

**Untersuchungen zum Aufbau einer
hocheffizienten Kühlung einer elektrischen
Maschine mit großer Leistungsdichte**

von Diplom-Ingenieur

Gerd Stöhr

aus Rotenburg an der Fulda

**von der Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades**

Doktor der Ingenieurwissenschaften

- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation

Berlin 2007

D 83

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Prof. Dr. - Ing. Henning J. Meyer (TU Berlin)

1. Gutachter: Prof. Dr. rer. nat. Heinz Lehr (TU Berlin)

2. Gutachter: Dr. - Ing. Bernd - Guido Schulze (Volkswagen AG, Wolfsburg)

Tag der Eröffnung des Promotionsverfahrens: 15.05.2007

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 15.06.2007

Veröffentlichungen über den Inhalt der Arbeit sind nur mit schriftlicher Genehmigung der Volkswagen AG zugelassen.

Die Ergebnisse, Meinungen und Schlüsse dieser Dissertation sind nicht notwendigerweise die der Volkswagen AG.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in vollem Umfang neben meiner Tätigkeit als Mitarbeiter in der Volkswagen Forschung. Anregung zu dieser Arbeit gab ein im Folgenden beschriebenes Teilprojekt der Abteilung Antriebssysteme.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. rer. nat. Heinz Lehr für die Möglichkeit zur Anfertigung der Arbeit, der wissenschaftlichen Betreuung, der vielen wertvollen Anregungen sowie der konstruktiven Durchsicht des Manuskriptes.

Bei Herrn Prof. Dr. - Ing. Henning J. Meyer bedanke ich mich für das freundliche Interesse an meiner Arbeit sowie der Übernahme des Vorsitzes des Promotionsausschusses.

Herrn Dr.-Ing. Bernd-Guido Schulze danke ich herzlich für die Anregung zu dieser Arbeit und die unermüdliche Diskussionsbereitschaft sowie seinen fachlichen Rat.

Ganz außerordentlich bedanke ich mich bei Frau Dr. med. Helena Lehr, die mich mit unerschöpflicher Tatkraft bei der Durchsicht des Manuskriptes unterstützte und mir den Weg zur Vollendung der Arbeit aufzeigte.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	4
2	Beschreibung und Energiebilanz des betrachteten Elektromotors	5
2.1	Hystereseverluste im Blech	12
2.2	Wirbelstromverluste im Blech	13
2.3	Wirbelstromverluste in den Leitern	13
2.4	Ohm'sche Verluste in den Leitern	14
3	Bisher bekannte Stator Kühlungen	14
3.1	Luftkühlung	14
3.2	Flüssigkeitskühlung mit Innen- / Außenmantel	15
3.3	Flüssigkeitskühlung in Rohren durch Blechebene	15
3.4	Phasenübergangskühlung	16
4	Anforderungsliste an das Statorpaket / an die Statorkühlung	16
4.1	Momententragfähigkeit	16
4.2	Spannungsfestigkeit zu den Leitern	17
4.3	Führung des magnetischen Flusses	17
4.4	Dynamische Temperaturfestigkeit	18
5	Aufbau der Statorkühlung und Nachweis der Effizienz anhand einer Modellrechnung	20
5.1	Grundkonzept	20
5.2	Geometrische Dimensionierung gemäß magnetischem Fluss und Wärmeabfuhr	26
5.3	Strömungsoptimierung gemäß optimalem Wärmeübergang	26
5.4	Berechnung von Wärmeleitung und Wärmeübergang nach optimierten Geometrie- und Strömungsbedingungen	28
5.5	Ansatz zur Festigkeitsberechnung der Klebeverbindung	30
6	Auswahl von Fertigungstechniken für den Aufbau der Statorkühlung	31

