatorlänge berechnet werden. Um die Länge des Kommutators möglichst klein zu halten, werden stets $2p$ Bürstenreihen aufgesetzt.

Aus dem bekannten Induktionsverlauf im Luftspalt (siehe vorheriges Kapitel) wird der gesamte Polfluß berechnet, der wiederum mit der zulässigen Drehzahl, die induzierte Spannung U_i liefert.

Da die Ankerleiterabmessungen in die Bemessung des magnetischen Kreises als Anteil des aufzumagnetisierenden Luftspaltes eingehen, müssen an dieser Stelle u.U. iterativ die Minimalwerte für die Magnethöhe h_m und die Ankerstärke gefunden werden.

Die Kommutierungsbedingung wird überprüft, indem die Wendefeldspannung U_{WF} aus der Induktion B_y in der Polücke, der Drehzahl und der Leiterlänge berechnet wird. Der zulässige Wert von U_{WF} wird auf den halben Wert der zulässigen Kommutierungsspannung /12/ begrenzt, um den Anteil der Selbstinduktion der kommutierenden Spule zu berücksichtigen.

2.3 Optimierung nach der Penalty-Function-Methode

Die Vielzahl von Parametern bei der Maschinenberechnung und deren wechselseitige Beeinflussung lassen es sinnvoll erscheinen, eine Optimierungsstrategie nach der Penalty-Function einzusetzen /13/. Mit dieser Methode können unter Berücksichtigung der Restriktionen eine beliebige Anzahl von Parametern gewichtet und variiert werden. Ziel ist es hier, eine Maschine mit vorgegebener Leistung bei maximaler Leistung pro Gewicht zu entwerfen. Variiert werden die Magnethöhe h_M , die Polpaarzahl p die induzierte Spannung U_i und die aktive Länge l_1 . Bei der Optimierung erweist sich die Unstetigkeit des Kommutators als größtes Hindernis, was nur durch aufwendige Suchkriterien nach eventuellen Nebenmaxima beseitigt werden kann.

Die Eingangsgrößen des Entwurfs werden normiert und zu einem Eingangsvektor zusammengefaßt:

$$\underline{E} = (e_1, e_2, \dots, e_n).$$

Aus diesem Eingangsvektor wird die Zielfunktion Z berechnet, die ein Maximum ergeben soll:

$$Z(\underline{E}) = \max.$$

Die Restriktionen $R_j(\underline{E})$ werden mit einem Faktor gewichtet und von der Zielfunktion abgezogen:

$$Z^*(\underline{E}, \lambda) = Z(\underline{E}) - \lambda \cdot \sum R_j^2(\underline{E})$$
$$\text{mit } R_j(\underline{E}) = \begin{cases} R_j & \text{für } R_j > 0 \\ 0 & \text{für } R_j \leq 0 \end{cases}$$

Wegen der Nebenmaxima der Zielfunktion wird daher zu Beginn der Optimierung der Einfluß der Restriktionen klein gehalten und die Schrittweite groß gewählt.

Die Arbeitsweise des Verfahrens kann folgendermaßen beschrieben werden (das Flußdiagramm der Optimierung ist in Bild 9 dargestellt): Zunächst wird ein Element des Eingangsvektors solange geändert, bis ein Maximum in dieser Koordinatenrichtung gefunden wird. Die übrigen Elemente werden dabei konstant gehalten. Nachdem ein Maximum gefunden wurde, wird das zweite Element des Eingangsvektors variiert. Nachdem alle Koordinatenrichtungen durchlaufen sind, wird von vorne begonnen. Das Verfahren wird erst abgebrochen, wenn sich kein größerer Wert als für das bestehende Maximum ergibt.

Bei der Variation wird zunächst mit einer großen Schrittweite begonnen, bis in der Nähe des Maximums eines Elements die minimale Schrittweite erreicht ist. Befindet sich der Eingangsvektor bereits in der Nähe des absoluten Maximums, erweist sich diese Vorgehensweise als nachteilig, da die Anzahl der Schritte unnötig vergrößert wird. Andererseits müssen zu Beginn des Suchens die Nebenmaxima, die sich durch die Restriktionen und die Nichtlinearität des Kommutators ergeben, übersprungen werden. Daher kann über die absolute Größe der Schrittweite keine allgemeingültige Aussage gemacht werden. Das Abbruchkriterium wurde daher so geändert, daß immer ein Ergebnis erzielt wird, auch wenn nicht alle Restriktionen erfüllt sind.

Beispielsweise sei die Arbeitsweise des Verfahrens für die Fragestellung, wie die spezifische Leistung P_{spez} von der Polpaarzahl p abhängt, anhand einer Graphik erläutert (Bild 10). Mit den Eingabedaten

Leistung	P_{el}	= 30 kW
Spannung	U_i	= 160 V
Leiterlänge	l_L	= 100 mm
Luftspalt	δ	= 15 mm
max. Magnethöhe	h_m	= 20 mm
min. Lamellenzahl	k	= 77
max. Strombelag	A_a	= 600 A/cm

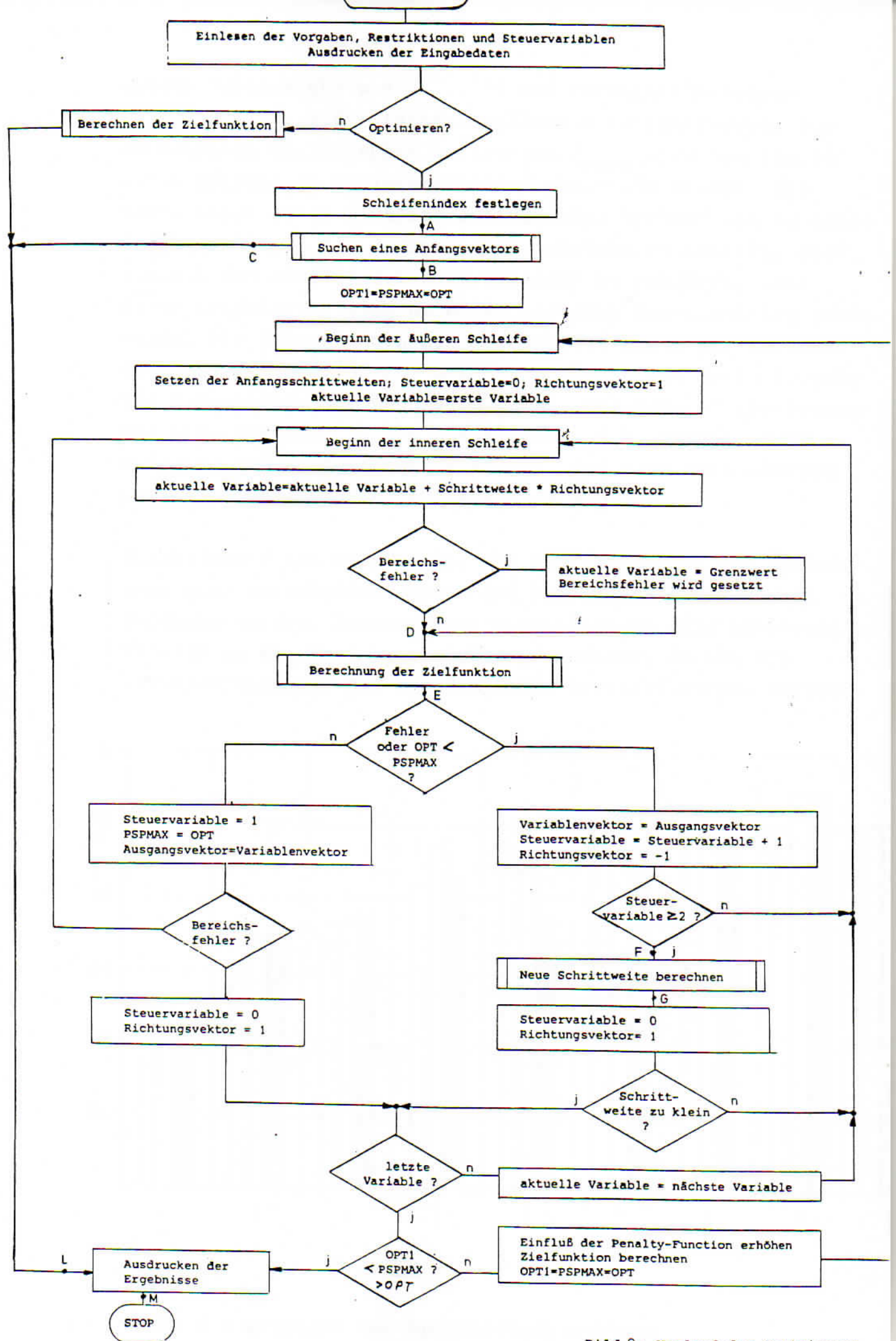


Bild 8: Verlauf der Optimierung

werden Polpaarzahl $p = 2 \dots 10$ und Bürstenbedeckungen $\beta = 1,0; 1,5; 2,0$ - fache Lamellenbreite zugelassen. Die errechneten spezifischen Leistungen P_{spez} sind jeweils in einem getrennten Optimierungslauf ermittelt worden. Die Kurve zeigt einen deutlich ansteigenden Verlauf bis zu einer Polpaarzahl $p = 5$ und dann einen schwächeren Anstieg. Dies ist mit dem Einfluß der Restriktionen zu erklären, ohne deren Berücksichtigung es einen weiteren Kurvenanstieg geben würde. Die Schwankungen des Leistungsgewichts bei verschiedenen Bürstenbreiten für $p > 5$ sind durch die feste Vorgabe der induzierten Spannung verursacht. Bei einer Einbeziehung der ind. Spannung in die Optimierung, d.h. Anpassung an Polpaar- und Kommutatorsegmentzahl, ist eine Verbesserung des Leistungsgewichts um bis zu 10% möglich.

Abschließend ist anzumerken, daß die Ergebnisse der Optimierung ganz entscheidend durch das verwendete Rechenmodell bestimmt werden. Insbesondere konnten nicht alle konstruktiven Details in die Variation einbezogen werden, da sie die Übersichtlichkeit des Rechenmodells beeinträchtigen würden.

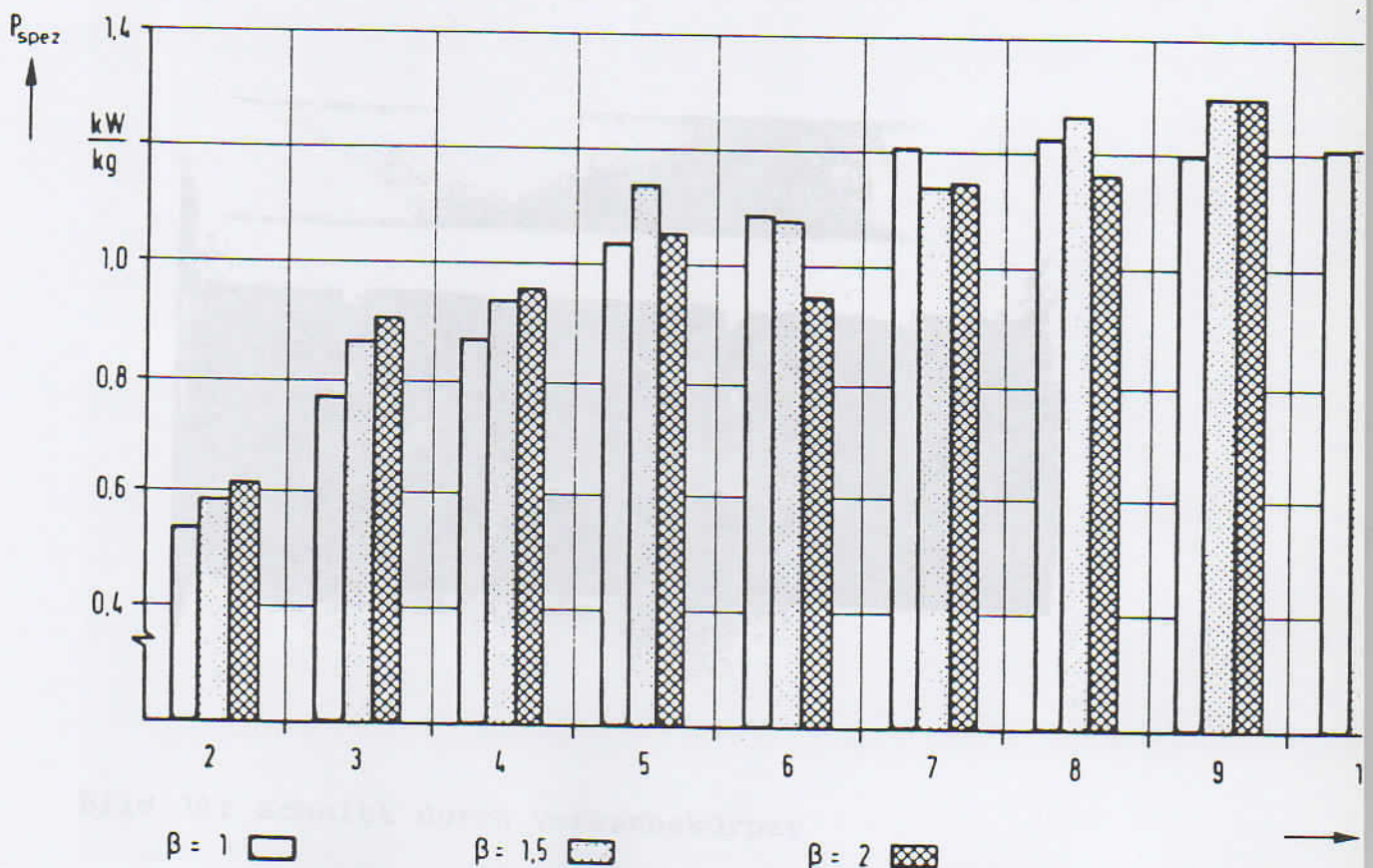


Bild 9 : Ergebnis der Optimierungsrechnung

3 Mechanische Berechnung des Scheibenrotors

3.1 Vorversuche zur Materialauswahl

Zunächst war die Frage der Belastung des Rotorträgers durch die Kupferwicklung und die Frage der Krafteinleitung in den Träger zu überprüfen. Wegen der vorgesehenen hohen Ankerstrombeläge konnten keine ausgestanzten Flachkupfer- oder Einzelleiter verwendet werden, wie es bei kleineren Gleichstrom-Scheibenläufermaschinen üblich ist. Zur Erhöhung des Nutzfüllfaktors und zur Unterdrückung von Stromverdrängungsverlusten ist Kupferpreßlitze als Wicklungsmaterial mit einzeln isolierten Leitern ausgewählt worden (mit einem Querschnitt von $3 \times 6 \text{ mm}^2$).

In Vorversuchen wurden zunächst verschiedene Klebstoffe und -verfahren danach untersucht, ob deren Fugenfüllvermögen ausreichend für die Verbindung Litzenleiter/Trägerwerkstoff ist. Weitaus bessere Ergebnisse als mit Klebern wurden mit heißhärtenden Gießharzsystemen auf der Basis von ARALDIT®

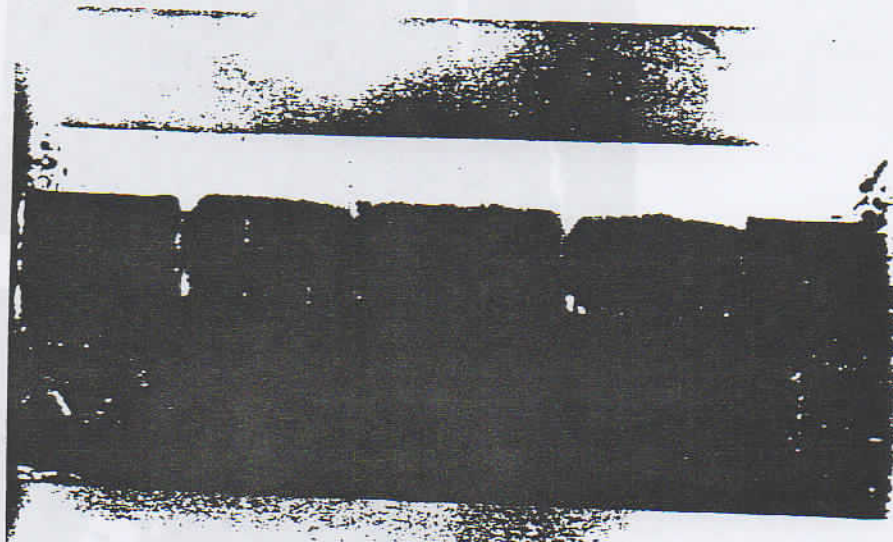


Bild 10: Schnitt durch Versuchskörper

erzielt, wie sie auch in der Hochspannungstechnik Verwendung finden. Das Harzsystem kann mit Quarzgut gefüllt werden, was zu einer Verbesserung der Wärmeleitfähigkeit führt /14,15/. Das Temperaturverhalten eines eingegossenen Litzenleiters wurde an einem 1:1 Modellstück untersucht. Die Vorversuche wurden mit industriell gefertigten GFK-Plattenmaterial (EPF-4[®]) durchgeführt, in das Nuten eingefräst wurden (Bild 10). GFK-Werkstoffe bewähren sich seit Jahren als Isolations- und Konstruktionswerkstoffe /16,17/.