6.1	Auswahl des geeigneten Klebstoffs zum Kleben der Blechebenen.....	31
6.2	Kleben der Blechebenen durch Auftragen einer Klebeschicht.....	35
6.3	Kleben der Blechebenen durch vorbeschichtetes Backlackblech.....	35
6.4	Imprägnieren der Blechebenen unter Vakuum und Druck.....	36
7	Darstellung der ausgewählten Fertigungstechnik.....	37
7.1	Ablaufschema des Verfahrens	37
7.2	Aufbau der Verfahrenstechnik.....	38
7.3	Parameter beim Imprägnieren und Spülen	39
7.4	Herleitung des Parametermodells zum Verfahren	41
7.4.1	Oberflächenspannung.....	41
7.4.2	Kapillare Steighöhe.....	42
7.4.3	Berechnung des Kapillardrucks.....	44
7.4.4	Benetzungswinkel - Einfluss der Oberflächenspannungen von Flüssig- keit und Festkörperoberfläche	47
7.4.5	Berechnung des Druckverlustes in einem Kühlkanal beim Ausblasen der Kühlkanäle.....	49
7.4.6	Einfluss der Rauigkeit und Verunreinigungen auf den Benetzungswinkel..	53
7.4.7	Dynamischer Benetzungswinkel bei einer sich ausbreitenden Flüssigkeit ..	55
7.4.8	Kapillarkraft aus kapillarem Druck als Abschätzung angewendet auf Blechring	56
7.4.9	Zusammenhang zwischen Oberflächenspannung und dynamischer Viskosität.....	57
8	Ausblick auf den Fertigungsablauf für eine Großserienfertigung des Statorpaketes mit integrierter Wasserkühlung	59
8.1	Anlagen - Layout	59
8.2	Harzaufbereitung	60
8.3	Vakuum-Imprägnieranlage.....	60
8.4	Gelierofen.....	61
8.5	Aushärteofen.....	61

9	Nachweis der Betriebsfestigkeit und der Einsatzfähigkeit des Statorpaketes unter den Belastungen im KFZ.....	62
9.1	Messungen der Wärmeabfuhr an gefertigten Statoren.....	62
9.1.1	Elektroblech mit 6,5 Prozent Si - Anteil	62
9.1.2	Elektroblech mit 3 Prozent Si - Anteil	64
9.2	Ableitung der Belastungen aus Fahrzyklen.....	65
9.3	Umsetzung der Belastungen aus einem Prüfzyklus	66
9.4	Beurteilung der Ergebnisse der Prüfzyklen.....	70
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	72
11	Quellennachweis.....	74
12	Anhang	76

1 Einführung

Im Gegensatz zu stationären Antrieben besteht bei mobilen Anwendungen oft die Notwendigkeit, elektrische Maschinen für ein Kraftfahrzeug so kompakt wie möglich zu bauen. Dies ist noch nicht in vollem Umfang geschehen. Bisher wurden Leistungsgewichte von nur 1 - 2 kW / kg erreicht.

Elektrische Maschinen haben Verluste durch Wärmeentwicklung im Elektroblech des Stators (Wirbelstrom, Hysterese) und in der Wicklung (Wirbelstrom, Ohm'sche Verluste). Diese Verluste müssen in Form von Wärmeenergie abgeführt werden. Sie können durch Blechwahl und Auslegung der Wicklung reduziert werden.

Eine hier betrachtete hocheffiziente elektrische Maschine (ca. 5 kW / kg für das Statorpaket) hat bei optimaler Auslegung immer noch etwa 10 Prozent ihrer Leistung als Wärme abzuführen.

Eine solche Maschine kann somit nur mit einer hocheffizienten Kühlung betrieben werden, damit die Temperatur im Statorpaket nicht die Grenztemperatur der verwendeten Materialien überschreitet.

Für eine Außenläufermaschine, die hier betrachtet werden soll, bietet sich bisher nur eine Kühlung über die Statorinnenseite an. Diese Art der Wärmeabfuhr reicht nicht aus. Die Wärmeabfuhr muss somit näher an die Wärmequelle (Blech, Wicklung) herangeführt werden, das heißt der Weg für die Wärmeleitung muss verkürzt werden, um bei einer 100 kW - Maschine eine Wärmeabfuhr von ca. 10 kW erreichen zu können.

Somit muss die Kühlung in die Blechebene des Statorpakets verlegt werden. Als Lösung bietet es sich an, die Kühlkanäle durch verschiedene Blechschnitte zu bilden und allein durch die Verklebung der Bleche abzudichten. Eine Kühlung einer solchen Struktur mit Wasser bietet den besten Wärmeübergang, da das Wasser direkten Kontakt mit dem zu kühlenden Blech hat. Jedes geschlossene Kühlsystem, wie zum Beispiel Rohre oder ein Kühlmantel, hat insbesondere durch die entstehenden Fugen einen wesentlich schlechteren Wärmeübergang. Eine bessere Kühlwirkung kann man nur mit einer aufwendigen Phasenübergangskühlung (Kondensationskühlung mit Kältemittel FCKW) erreichen.

Aufgabe dieser Dissertation ist es, zu zeigen, dass diese integrierte Wasserkühlung, bestehend aus einem Magnetkörper mit ca. 1.000 Einzelblechen, in dem die Kühlung integriert ist, mit verfügbaren Fertigungsverfahren hergestellt werden kann, und die Struktur unter Betriebsbedingungen sicher abdichtet sowie eine optimale Wärmeabfuhr ermöglicht.

2 Beschreibung und Energiebilanz des betrachteten Elektromotors

Der MEGA (Magneto - Elektrischer - Getriebe - Automat) [Ste1] ist ein PKW - Getriebe der 75 kW - Klasse, dessen Drehmomentenwandlung auf den Prinzipien der elektro-magnetischen Induktion und der Lorentzkraft beruht. In diesem Getriebe sind ein Generator und ein Elektromotor über einen gemeinsamen Stator gekoppelt. Über das axiale Verschieben des Stators kann die Überdeckung zwischen Stator und Generator - Rotor, bzw. zwischen Stator und Elektromotor-Rotor variiert und dadurch das Drehmomentenverhältnis des Getriebes eingestellt werden.

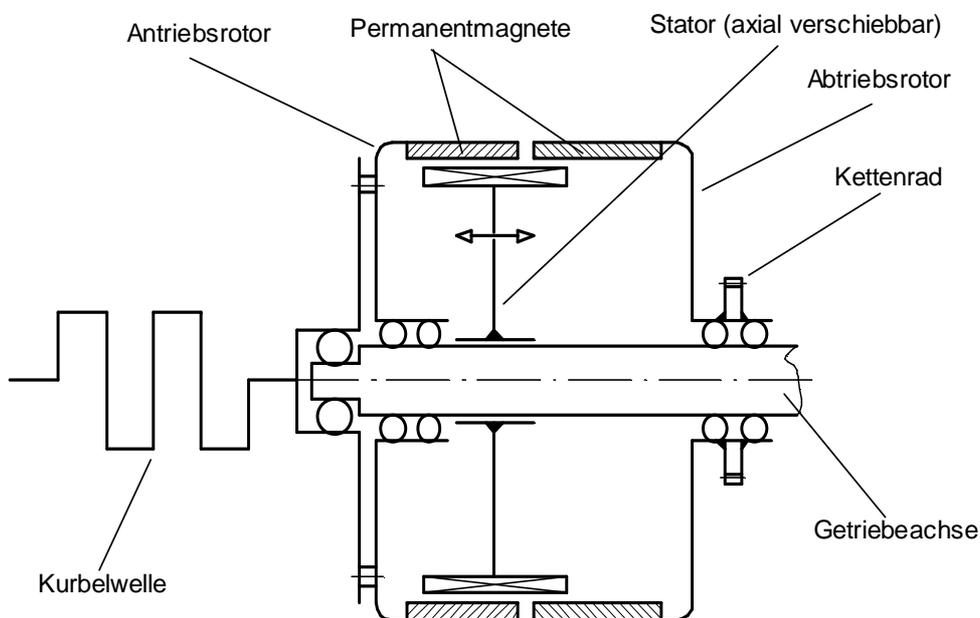
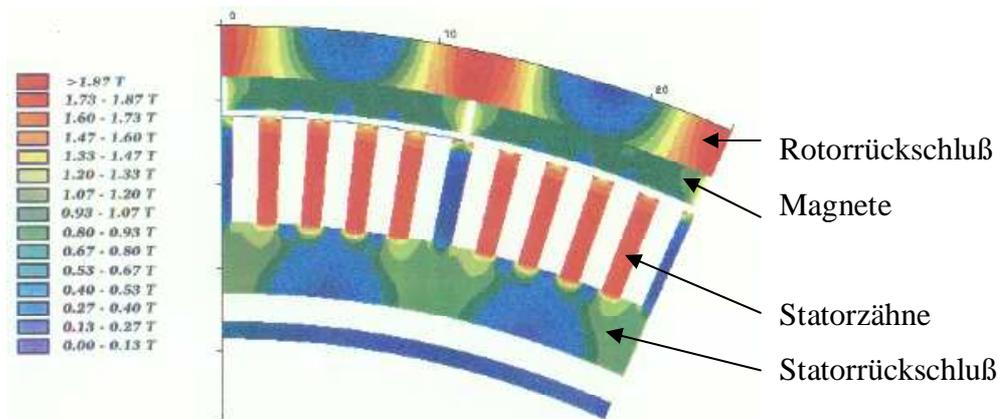