In einem weiteren Vorversuch wurden das Biegen der Spulen und die Befestigung der Litze am Kommutator erprobt. Die Litze wurde in einer Schablone in die Spulenform gebogen (Bild 11), dann wurden die beiden Kommutatoranschlüsse in Form von T-Stücken aus Kupfer hartgelötet (Bild 12). Diese Vorgehensweise war erforderlich, da die am Kommutator zulässigen Temperaturen ein unmittelbares Einlöten der Litzenleiter nicht zulassen.

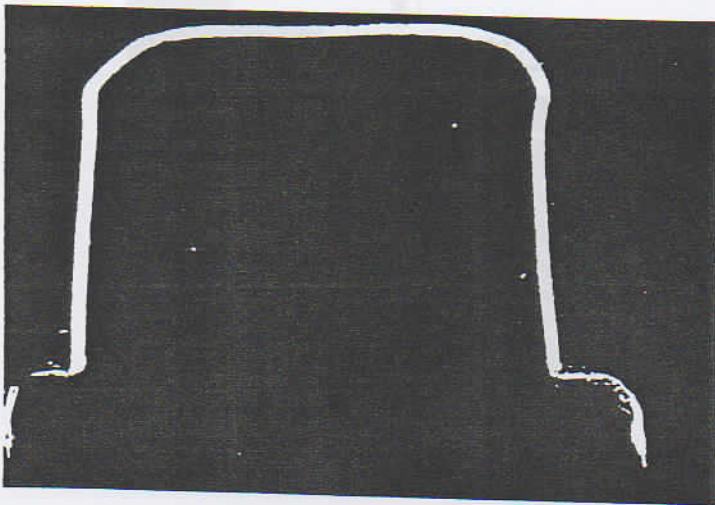


Bild 11: Spule aus
Kupferpreßlitze

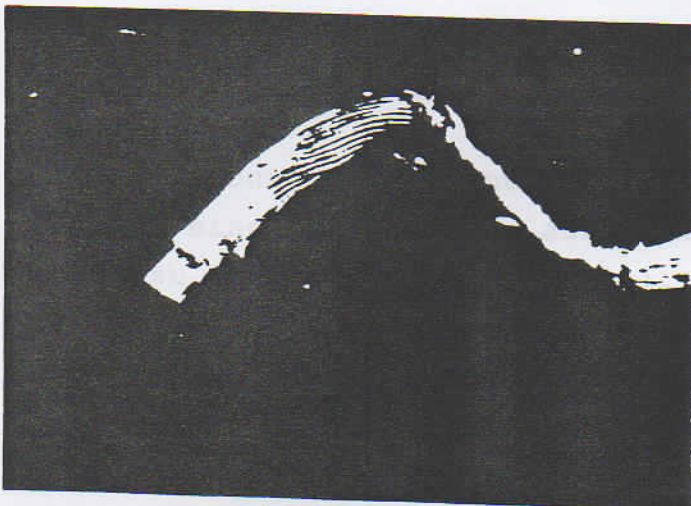


Bild 12: Anschluß
an Kommutatorlamellen

Weiterhin wurde ein Versuchsmodell einer Trägerscheibe in Hybridbauweise (Glasfaser-, Kohlefaser, Glasfaserpreg) in Form einer Zugprobe hergestellt (Bild 13) und in einer Prüfmaschine gezogen. Erwartungsgemäß war die Scherspannung der Klebeschicht zwischen den Prepregs dimensionierend, die kleiner als die zulässige interlaminare Scherfestigkeit einer Harzmatrix ist. Aus diesem Grund ist der Träger des Scheibenrotors nicht in Hybridbauweise gefertigt worden, sondern nur aus CFK-Prepregs, die in bestimmten Verfahren geschichtet wurden (s. Kap. 3.4).

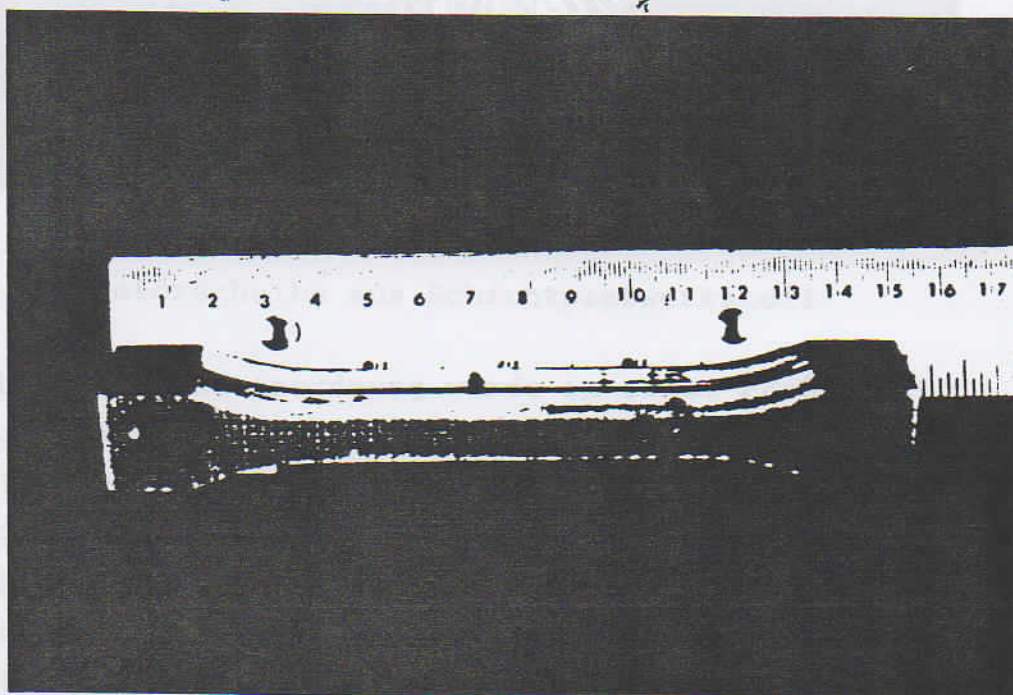


Bild 13: Zugprobe in Hybridbauweise

3.2 Entwurf und Bau eines Versuchsrotors

Zur Erprobung des gesamten Herstellungsprozesses wurde zunächst eine Rotorscheibe aus Baumwollschichtpreßstoff im Maßstab 1:1 gefertigt (Bild 14). Diese Scheibe wurde am äußeren Wickelkopf in axialer Richtung verstärkt, um eine Faserbandage zur Abstützung der Fliehkräfte aufbringen zu können. Die Kupferlitze wird im aktiven Bereich in eingefrästen Nuten untergebracht.

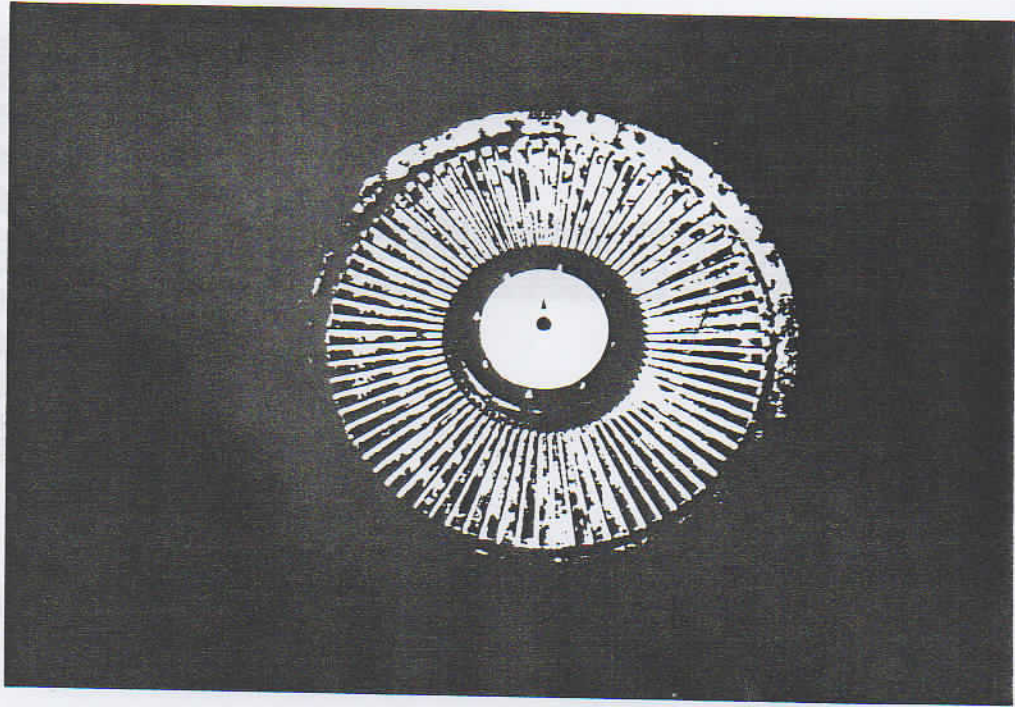


Bild 14: Rotorscheibe aus Schichtpreßwerkstoff

Die beschriebene Anordnung wurde in einem FE-Gitternetz nachgebildet und mit dem Programmsystem SAP V /18/ für den stationären Lastfall der maximalen Drehzahl untersucht. Dabei konnten allerdings die anisotropen Materialeigenschaften der Faserverbundwerkstoffe und der Einfluß der Gießharzschicht zwischen Kupferwicklung und Rotorscheibe nicht berücksichtigt werden. Das Ergebnis ist als Verschiebungsplot in Bild 15 wiedergegeben. Die Dehnungen und Spannungen liegen innerhalb der zulässigen Grenzwerte.

An diesem Modellrotor wurden auch das Einlegen der vorgeformten Wicklung, das Vergießen mit gemagertem Gießharz und die mechanische Nachbearbeitung erprobt. Die Verarbeitung des Gießharzes muß dabei in folgenden Schritten durchgeführt werden:

- Erwärmen des Harzes, Vermischen mit Härter und Füllstoff
- Vorwärmen der Gießform
- Vergießen
- Evakuieren
- Aushärten im Trockenofen

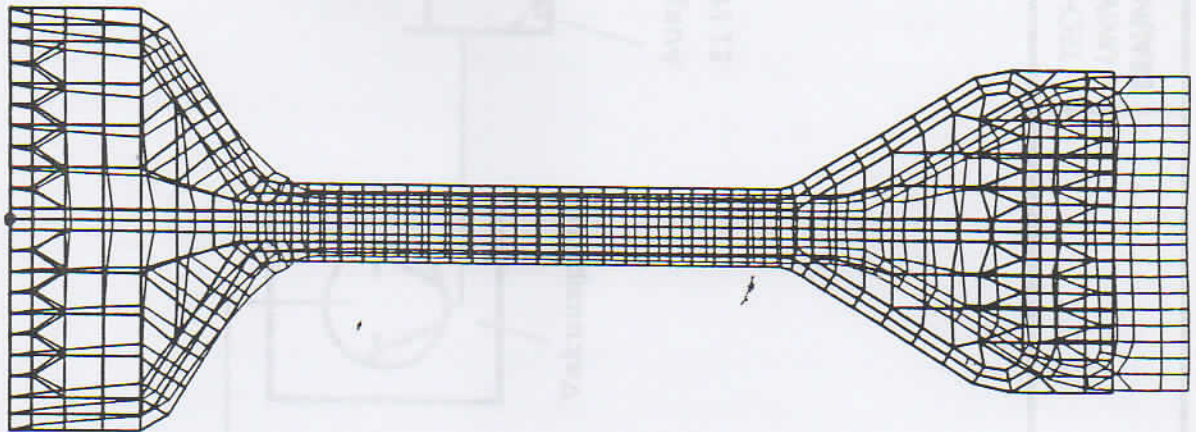


Bild 15: Gitterstruktur der FE-Rechnung mit Deformationen

Zum Einhalten der Parameter Zeit, Temperatur und Druck während der einzelnen Verarbeitungsschritte mußten entsprechende Vorrichtungen angefertigt werden (siehe auch Prinzipbild der kompletten Anlage, Bild 16).

Nach Fertigstellung des Versuchsrotors wurde eine Glasfaserbandage um den äußeren Wickelkopf gewickelt, um auch dieses Verfahren bei einer Fremdfirma erproben zu lassen.

Beim Probelauf des Rotors zeigte sich die grundsätzliche Problematik, scheibenförmige Gießharzkörper mit inhomogener Massenverteilung dynamisch auszuwuchten. Die Schwierigkeit durch die zusätzliche Massenkonzentration am äußeren Wickelkopf führten zu der Überlegung, den umlaufenden Wulst einzusparen. Dadurch verringert sich die Aufstandsfläche für die Bandage, und anstelle der kostengünstigen GFK-Bandage muß CFK-Material verwendet werden. Zur Absicherung des Verfahrens wurde die neue Anordnung nach der FE-Methode analysiert. Da zwischenzeitlich am Rechenzentrum der TU Braunschweig das Programmsystem ADINA zur Verfügung stand, konnten die Berechnungen mit wesentlich verfeinerter Diskretisierung und mit anisotropen Werkstoffmodellen durchgeführt werden.

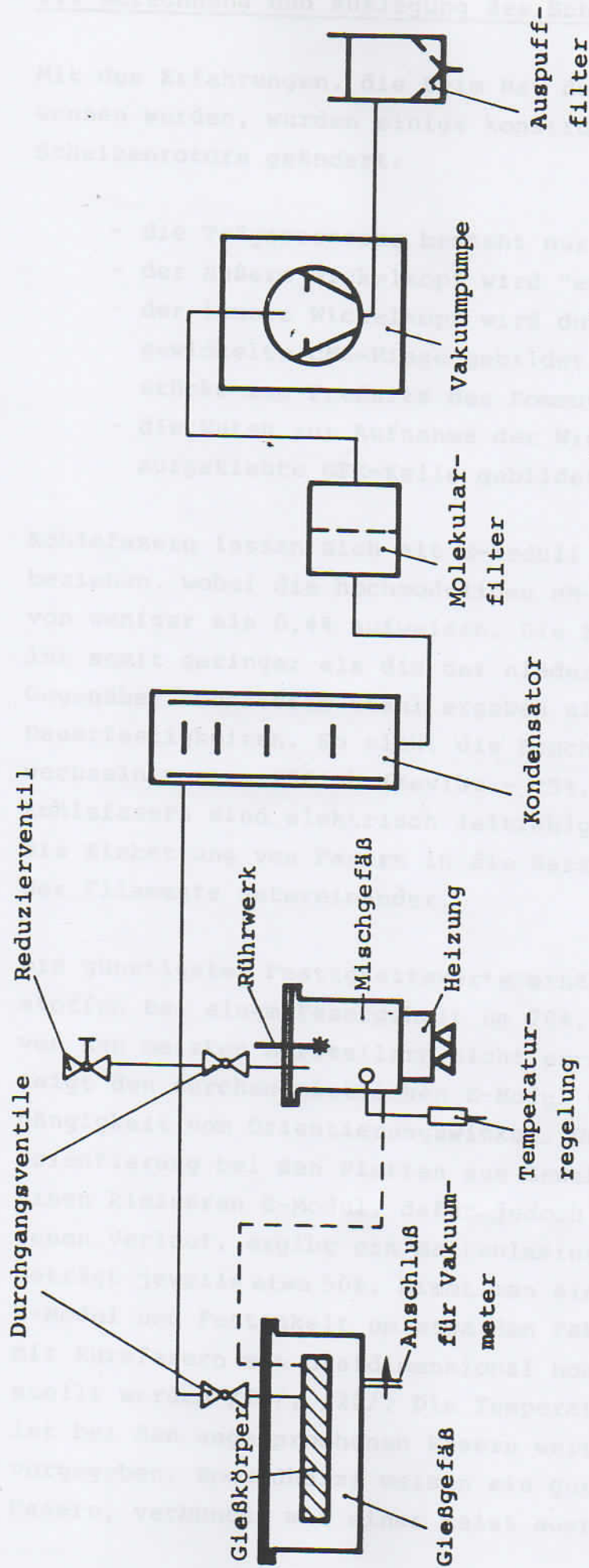


Bild 16

3.3 Berechnung und Auslegung des Scheibenrotors

Mit den Erfahrungen, die beim Bau des Versuchsrotors gewonnen wurden, wurden einige konstruktive Details des Scheibenrotors geändert:

- die Trägerscheibe besteht nur aus CFK-Material
- der äußere Wickelkopf wird "eingespart"
- der innere Wickelkopf wird durch zwei aufgeklebte, gewickelte CFK-Ringe gebildet (die auch die Gegenstücke zum Preßsitz des Kommutators bilden)
- die Nuten zur Aufnahme der Wicklung werden durch aufgeklebte GFK-Keile gebildet.

Kohlefasern lassen sich mit E-Moduli zwischen 180 und 600 kN/mm beziehen, wobei die hochmoduligen HM-Fasern eine Bruchdehnung von weniger als 0,4% aufweisen. Die Zugfestigkeit der HM-Fasern ist somit geringer als die der niedermoduligen HT-Fasern. Gegenüber hochfestem Stahl ergeben sich erheblich bessere Dauerfestigkeiten. So sinkt die Bruch-Festigkeit bei 10^4 Lastwechseln nur um 10% ab (Kevlar - 25%, GFK - 45%) /19//, /20/. Kohlefasern sind elektrisch leitfähig, doch ergibt sich durch die Einbettung von Fasern in die Harzmatrix eine Isolation der Filamente untereinander.

Die günstigsten Festigkeitswerte erhält man mit Verbundwerkstoffen bei einem Fasergehalt um 70%, die bei Mattengelegen von den meisten Herstellern nicht erreicht werden. Bild 17 zeigt den durchschnittlichen E-Modul von GFK-Platten in Abhängigkeit vom Orientierungswinkel. Deutlich ist die Faserorientierung bei den Platten aus Gewebematten zu erkennen. Einen kleineren E-Modul, dafür jedoch einen in der Ebene homogenen Verlauf, ergibt ein Mattenlaminat. Der Faserfüllfaktor beträgt jeweils etwa 50%. Nimmt man ein weiteres Absinken von E-Modul und Festigkeit um etwa den Faktor 2 in Kauf, so kann mit Kurzfasern ein dreidimensional homogenes Material hergestellt werden /21//, /22/. Die Temperaturfestigkeit des Composite ist bei den angesprochenen Fasern weitgehend von der Harzauswahl vorgegeben. Epoxidharze weisen ein gutes Haftvermögen an den Fasern, verbunden mit einer meist ausreichenden Wäremebeständig-

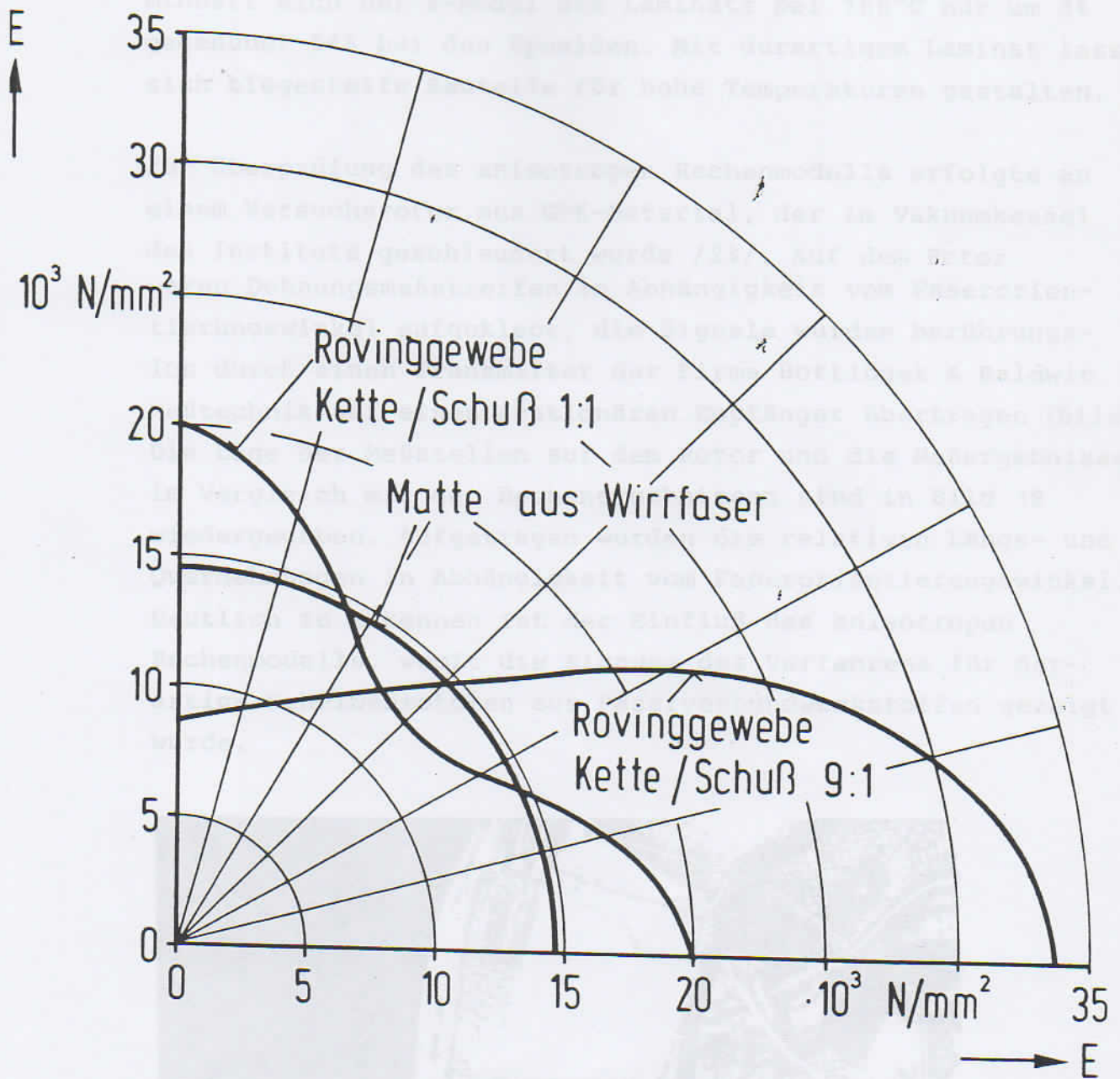


Bild 17

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN	E-Modul von GFK-Material	TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
--	--------------------------	---

keit auf, sie sind jedoch recht spröde. Höhere Temperaturen können modifizierte Phenolharze erreichen, während für hohe Temperaturen über 200°C Polimidharze verwendet werden. Bei etwa gleichen elastischen Konstanten bei Raumtemperatur vermindert sich der E-Modul des Laminats bei 160°C nur um 3% gegenüber 54% bei den Epoxiden. Mit derartigem Laminat lassen sich biegesteife Bauteile für hohe Temperaturen gestalten.

Zur Überprüfung des anisotropen Rechenmodells erfolgte an einem Versuchsrotor aus GFK-Material, der im Vakuumkessel des Instituts geschleudert wurde /23/. Auf dem Rotor waren Dehnungsmeßstreifen in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel aufgeklebt, die Signale wurden berührungslos durch einen Transmitter der Firma Hottinger & Baldwin Meßtechnik auf einen stationären Empfänger übertragen (Bild 18). Die Lage der Meßstellen auf dem Rotor und die Meßergebnisse im Vergleich mit den Rechenergebnissen sind in Bild 19 wiedergegeben. Aufgetragen wurden die relativen Längs- und Querdehnungen in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel. Deutlich zu erkennen ist der Einfluß des anisotropen Rechenmodells, womit die Eignung des Verfahrens für derartige Scheibenrotoren aus Faserverbundwerkstoffen gezeigt wurde.

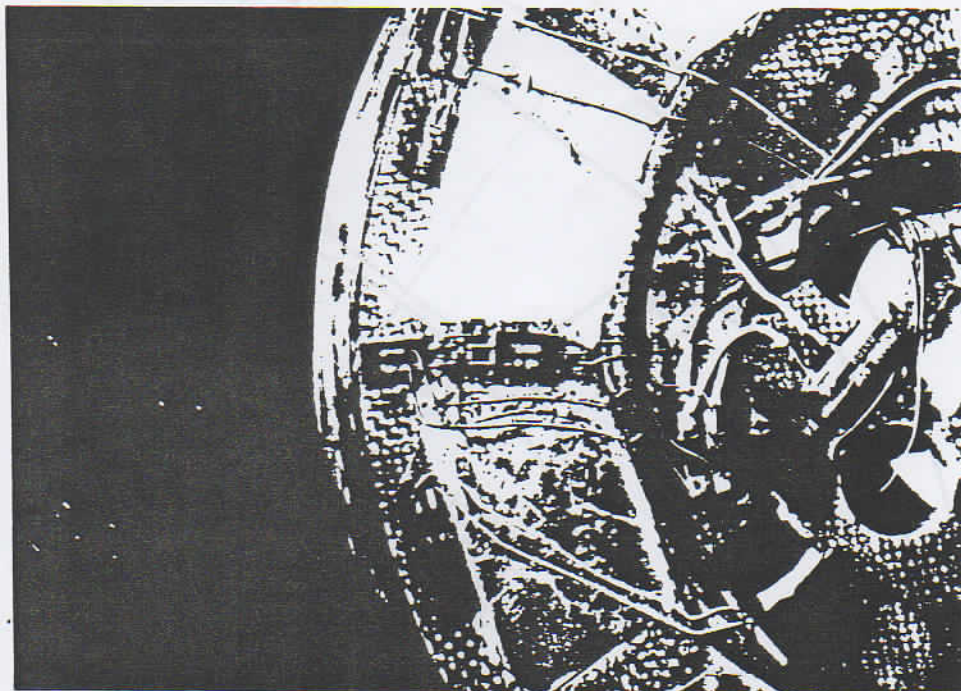


Bild 18: Lage der DMS auf dem Versuchsrotor

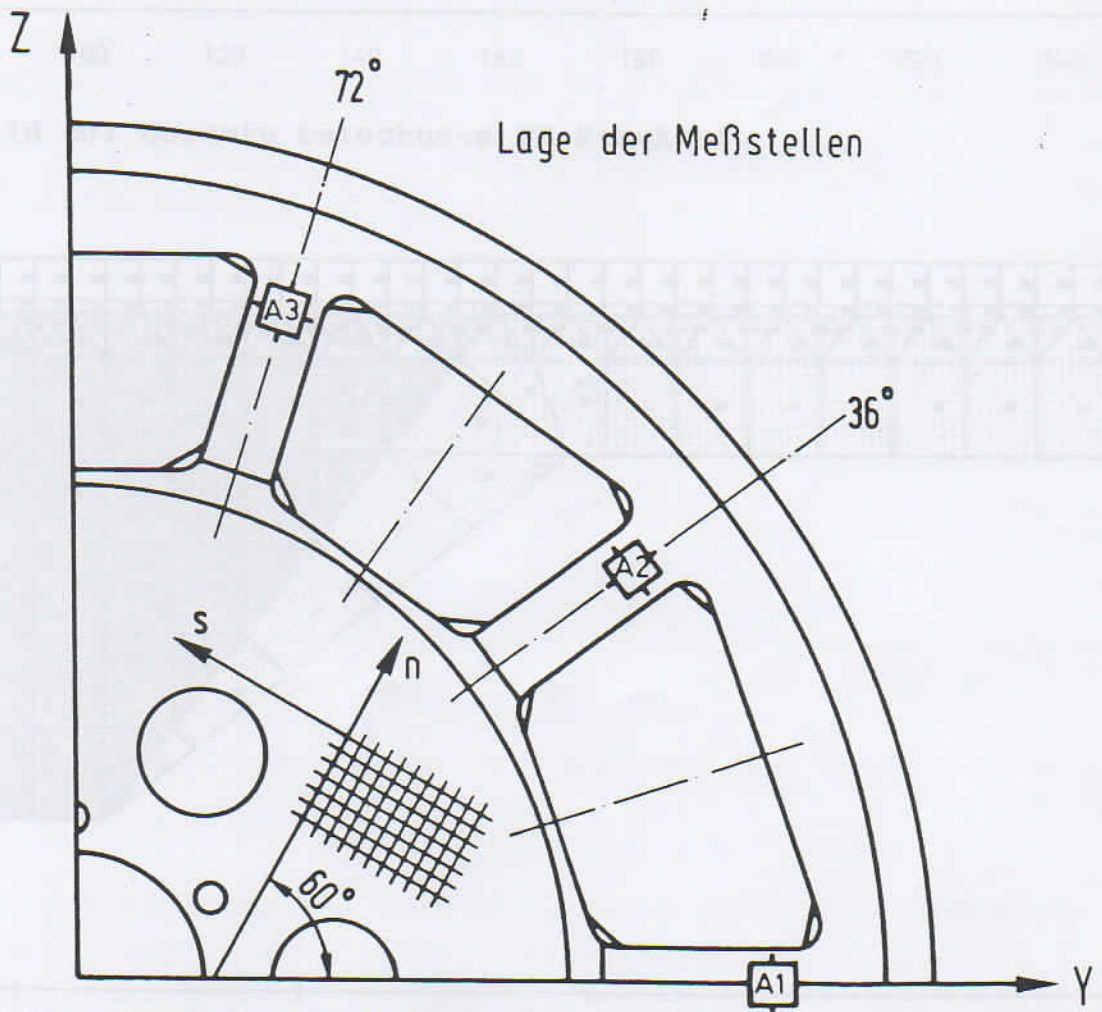
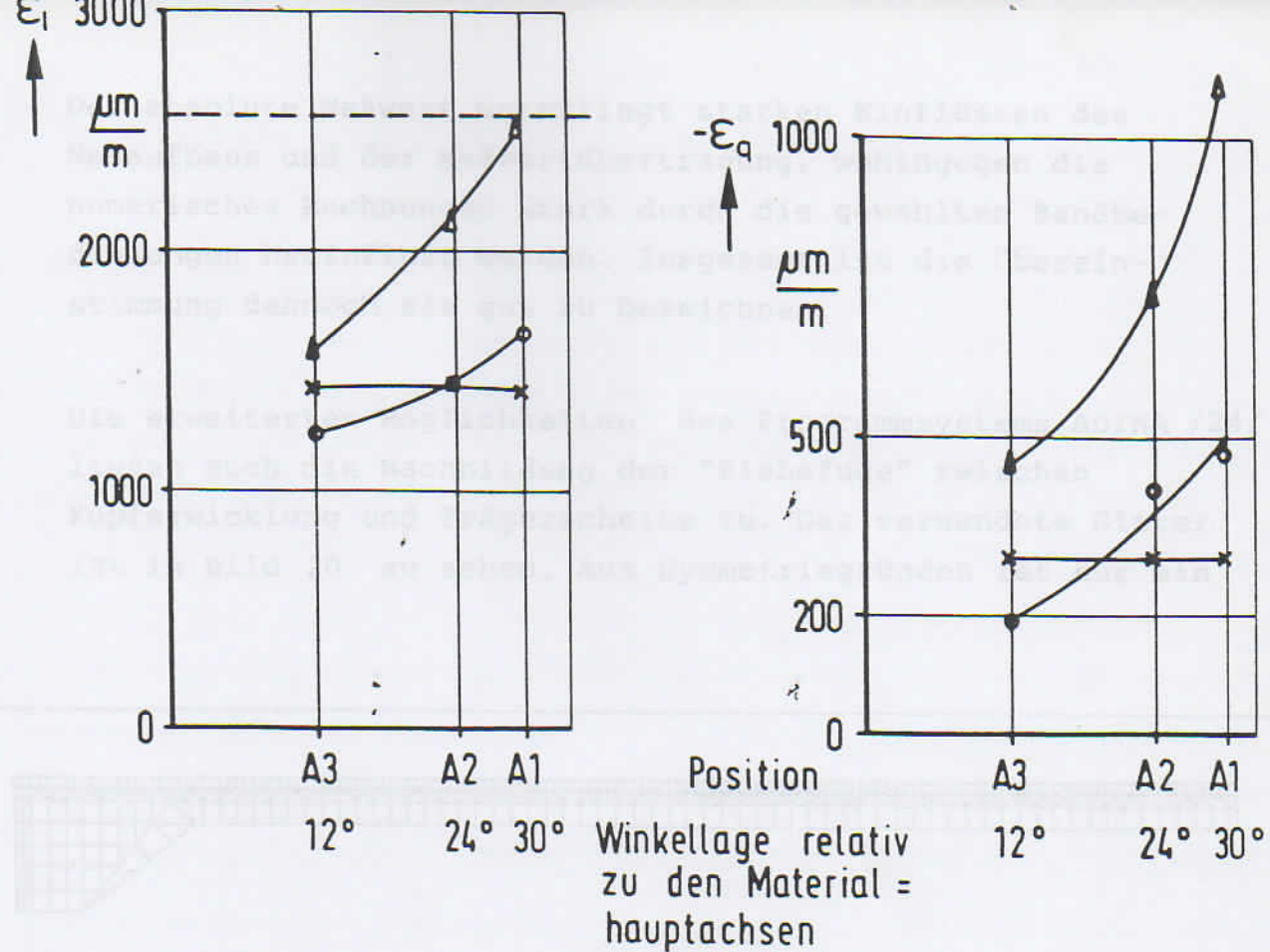