Abb. 2-1 Schematischer Aufbau des MEGA [Pat2]

Der Antriebsrotor induziert nach dem Generatorprinzip durch die mit ihm bewegten Magnete eine Spannung in der Wicklung des Stators. Dabei entsteht zum Beispiel



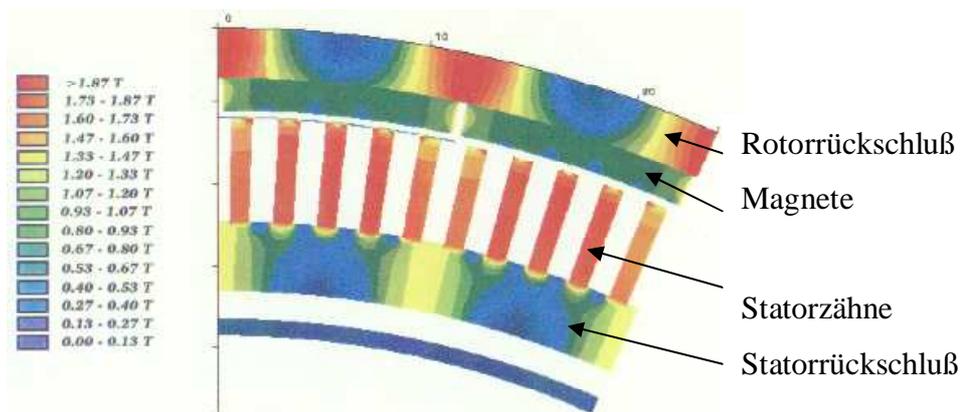
der in Abbildung 2-2 dargestellte Feldverlauf in dem vom Antriebsrotor überdeckten Statorteil.

**Abb. 2-2 Magnetische Induktion B im Generatorteil des MEGA
(Darstellung aus Magnetfeldberechnungsprogramm Profi)**

Wird die Wicklung des Stators zu geeigneten Zeitpunkten (geeignete Krafrichtung) kurzgeschlossen, so fließt ein Strom in der Wicklung.

Dieser Strom hat nach dem Motorprinzip eine Kraftwirkung (Lorentzkraft) auf den ebenfalls mit Magneten bestückten Abtriebsrotor zur Folge. Dabei entsteht der in Abbildung 2-3 dargestellte Feldverlauf im vom Abtriebsrotor überdeckten Statorteil.

Stehen sich gemäß Abbildung 2-4 beim Kurzschließen der Wicklung im An- bzw. Abtriebsrotor gleiche Magnete Nord-Nord bzw. Süd-Süd gegenüber, so entsteht eine entgegengesetzte Drehrichtung und bei ungleichen Magnetpaarungen eine gleichgerichtete Drehrichtung. Für die Vorwärtsfahrt mit diesem Antrieb wurde der Gegenlauf gewählt.



**Abb. 2-3 Magnetische Induktion B im Motorteil des MEGA
(Darstellung aus Magnetfeldberechnungsprogramm Profi)**

Die beiden topfförmigen Rotoren sind an der Innenseite mit 30 Magneten (im Wechsel 15 Nord- / 15 Südpole) bestückt. Der Antriebsrotor ist fest mit der Motorkurbelwelle und der Abtriebsrotor über eine Kette fest mit dem Differential verbunden. Der gemeinsame Stator liegt innerhalb der Rotoren und kann dort drehfest axial verschoben werden.