Bild 19

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN	Längs- und Querdehnung: x Rechnung, Δ anisotrope Rechnung, o Messung	TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
--	--	---

Der absolute Meßwert unterliegt starken Einflüssen des Meßaufbaus und der Meßwertübertragung, wohingegen die numerischen Rechnungen stark durch die gewählten Randbedingungen beeinflußt werden. Insgesamt ist die Übereinstimmung dennoch als gut zu bezeichnen.

Die erweiterten Möglichkeiten des Programmsystems ADINA /24/ ließen auch die Nachbildung der "Klebefuge" zwischen Kupferwicklung und Trägerscheibe zu. Das verwendete Gitter ist in Bild 20 zu sehen. Aus Symmetriegründen ist nur ein

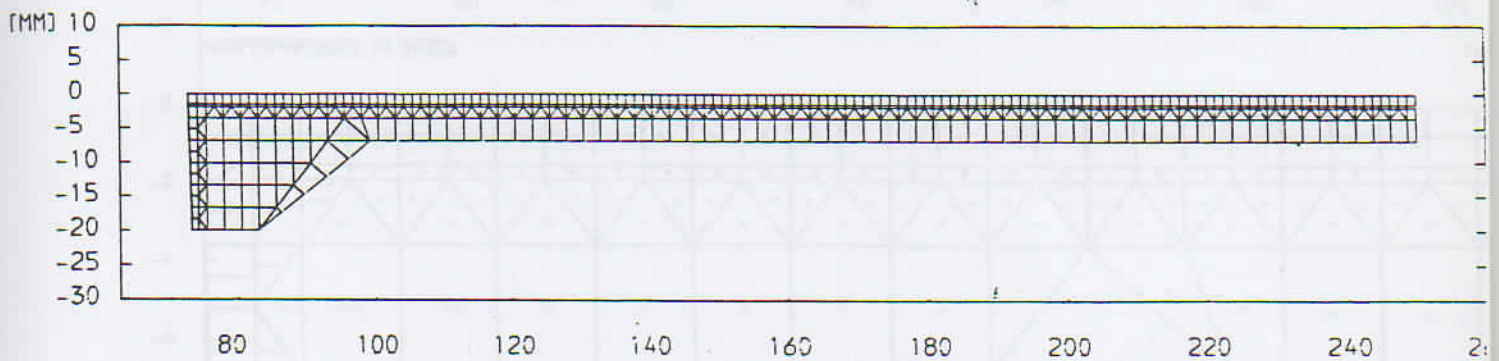


Bild 20: Gesamte berechnete FE-Struktur

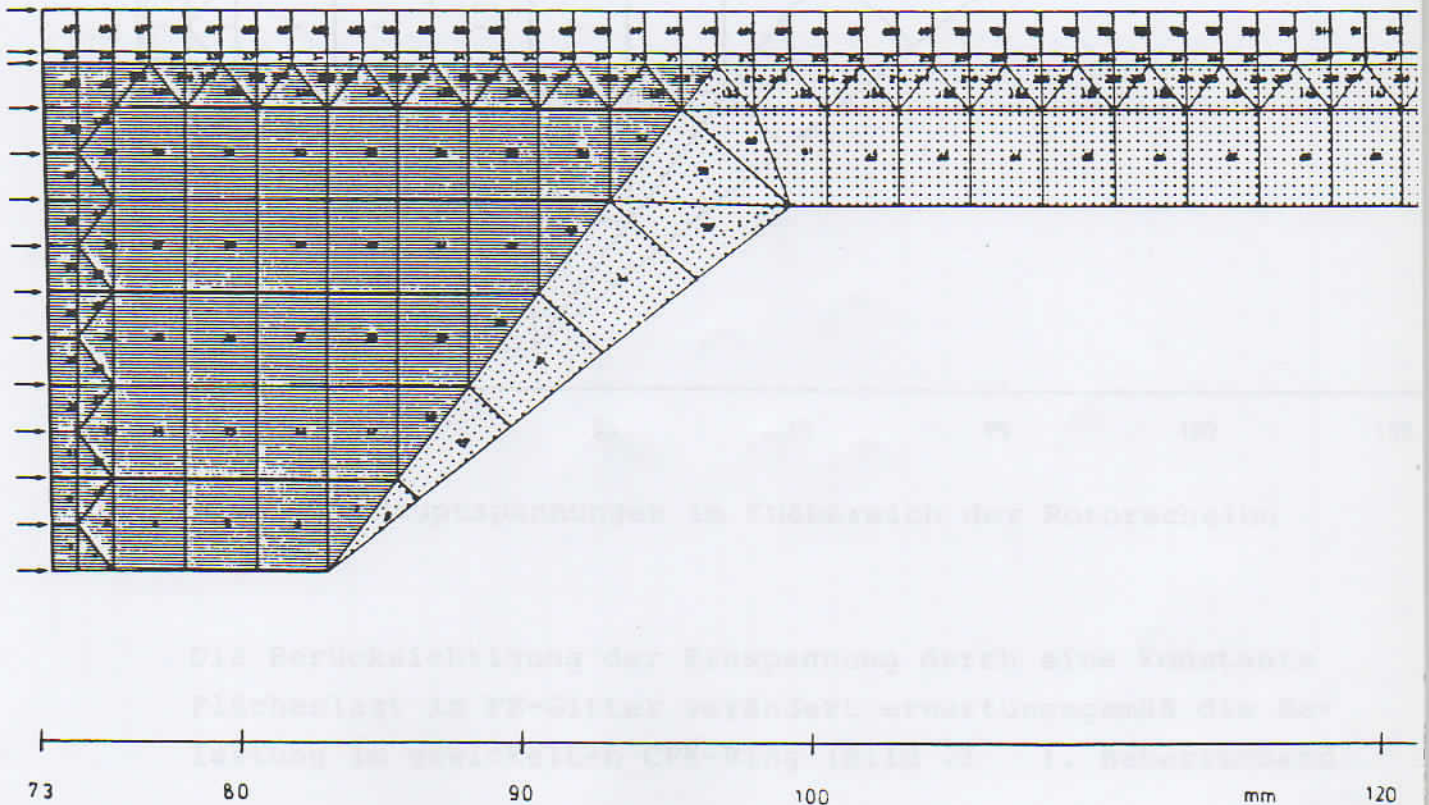


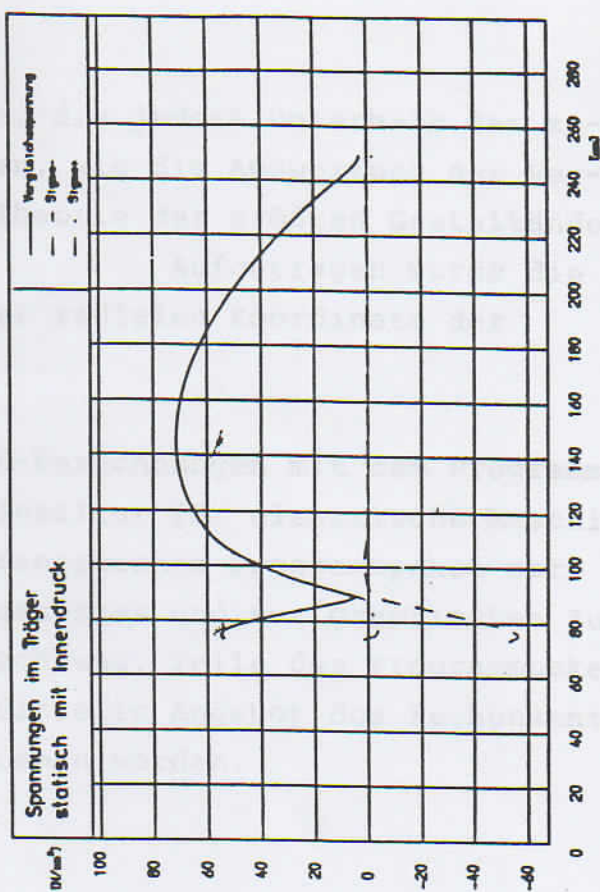
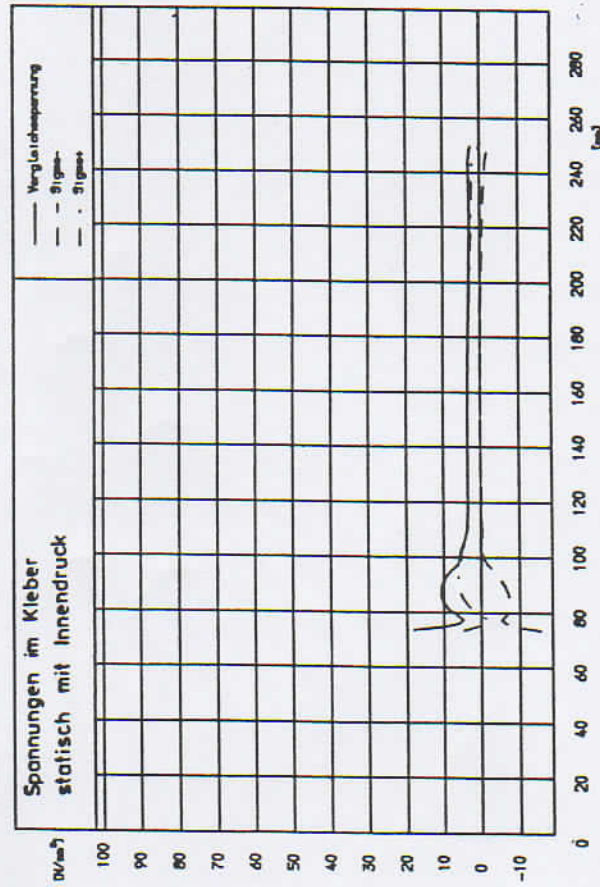
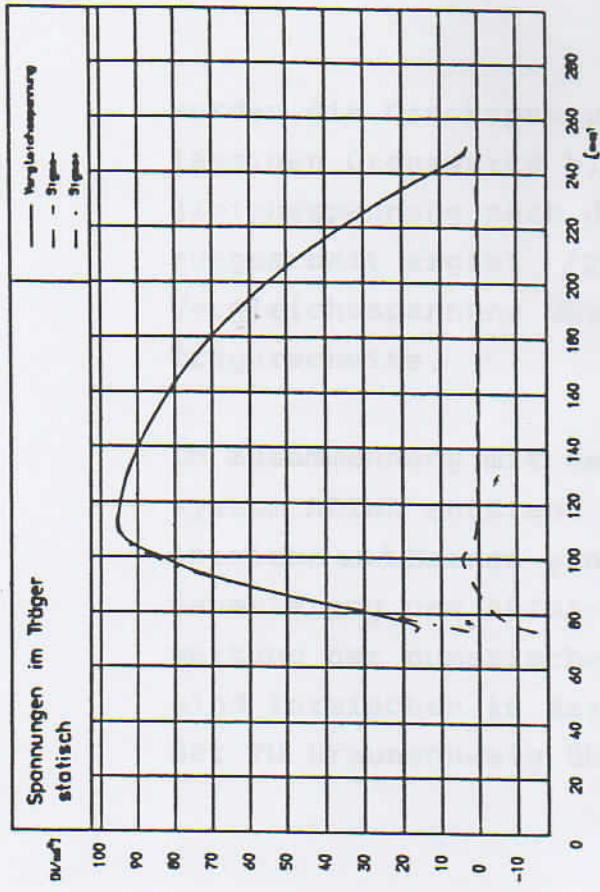
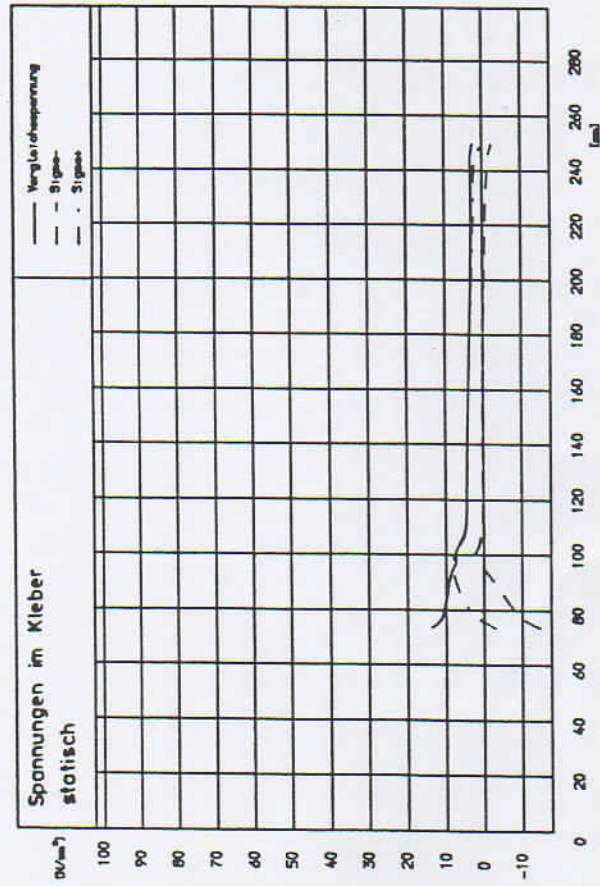
Bild 21: Ausschnitt mit Materialtypen und Innendruck

Viertel des Gesamtquerschnitts berechnet worden. Die Dehnungen für den stationären Lastfall der maximalen Drehzahl (siehe Bild 21) zeigen keine unzulässigen Werte. Der kritische Bereich liegt am inneren Wickelkopf, d.h. an der Einspannung der Rotorscheibe auf dem Kollektor. Dieser Bereich ist vergrößert mit den eingetragenen Hauptspannungen in Bild 22 dargestellt. Die Zugspannungen in der CFK-Trägerscheibe und im gewickelten CFK-Ring liegen weit unter den zulässigen Werten. Nur die Klebeschicht ist hoch belastet.



Bild 22: Hauptspannungen im Fußbereich der Rotorscheibe

Die Berücksichtigung der Einspannung durch eine konstante Flächenlast im FE-Gitter verändert erwartungsgemäß die Belastung im gewickelten CFK-Ring (Bild 23). Beherrschend



werden die Druckspannungen, die jedoch unterhalb der zulässigen Grenzwerte bleiben, wie die Auswertung der Vergleichsspannung nach der Theorie der größten Gestaltänderungsarbeit ergibt /25/. Aufgetragen wurde die Vergleichsspannung über der radialen Koordinate der Trägerscheibe.

Im Zusammenhang mit den FE-Berechnungen mit dem Programmsystem ADINA entstand am Institut für elektrische Maschinen, Antriebe und Bahnen ein umfangreiches Programmpaket zur Generierung des ADINA-Datensatzes und zur graphischen Auswertung der numerischen Rechnung. Teile des Programmpakets sind inzwischen in das offizielle Angebot des Rechenzentrums der TU Braunschweig übernommen worden.



Bild 21: Fertigung der Trägerscheibe

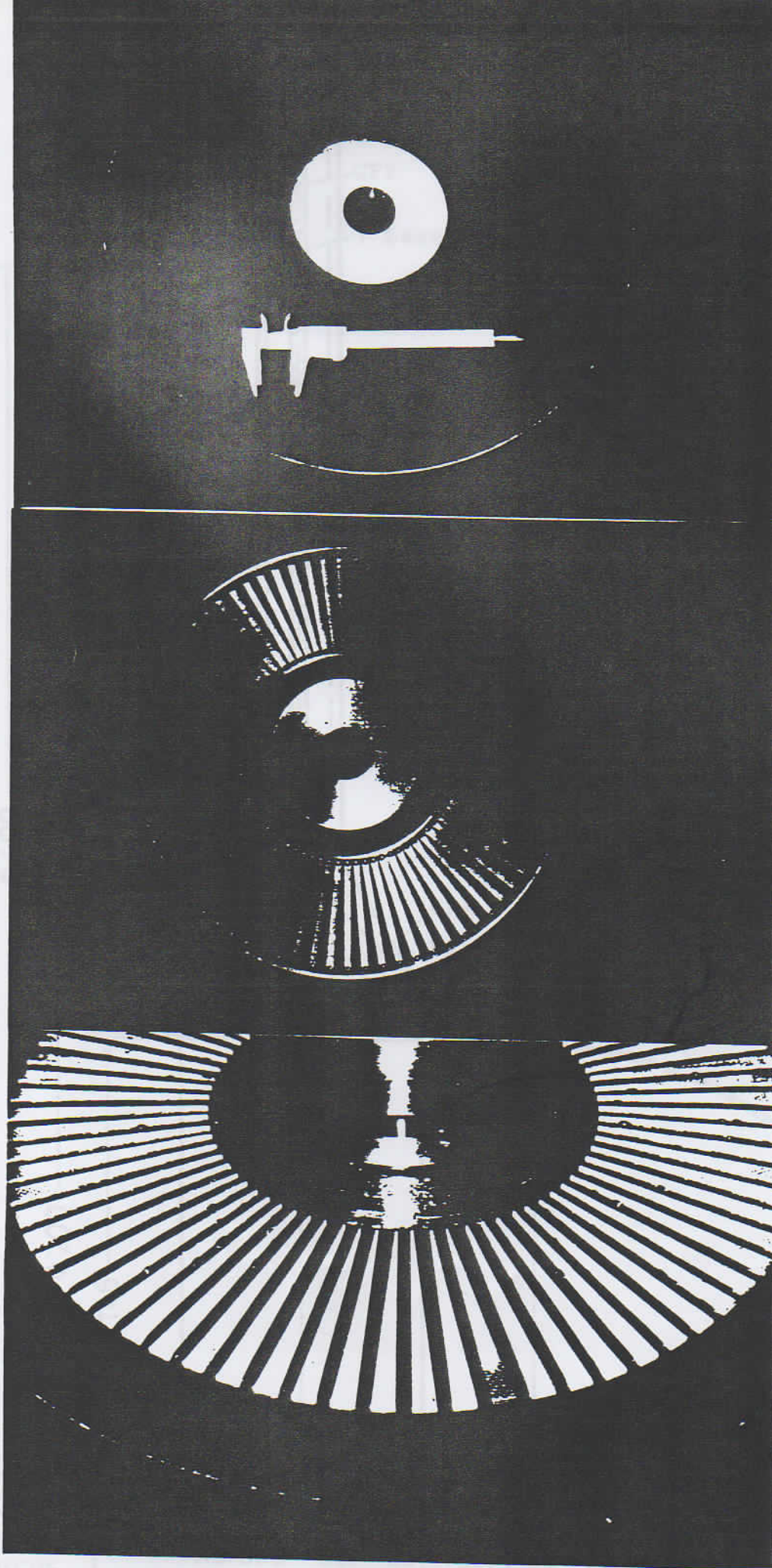


Bild 24: Fertigung der Rotorscheibe

Bild 25

INSTITUT FÜR
ELEKTROTECHNISCHE
MESSWESSEN

TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

15. 1964

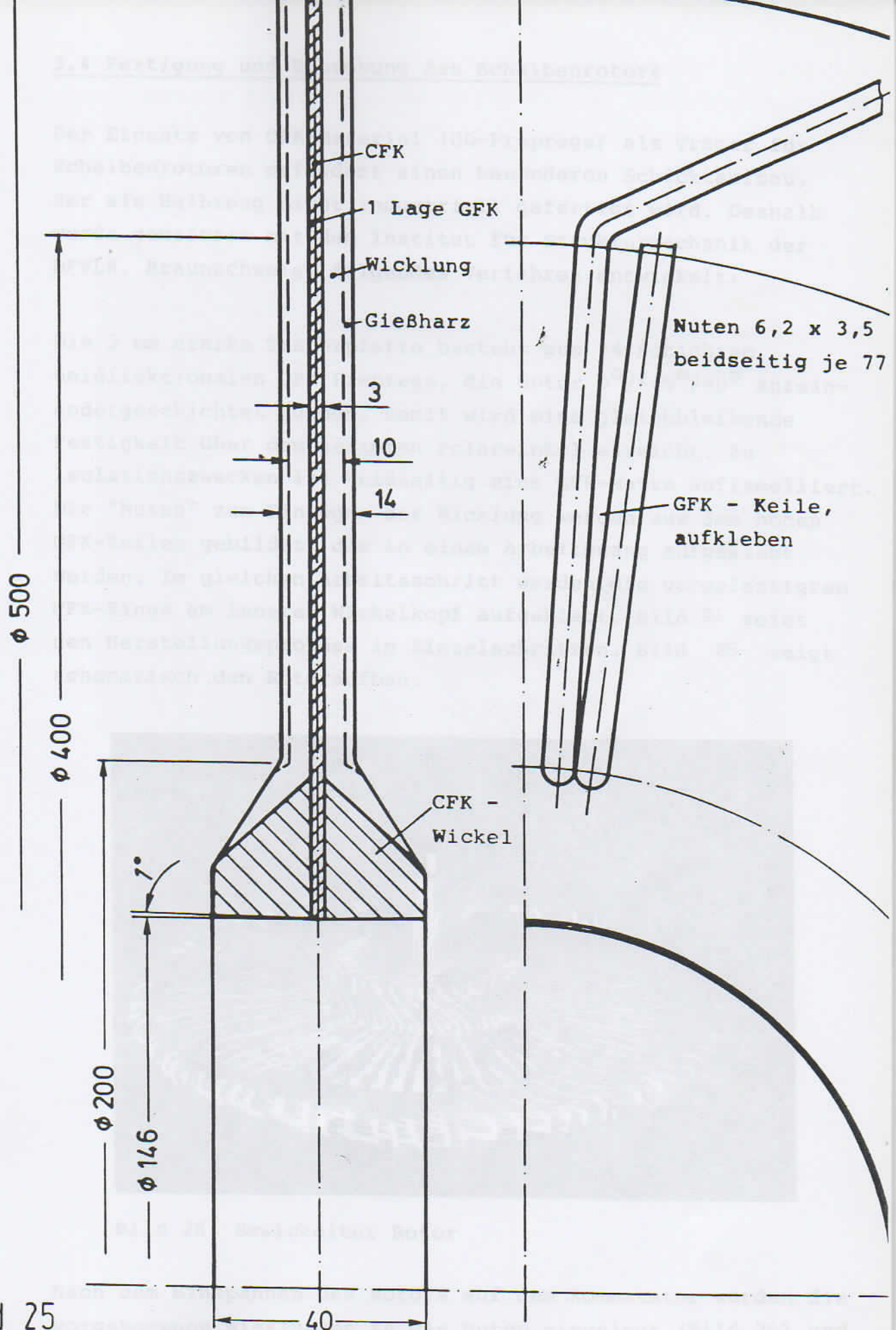


Bild 25

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN	Aufbau der Rotorscheibe aus Kohlefaser / Glasfaserwerkstoff	TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
--	--	---

3.4 Fertigung und Erprobung des Scheibenrotors

Der Einsatz von CFK-Material (UD-Prepregs) als Träger für Scheibenrotoren erfordert einen besonderen Schichtaufbau, der als Halbzeug nicht industriell gefertigt wird. Deshalb wurde gemeinsam mit dem Institut für Strukturmechanik der DFVLR, Braunschweig, folgendes Verfahren entwickelt:

Die 3 mm starke Trägerplatte besteht aus 24 Schichten unidirektionalen CFK-Prepregs, die unter $0^\circ/\pm 45^\circ/90^\circ$ aufeinander geschichtet wurden. Damit wird eine gleichbleibende Festigkeit über dem gesamten Polarwinkel erreicht. Zu Isolationszwecken ist beidseitig eine GFK-Matte auflamelliert. Die "Nuten" zum Einlegen der Wicklung werden aus 3mm hohen GFK-Keilen gebildet, die in einem Arbeitsgang aufgeklebt werden. Im gleichen Arbeitsschritt werden die vorgefertigten CFK-Ringe am inneren Wickelkopf aufgeklebt. Bild 24 zeigt den Herstellungsprozess in Einzelschritten, Bild 25 zeigt schematisch den Rotoraufbau.

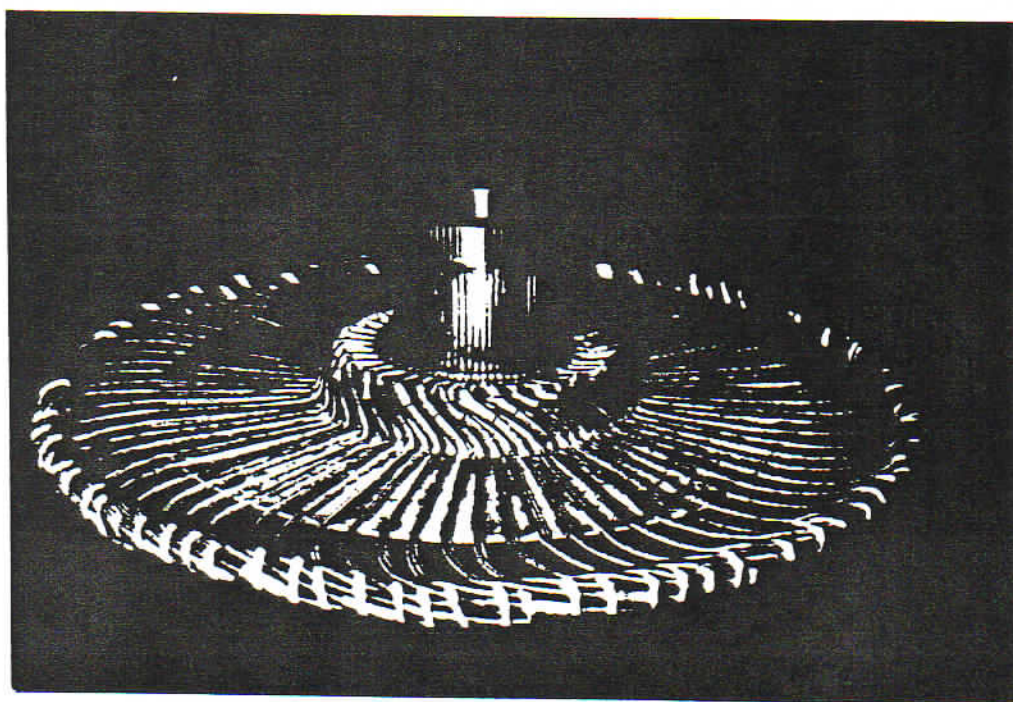


Bild 26: Bewickelter Rotor

Nach dem Einspannen des Rotors auf dem Kommutator wurden die vorgebogenen Wicklungen in die Nuten eingelegt (Bild 26) und nach dem oben beschriebenen Verfahren vergossen. Die Mantel- und die Stirnflächen wurden nachbearbeitet, um gute Oberflächeneigenschaften zu erzielen. Wiederum im Institut für

Strukturmechanik der DFVLR wurde eine Bandage aus HM-Kohlefaser (s.vorheriges Kap.) aufgebracht (Bild 27). Abschließend wurde der Rotor auf einer entsprechenden Maschine dynamisch gewuchtet. Nach der Isolationsprüfung konnte die mechanische Festigkeit bei einem Schleuderversuch nachgewiesen werden.

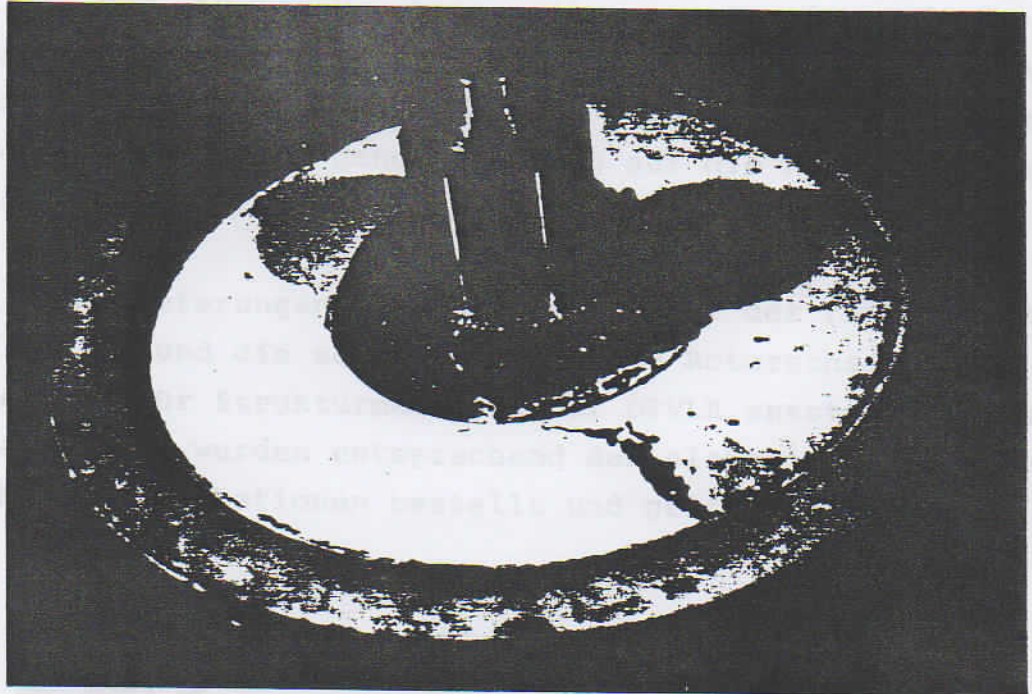


Bild 27: Vergossener und bearbeiteter Rotor

4 Modellmaschine

Die zu bauende Modellmaschine wurde für eine Leistung von $P_{el}=30$ kW konzipiert, wobei der Entwurf mit dem in Kapitel 2.3 beschriebenen Optimierungsverfahren durchgeführt wurde. Der Bau der Maschine sollte soweit wie möglich mit Institutsmitteln erfolgen, und es sollten die bereits vorhandenen Samarium-Kobalt-Magnete Verwendung finden. Die Modellmaschine ist daher in Bezug auf die Magnetausnutzung nicht optimiert.

An Fremdlieferungen sind der Kommutator der Firma Kautt & Bux (Bild 28) und die schon beschriebene Rotorscheibe, die im Institut für Strukturmechanik der DFVLR entstand, zu nennen. Diese Teile wurden entsprechend den elektrischen und mechanischen Spezifikationen bestellt und geliefert.