Um die Wirbelstromverluste durch das in den Zähnen wechselnde Magnetfeld im Blech möglichst gering zu halten, besteht der Stator in axialer Richtung aus vielen Blechlagen, die gegeneinander elektrisch isoliert und verklebt sind. In der 10 - Teilmotorenausführung hat der Stator 30 Nuten, die jeweils 4 Lagen der mäanderförmigen Drahtwicklung eines Teilmotors aufnehmen. Diese Wicklungen der Teilmotoren verlaufen wie in der Abbildung 2-4 erkennbar. Dabei sind die 10 separaten Wicklungen der Teilmotoren nacheinander, also in der Reihenfolge der Nuten 1 - 10, 1' - 10', usw. angeordnet. Pro Teilmotor ergeben sich somit $300 / 10 = 30$ Nuten. Je nach Statorstellung befindet sich von den Wicklungen die Länge Δl_{an} unter dem Antriebsrotor und die Länge Δl_{ab} unter dem Abtriebsrotor. Somit ergibt sich für die magnetische Wechselwirkung eine wirksame Gesamtleitertlängen für An- bzw. Abtriebsrotor von

$$l_{an/ab} = \Delta l_{an/ab} \cdot 30 \text{ Nuten} \cdot 4 \text{ Lagen} \quad (2-1)$$

pro Teilmotor. Diese Betrachtung beinhaltet keine Verluste. Die einzelnen Wicklungen lassen sich mit Hilfe elektronischer Schalter kurzschließen, so dass dort ein Strom fließen kann. In Abbildung 2-4 sind die Anordnung der Magnete und eine vereinfachte Leiterschleife in acht Statornuten zu erkennen.

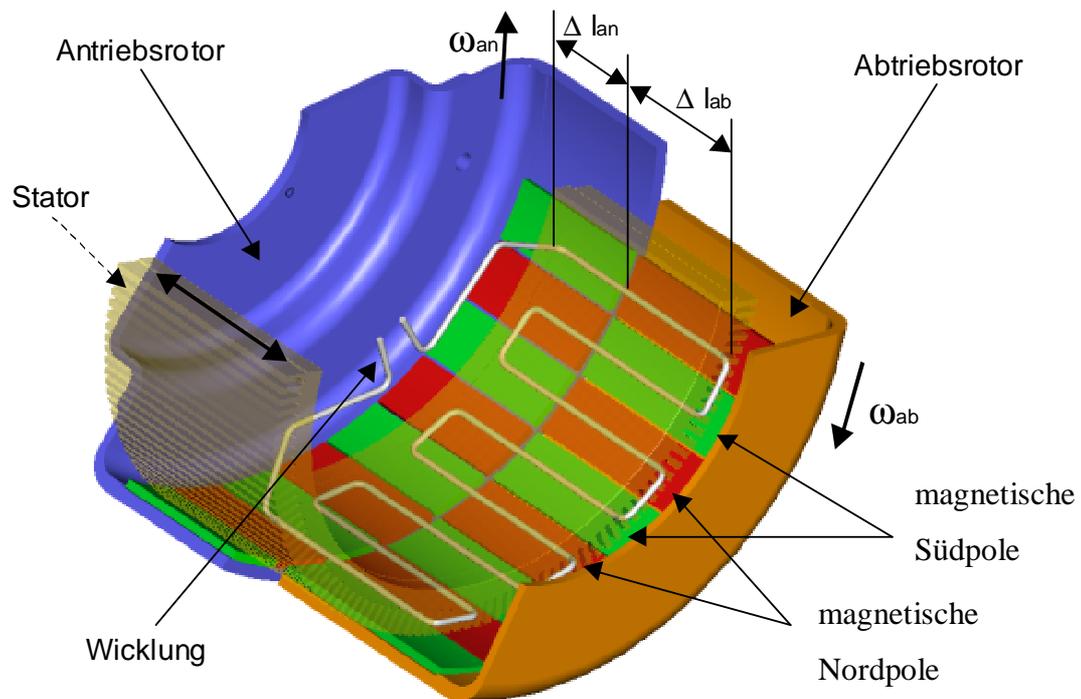


Abb. 2-4 Magnete und Wicklung im MEGA

Beim Gegenlauf der Rotoren stehen sich im geschalteten Zustand dieser Teilwicklung gleichnamige Pole gegenüber. Die Wickelköpfe befinden sich bis auf die Endstellungen des Stators immer im Magnetfeld.