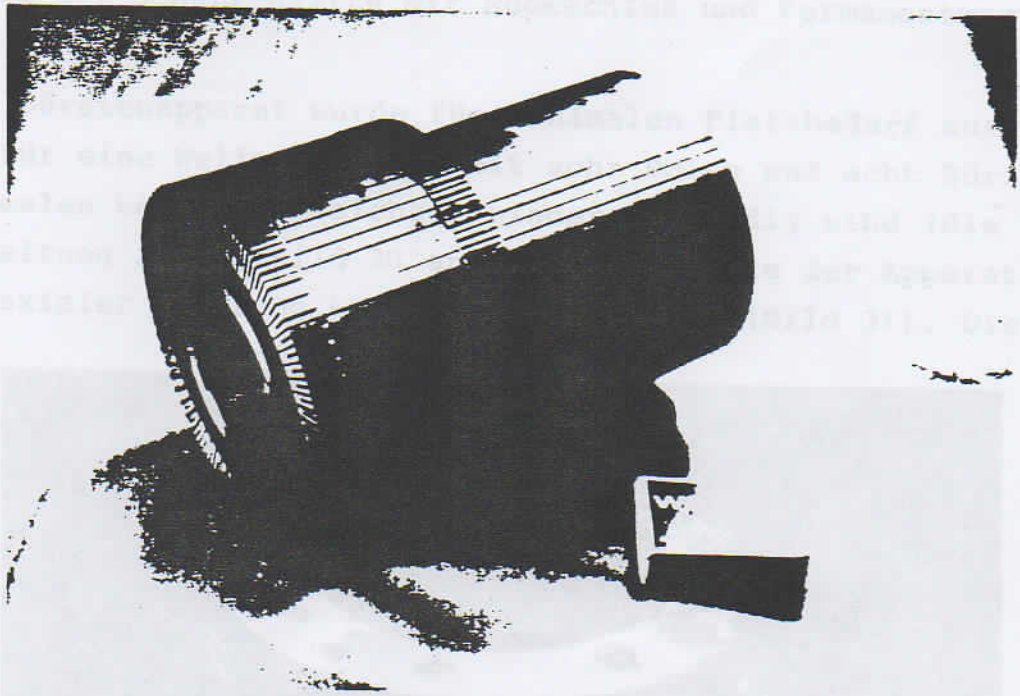


Bild 28: Kommutator

Parallel dazu wurden das Gehäuse aus Aluminiumguß, die Rückschlußbringe und die Welle gefertigt. Bei der Konstruktion dieser Teile wurde darauf Wert gelegt, daß die Rückschlußringe mit den Permanentmagneten symmetrisch zur Rotormittel-

ebene innerhalb des Gehäuses verschoben werden können, um Feldschwächeeffekte zu untersuchen. Bild 29 zeigt eine Gehäusehälfte mit Rückschlußring und aufgeklebten Magneten.

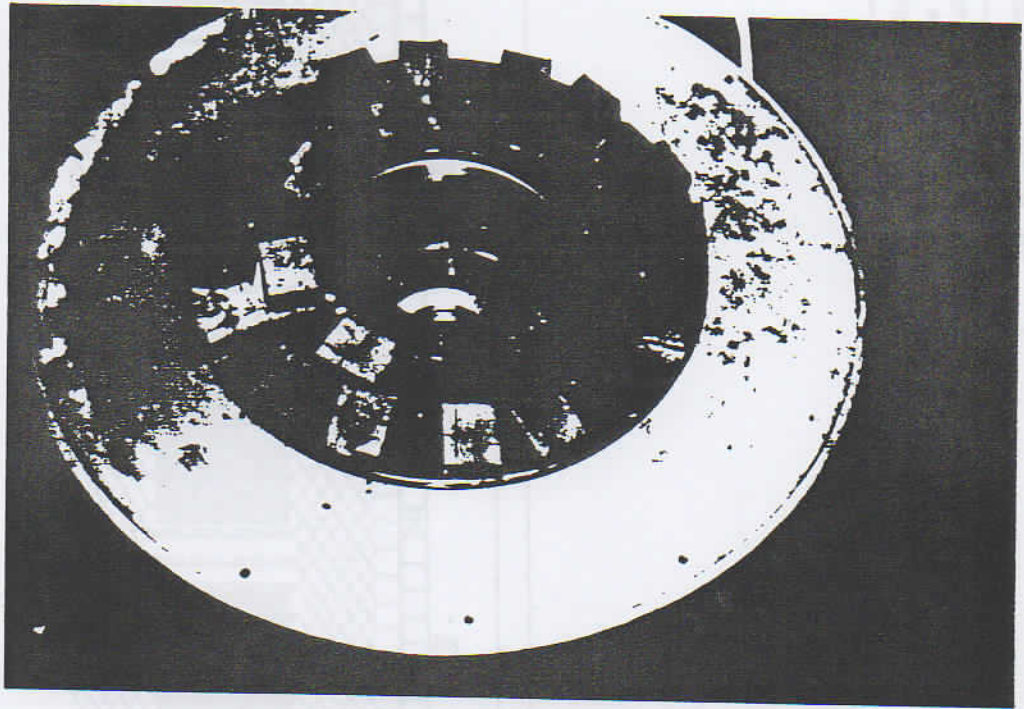


Bild 29: Gehäusehälfte mit Rückschluß und Permanentmagneten

Der Bürstenapparat wurde für minimalen Platzbedarf ausgelegt. Da für eine Wellenwicklung mit acht Polen und acht Bürstenelementen keine Ausgleichsverbinder notwendig sind (die Verschaltung ist in Bild 30 angegeben), konnte der Apparat auch in axialer Richtung kurz bemessen werden (Bild 31). Die ge-

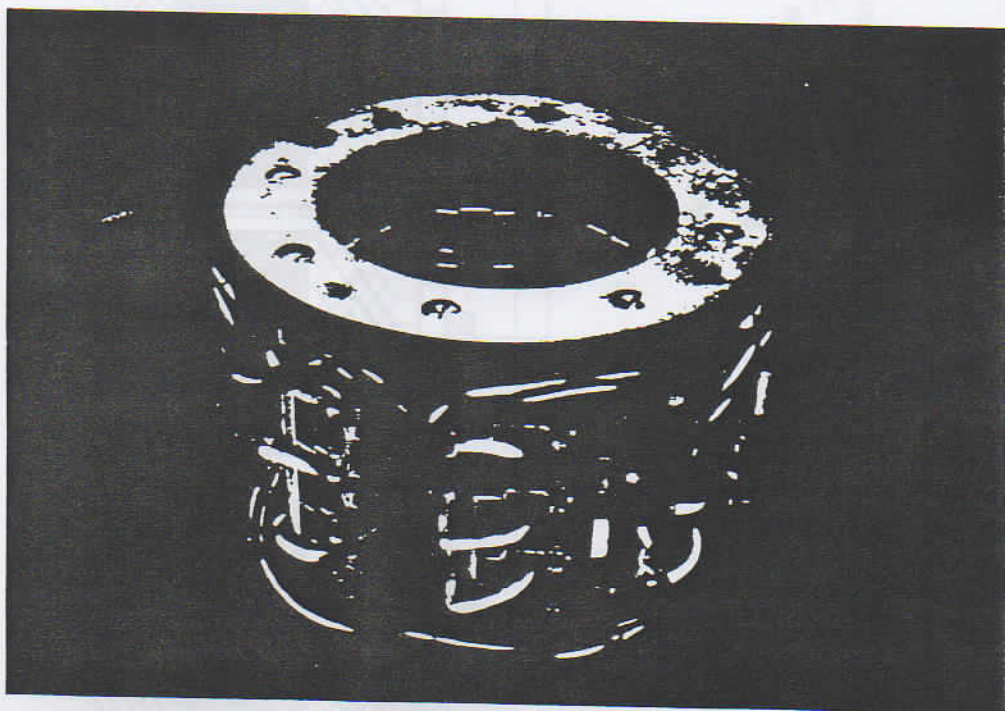
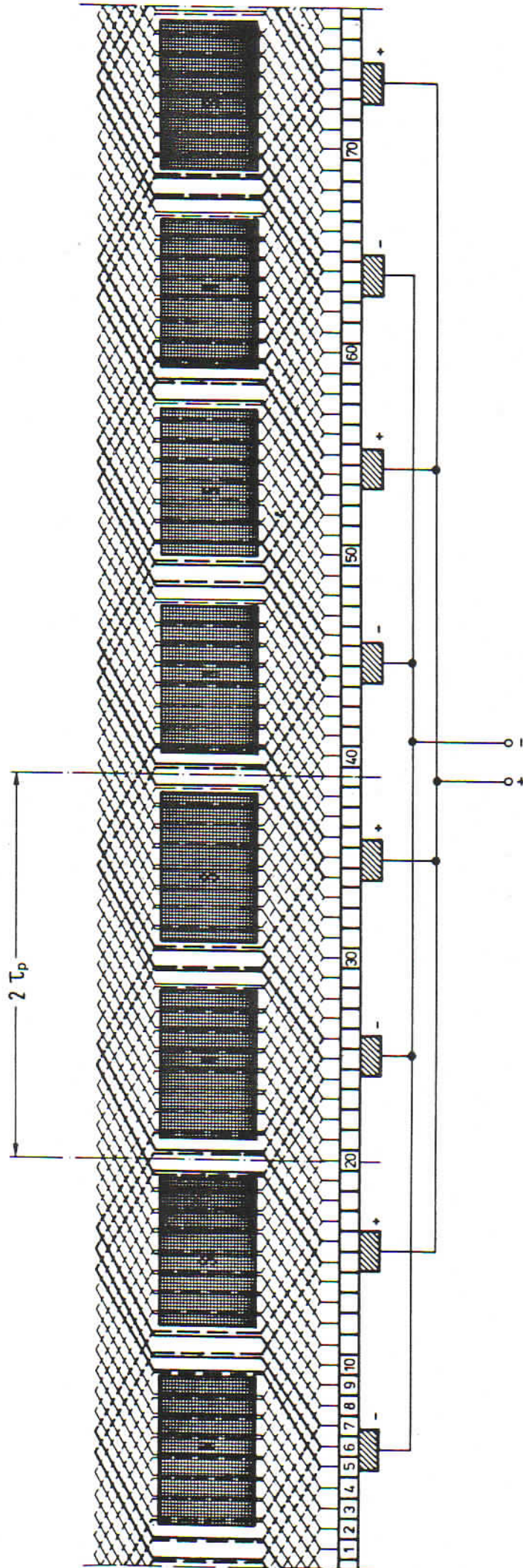


Bild 31: Bürstenapparat



Wellenwicklung

Polzahl : 8

Polteilung : 11,8 cm

Polbedeckung : 0,75

Kommutatorsegmente : 77

1982	Datum	Name	Institut für elektrische Maschinen Antriebe und Bahnen
Bearb			
Gez	14.12.	<i>MP</i>	
Gepr			

Bild 30

Die Wicklungsverschaltung
einer Gleichstrom -

wählten Taschenbürstenhalter der Firma Schunk & Ebe gewährleisten einen minimalen Platzbedarf in axialer und radialer Richtung (siehe Bild 32).

Die Kohlebürsten sind über entsprechende Langlöcher im Maschinengehäuse zugänglich und können durch Verdrehen des Bürstenapparats in der GNZ justiert werden.

Die Abmessungen und Daten der Modellmaschine sind in einer Tabelle im Anhang zusammengestellt (s. auch Bild 1).

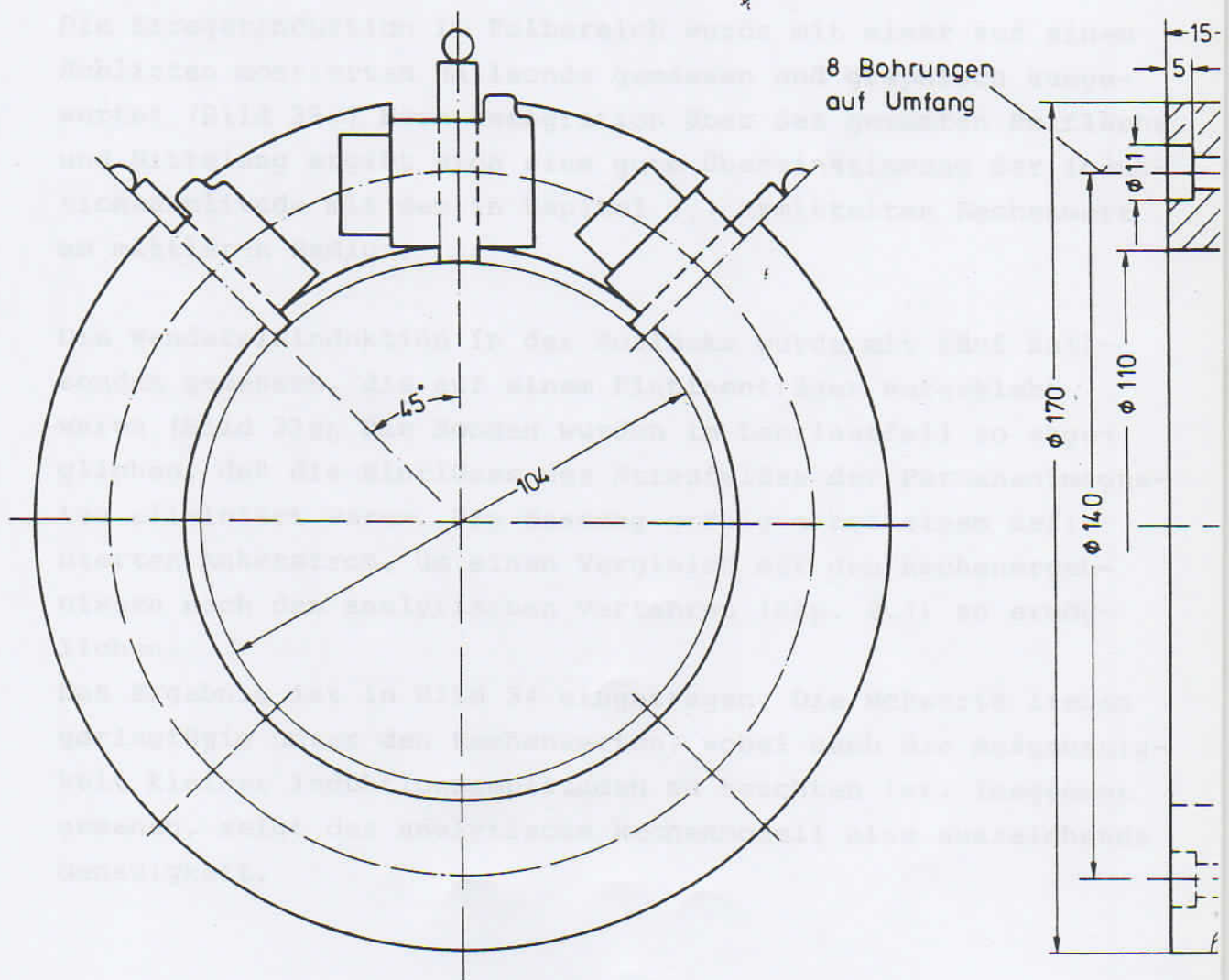


Bild 32: Anordnung der Taschenbürstenhalter

5 Messungen und Ergebnisse

Neben dem Nachweis der mechanischen Festigkeit wurden folgende Messungen vorgenommen:

- Induktion im Polbereich (nur Erregerfeld)
- Induktion in der Pollücke (im Nennbetrieb)
- mechanische und elektrische Verluste
- abgegebene Leistung
- Temperaturerhöhung im Nennbetrieb
- Trägheitsmoment.

Die Erregerinduktion im Polbereich wurde mit einer auf einem Schlitten montierten Hallsonde gemessen und graphisch ausgewertet (Bild 33a). Nach Integration über der gesamten Polfläche und Mittelung ergibt sich eine gute Übereinstimmung der Induktionsamplitude mit dem in Kapitel 2.1 ermittelten Rechenwert am mittleren Radius.

Die Wendefeldinduktion in der Pollücke wurde mit fünf Hallsonden gemessen, die auf einem Platinenträger aufgeklebt waren (Bild 33b). Die Sonden wurden im Leerlauffall so abgeglichen, daß die Einflüsse des Streufeldes der Permanentmagneten eliminiert waren. Die Messung erfolgte bei einem definierten Ankerstrom, um einen Vergleich mit den Rechenergebnissen nach dem analytischen Verfahren (Kap. 2.1) zu ermöglichen.

Das Ergebnis ist in Bild 34 eingetragen. Die Meßwerte liegen geringfügig unter den Rechenwerten, wobei auch die Meßgenauigkeit kleiner Induktionsamplituden zu beachten ist. Insgesamt gesehen, zeigt das analytische Rechenmodell eine ausreichende Genauigkeit.

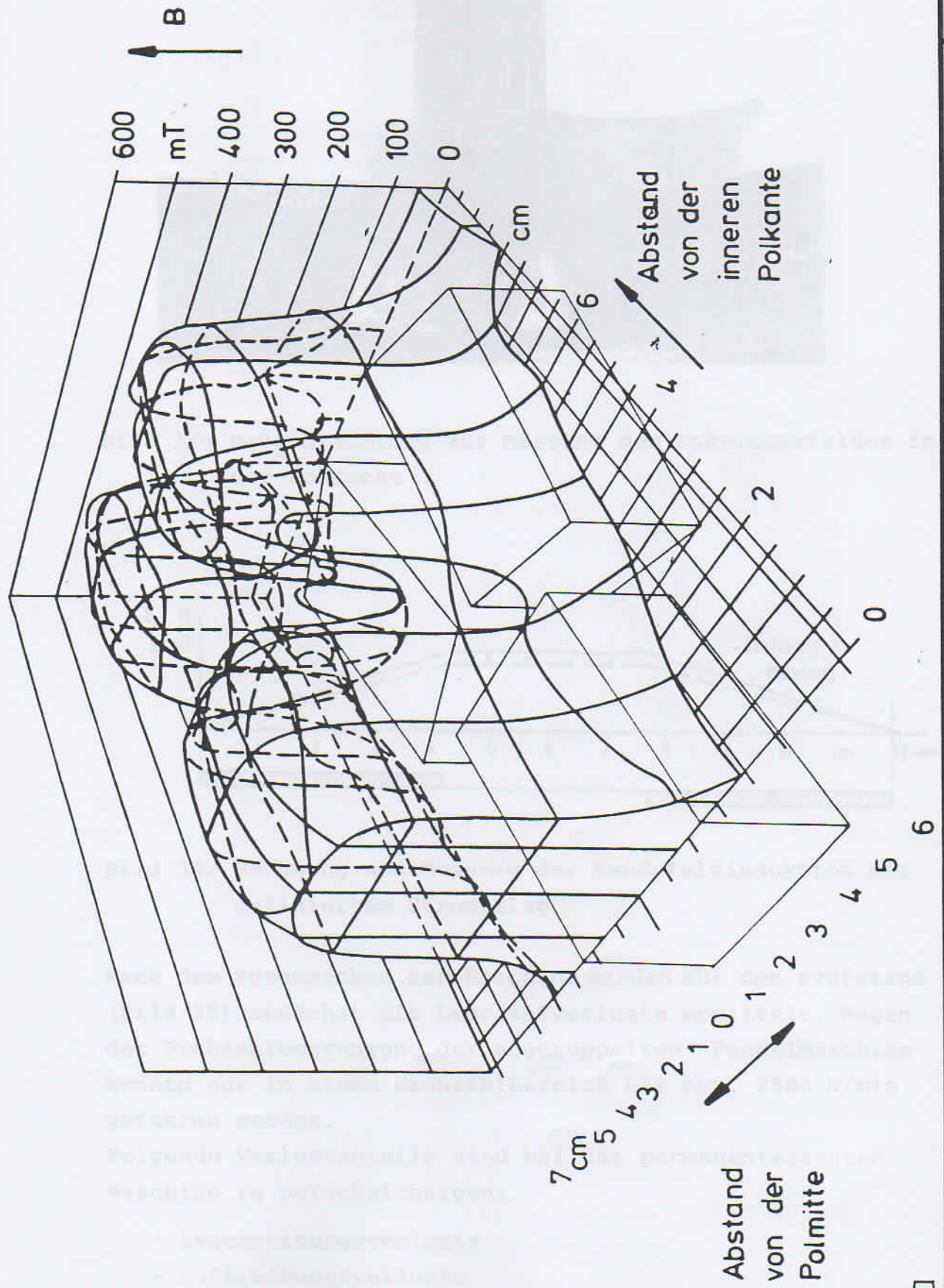


Bild 33a

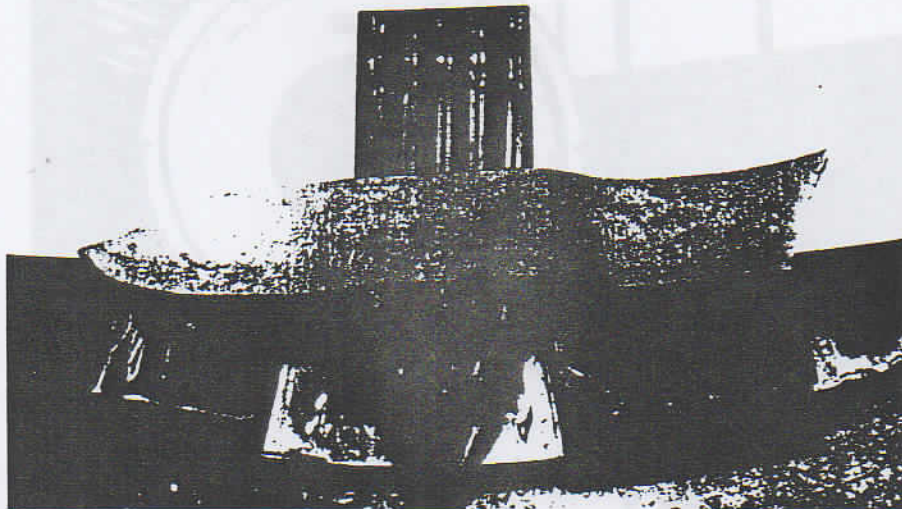


Bild 33b: Meßeinrichtung zur Messung des Ankerquerfeldes in der Pollücke

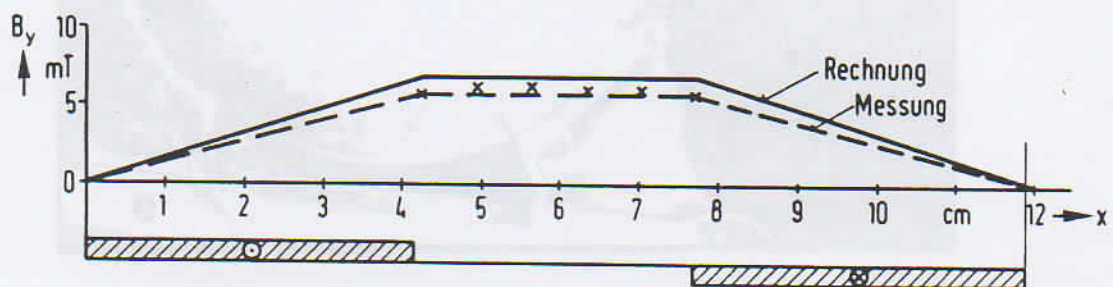


Bild 34: Rechnung und Messung der Wendefeldinduktion bei definiertem Strombelag

Nach dem Zusammenbau der Maschine wurden auf dem Prüfstand (Bild 35) zunächst die Leerlaufverluste ermittelt. Wegen der Drehzahlbegrenzung der angekuppelten Pendelmaschine konnte nur in einem Drehzahlbereich bis max. 2500 U/min gefahren werden.

Folgende Verlustanteile sind bei der permanenterregten Maschine zu berücksichtigen:

- Lagerreibungsverluste
- Luftreibungsverluste
- Bürstenreibungsverluste
- Zusatzverluste (Wirbelstromverluste in der CFK-Trägerscheibe).

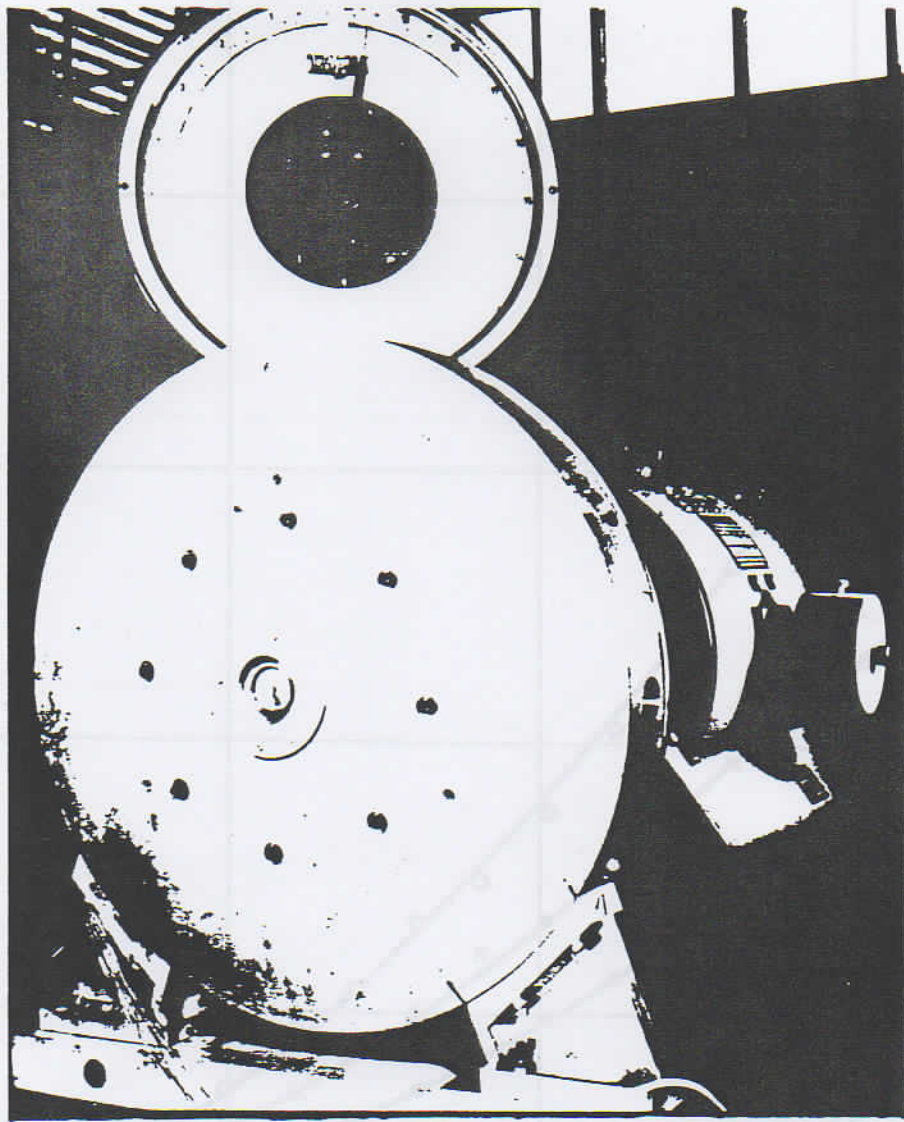
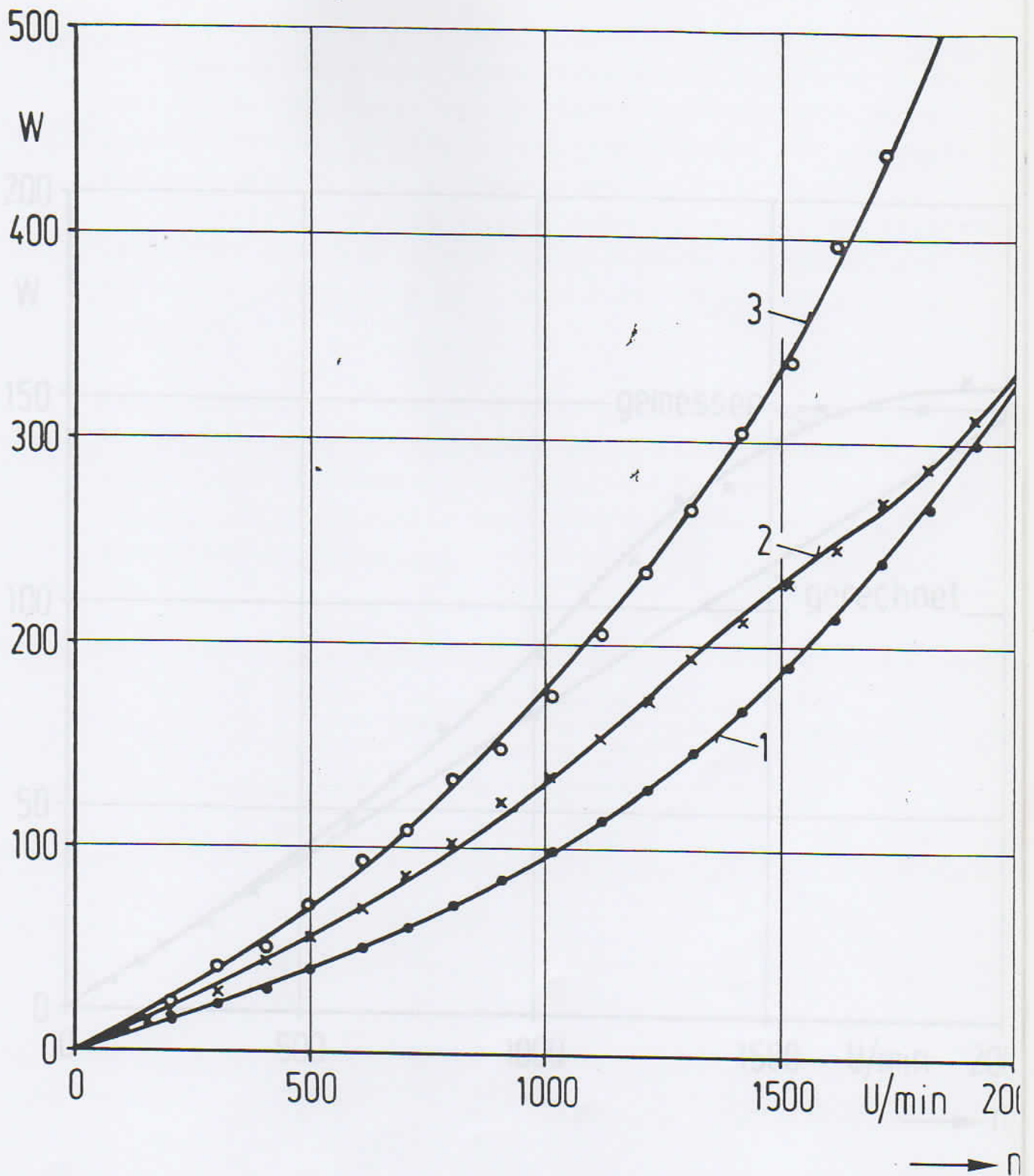


Bild 35: Scheibenläufermaschine auf dem Prüfstand

Die Lagerreibungsverluste sind vernachlässigbar klein. Die Luftreibungsverluste treten an Mantel- und Seitenflächen des Rotors auf, wobei an den Seitenflächen turbulente Strömung /26/ auftritt. Beide Verlustanteile gehen mit der 3. Potenz der Umfangsgeschwindigkeit ein und bilden einen beachtlichen Anteil an der Gesamtverlustbilanz (Bild 36). Die Bürstenreibungsverluste nehmen linear mit der Drehzahl zu, was auch durch die Messung bestätigt wurde (Bild 37)/27/.



- 1) Lager, Luftreibungs-, Bürstenreibungsverluste; Rechnung
- 2) Lager, Luftreibungs-, Bürstenreibungsverluste; Messung
- 3) Lager, Luftreibungs-, Bürstenreibungsverluste und Zusatzverluste; Messung

Bild 36

INSTITUT FÜR ELEKTRISCHE MASCHINEN	Gesamtverluste im Leerlauf	TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG
--	-------------------------------	---

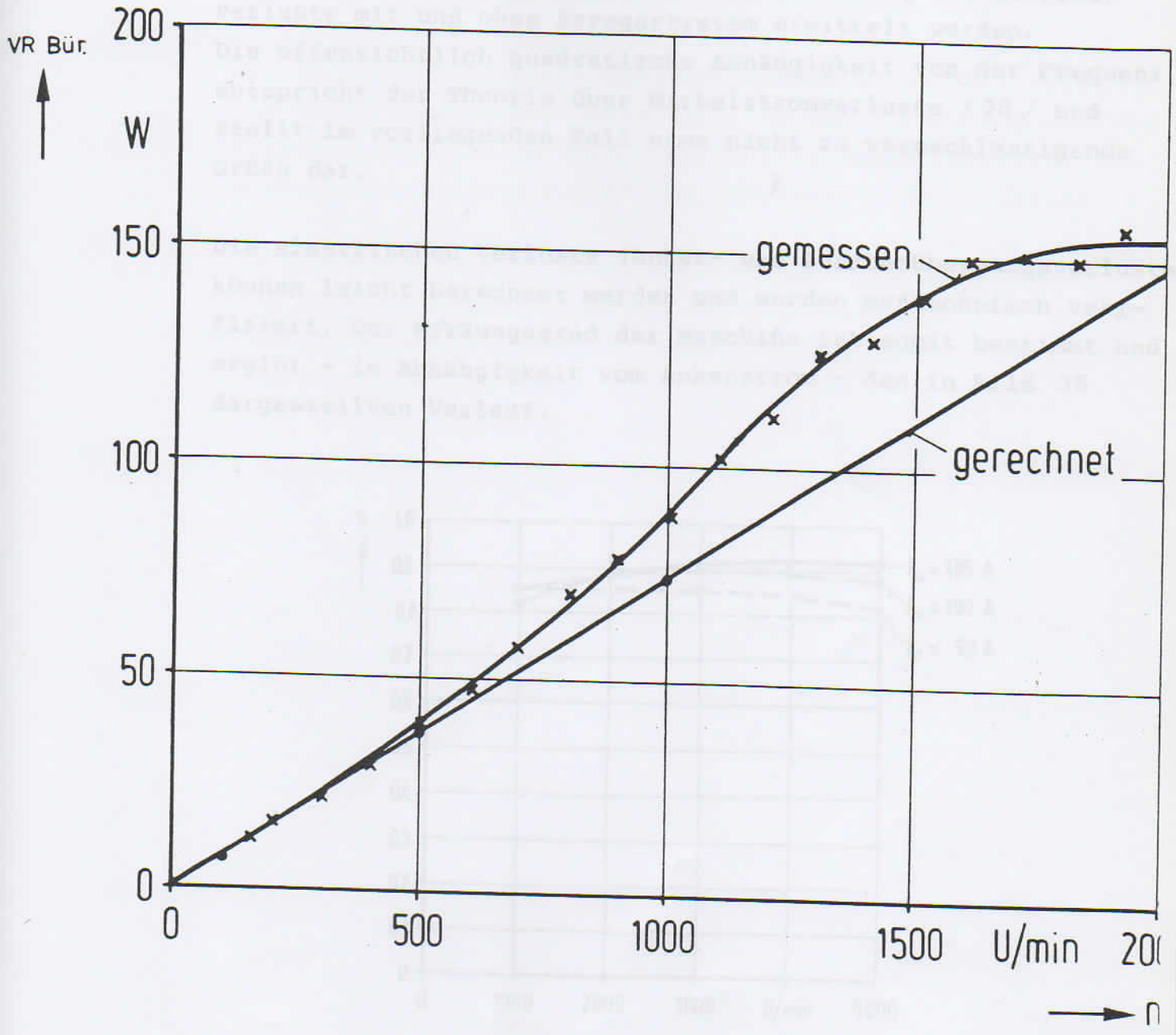


Bild 37

Die Zusatzverluste sind rechnerisch schwer zu erfassen, da über die Leitfähigkeit von CFK-Mehrschichtverbunden keine Daten vorliegen. Sie können aus einer Messung der Leerlaufverluste mit und ohne Erregersystem ermittelt werden. Die offensichtlich quadratische Abhängigkeit von der Frequenz entspricht der Theorie über Wirbelstromverluste / 23 / und stellt im vorliegenden Fall eine nicht zu vernachlässigende Größe dar.

Die elektrischen Verluste (Anker- und Bürstenübergangsverluste) können leicht berechnet werden und wurden meßtechnisch verifiziert. Der Wirkungsgrad der Maschine ist somit bestimmt und ergibt - in Abhängigkeit vom Ankerstrom - den in Bild 38 dargestellten Verlauf.

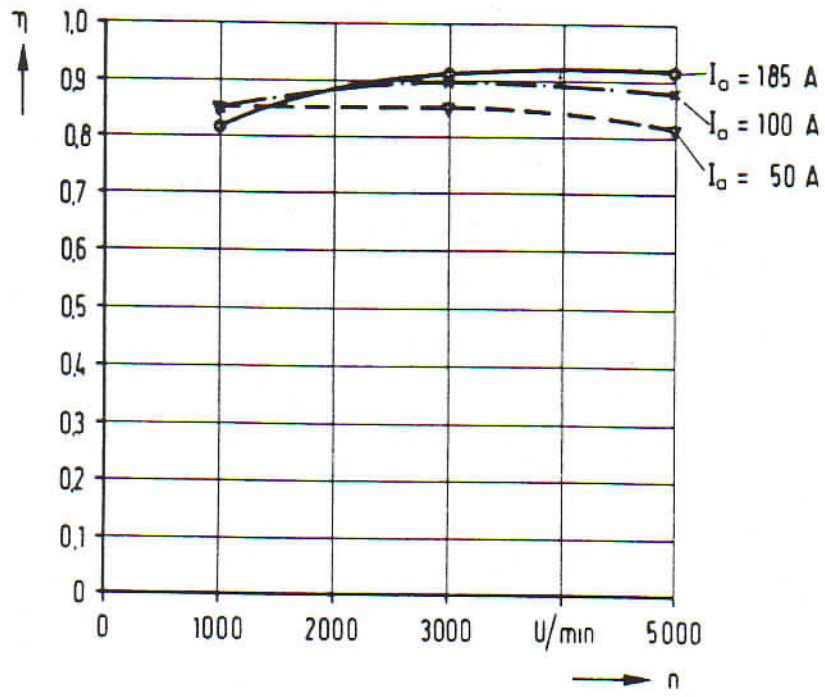


Bild 38: Gesamtwirkungsgrad

Das thermische Verhalten der Maschine wurde mit Nennstrom und einer Minimaldrehzahl von 1000 U/min überprüft. Die geforderte Luftmenge ist ausreichend, um z.B. nach einer Stunde Dauerbetrieb nur eine Temperaturerhöhung von 60°C zuzulassen. Bei kleinerer Drehzahl sinkt die Kühlluftmenge erheblich, so daß nur ein kürzerer Betrieb mit Nennstrom möglich ist.

Ergebnis

Das Kommutierungsverhalten erwies sich als problemlos, was auch bei 1,2 fachem Nennstrom gezeigt werden konnte.

Der in Bild 38 gezeigte Gesamtwirkungsgrad enthält nicht die beschriebenen Zusatzverluste, da bei Verwendung anderer Trägermaterialien im Rotor (nicht leitfähige Faserverbundwerkstoffe) diese spezifischen Zusatzverluste entfallen.

Das im Auslaufversuch gemessene Trägheitsmoment des Scheibenläufers beträgt $0,69 \text{ kg m}^2$, entsprechend einer Anlaufzeitkonstanten $T_a = 6,3 \text{ sec}$.

Die Berechnung des elektrischen und magnetischen Drehmomentes an der Welle ist Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit. In der vorliegenden Arbeit wurde ein Verfahren gefunden, das eine sehr genaue Berechnung des Drehmomentes ermöglicht. Die Berechnung des Drehmomentes ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist. Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.

- Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.
- Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.
- Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.

Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.

Die Berechnung des Drehmomentes an der Welle ist ein sehr schwieriges Problem, da die Berechnung des Drehmomentes an der Welle eine sehr schwierige Aufgabe ist.

Zusammenfassung

Innerhalb des Bewilligungszeitraumes wurden die Grundlagen zur Berechnung und zum Entwurf von hochtourigen Gleichstromscheibenläufermaschinen erarbeitet. Eine Modellmaschine für 30 kW wurde gebaut und erprobt.

Eine Voraussetzung zur Erzielung eines guten Leistungsgewichts war eine hohe Umfangsgeschwindigkeit der Maschine unter Verwendung leichter Konstruktionswerkstoffe. Deshalb wurden Faserverbundwerkstoffe auf der Basis von Glas- und Kohlefasern für konstruktive Aufgaben eingesetzt. Rechenverfahren für anisotrope Körper ermöglichen die Beschreibung der Spannungsverteilungen. Über die Ergebnisse und die gewonnenen Erfahrungen wurde u.a. auf der ICEM '84 in Lausanne und in einem Artikel in der Technischen Rundschau /8/ berichtet.

Daneben war die Berechnung des elektrischen und magnetischen Kreises ein weiterer Schwerpunkt der Forschungsarbeit. Im Ergebnis konnte ein Maschinenentwurf gefunden werden, der eine hohe Ausnutzung mit einem guten Wirkungsgrad verbindet /29/. Es erscheint somit aussichtsreich, Gleichstrom-Scheibenläufermotoren auch für den Leistungsbereich oberhalb 10 kW zu entwickeln, wobei sich die erwarteten Vorzüge für die Steuerungs- und Antriebstechnik ergeben.

Als etwas problematisch zeigte sich beim Bau der Modellmaschine:

- die verhältnismäßig große Luftreibung
- die Empfindlichkeit des Ankers in Bezug auf Unwucht
- die Wirbelstromverluste im Kohlefaser-Geflecht des Rotors.

Allerdings erwies sich die (durch die Ventilationsleistung bewirkte) Luftkühlung des Ankers als sehr wirksam.

Die Anwendung der Fasertechnik für den Aufbau des Läufers ermöglicht hohe Umfangsgeschwindigkeiten. Sie erscheint im Vergleich zu konventionellen Techniken noch teuer.

Maschinendaten

1. Abmessungen

Außendurchmesser	632 mm
Rotordurchmesser incl. Bandage	570 mm
Bandagenstärke	10 mm
Außendurchmesser aktiver Bereich	400 mm
Innendurchmesser aktiver Bereich	200 mm
Kommutatordurchmesser	104 mm
Gesamtlänge	170 mm
Rotorstärke insgesamt	16 mm
mech. Luftspalt	1 mm

2. Nenndaten

Leistung	30 kW
Drehzahl	5000 U/min
Polzahl	8
Polteilung, gemittelt	11,8 cm
Nutteilung, gemittelt	9 cm
Nennstrom	185 A
Nennstrombelag, Effektivwert	190 A/cm

3. Wicklung

Wellenwicklung	eingängig
Nuten pro Seite	77
Windung pro Nut	1
Zahl der Litzenleiter	21
eff. Kupferquerschnitt	16,5 mm ²

4. Gewichte

Magnete	15,6 kg
Rückschluß	14,6 kg
Rotor	26,0 kg
aktives Gewicht	56,2 kg
Trägheitsmoment	0,69 kg m ²

5. Magnete und Bürsten

SmCo Magnete	40x50x20 mm
6 Magnete pro Pol	
Remanenzinduktion	0,85 T
3 Bürsten je Lineal	8x16x30 mm
8 Lineale	

Literaturverzeichnis

- /1/ Weh, H. Hochausgenutzte elektrische Maschinen mit Permanentmagneterregung, etz-Archiv 4 (1982), H.7, S.219-224
- /2/ Gutt, H.-J. Über einige Probleme und Entwicklungstendenzen der modernen elektrischen Antriebs- und Maschinentechnik etz-Band 100 (1979), Heft 26
- /3/ Teodorescu, D. Trägheitsarme Gleichstrommotoren; EMA 10 (1980), Jg.59, S.271-275
- /4/ Koch, J. Permanentmagnete zur Motorerregung
Mohr, A. ETG-Fachbericht Nr. 10, Sept. 1981
- /5/ Arnold, E. Die Ankerwicklung und Ankerkonstruktion der GS-Dynamomaschinen. Springer-Verlag 1899
- /6/ Campbell, P. The Computer Design and Optimization of
Rosenberg, D.J. Axial-Field Permanent Magnet Motors;
Stanton, D.P. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol.100, No.4, April 1981
- /7/ *Weh, H. The Use of Fibre-Reinforced Plastics in
Wahlen, H.-J. Permanent Magnet Disc Rotor Machines;
Leymann, P. Proc. of the ICEM, Lausanne, 1984
- /8/ *Weh, H. Faserverbundwerkstoffe als Konstruktion
Wahlen, H.-J. elemente in Scheibenläufermaschinen.
Leymann, P. Technische Rundschau Nr. 27, 1985
- /9/ Wahlen, H.-J. Konstruktionsmöglichkeiten und Entwurfs
grenzen von hochtourigen Scheibenläufer
Synchronmaschinen mit Permanentmagnet-
erregung
Dissertation, TU Braunschweig, 1984

- /10/ Shalaby, M. Bestimmung der Maschinenkonstanten einer mit Permanentmagneten erregten Synchronmaschine;
Archiv für Elektrotechnik 58 (1976), S. 215-223
- /11/ Turban, K.A. Schwingungen mit serraphilen Kurvenform
ETZ-Archiv Bd.97 (1976), H.6
- /12/ Richter, R. Elektrische Maschinen
Band I, Birkhäuser Verlag Basel, 1951
- /13/ Eckhardt, H. Numerische Verfahren in der Energietechnik
Teubner-Verlag, Stuttgart 1978
- /14/ Ott, H.-J. Messung und Berechnung der Wärmeleitfähigkeit von mineralgefülltem Epoxidharz;
Buscher, H.-A. Kunststoffe 70.Jg (1980), H.3, S.156-161
Skudelny, D.
- /15/ Skudelny, D. Quarz- und Quarzgefüllstoffe für EP-Gießharze;
Vortrag am 12.10.1977 in der Technischen Akademie Esslingen
- /16/ Fuchs, H. Neue Epoxidharz/Glas-Schichtstoffe für hochbeanspruchte Isolierteile der Starkstromtechnik;
Liserani, M. Symposium für Isolationstechnik 1972
Vortrag C2
- /17/ Jäger, K. GFK als Konstruktionswerkstoff für große elektrische Maschinen;
ETG-Fachberichte Bd.8 (1981), S.56-59
- /18/ Bathe, K.-J. SAP IV-Beschreibung und Benutzerhandbuch;
Wilson, E.L. Institut für konstruktiven Ingenieurbau
Peterson, F.E. Ruhr Universität Bochum, Mitteilung Nr. 75-14

- /19/ Niederstadt, G. Einsatz von faserverstärkten Kunststoff in Schwungrädern zur Energiespeicherung
DFVLR-Nachrichten H.37, Nov. 1982, S.70-
- /20/ N.N. Teijin-Development of Aramid Fibres -
A Break-Opfen of Du Pont's Monopoly;
Senken-Shibun newspapers, Oct.9, 1981
- /21/ Stavsky, Y.
Hoff, N.J. Mechanics of Composite Structures, from
Composite Engineering Laminates,
MIT Press, Cambridge, Massachusetts,
London 1969, pp 5-59
- /22/ Broutman, L.J. Mechanical Behavior of Fibre-Reinforce
Plastics;
from: Composite Engineering Laminates,
MIT Press, Cambridge, Massachusetts,
London, 1969, pp. 125-151
- /23/ Canders, W.-R.
Wahlen, H.-J.
Weh, H. Auslegung von Scheibenmotoren für hoch-
tourige Synchronmaschinen mit Permanen-
magneterregung;
E und M, 100 (1983), H.2, S.35-43
- /24/ N.N. ADINA, A Finite Element Program for
Automatic Dynamic Incremental Nonlinear
Analysis - Users Manual;
Watertown, Mass.; Sept. 81
- /25/ Puck, A. Festigkeitsberechnung an Glasfaser/Kunst-
stoff-Laminaten bei zusammengesetzter
Beanspruchung;
Kunststoffe 59 (1969), H.11, S.780-787
- /26/ Schlichting, H. Grenzschicht-Theorie
Verlag G. Braun
Karlsruhe 1982, 8.Auflage
- /27/ Wiedemann, E.
Kellenberger, W. Konstruktion elektrischer Maschinen.
Springer Verlag
Berlin/Heidelberg/New York 1967