Das sich gegenüber dem Stator drehende Magnetfeld des Antriebs- bzw. Generatorrotors induziert in den Wicklungen des stillstehenden Stators eine Spannung.

Diese Spannung U_{an} in einer Teilwicklung (Leiterschleife) ergibt sich nach

$$U_{an} = \int_{l_{an}} (\vec{B}_{an} \times \vec{v}_{an}) d\vec{l}_{an} \quad (2-2)$$

mit: \vec{B} = magnetische Flussdichte
 l_{an} = wirksame Leiterlänge
 v_{an} = Umfangsgeschwindigkeit des Rotors

Wird eine Wicklung kurzgeschlossen, so kann ein Strom fließen, der über das Magnetfeld des Abtriebsrotors eine Lorentzkraft auf diesen bewirkt. Diese ergibt sich nach

$$\vec{F}_{ab} = I \cdot (\vec{l}_{ab} \times \vec{B}) \quad (2-3)$$

Die Leiter-, Magnetfeld- und Bewegungsrichtung stehen durch die Geometrie des MEGA senkrecht aufeinander, so dass auf eine vektorielle Betrachtung verzichtet werden kann und man nur noch das Vorzeichen beachten muss.

Dreht sich der Antriebsrotor und werden die einzelnen Teilwicklungen in der Zeit kurzgeschlossen, in der sich über der Wicklung gleichartige Magnete von An- und Abtriebsrotor gegenüberstehen, so bewegt sich der Abtriebsrotor durch die auf ihn wirkende Lorentzkraft in die entgegen gesetzte Drehrichtung. Der rotierende Abtriebsrotor induziert seinerseits eine Gegenspannung in den Wicklungen, die sich aus

$$U_{ab} = \int_{l_{ab}} (\vec{B}_{ab} \times \vec{v}_{ab}) d\vec{l}_{ab} \quad (2-4)$$

berechnet. Die beiden Spannungen U_{an} und U_{ab} überlagern sich und es kann bei kurzgeschlossener Wicklung ein Strom fließen, der entsprechend dem Ohm'schen Widerstand der Wicklung entsteht.

Stehen sich ungleichartige Magnete über der Wicklung gegenüber, so darf diese nicht kurzgeschlossen werden. Sonst würde sich durch den Stromfluss eine Lorentzkraft entwickeln, die den Abtriebsrotor in die entgegen gesetzte Richtung dreht. Die Position der Magnete wird über Hallsensoren, die im Stator integriert sind, ermittelt. Die Wicklungen werden über Elektronikmodule im passenden Moment geschaltet.

Mit der Annahme, dass die beiden Magnetfelder von An- und Abtriebsrotor die gleiche Flussdichte haben, gilt:

$$B_{an} = B_{ab} = B \quad (2-5)$$

Mit dem Wicklungsradius r und der An- und Abtriebswinkelgeschwindigkeit ω_{an} bzw. ω_{ab} sowie dem Ohm'schen Widerstand R beträgt der Strom in der Statorwicklung

$$I_{wirk} = \frac{U_{an} - U_{ab}}{R} = \frac{B \cdot r}{R} \cdot (l_{an} \cdot \omega_{an} - l_{ab} \cdot \omega_{ab}) \quad (2-6)$$

Entsprechend dem sich einstellenden Strom wirkt ein Abtriebsmoment für eine Teilwicklung von

$$M_{ab} = B \cdot l_{ab} \cdot I_{wirk} \cdot r \quad (2-7)$$

Für dieses Abtriebsmoment ist ein Antriebsmoment von

$$M_{an} = B \cdot l_{an} \cdot I_{wirk} \cdot r \quad (2-8)$$

notwendig. Das Verhältnis von Abtriebs- zu Antriebsmoment entspricht dem Verhältnis von der Leiterlänge unter dem Abtriebsrotor zu der Leiterlänge unter dem Antriebsrotor:

$$\frac{M_{ab}}{M_{an}} = \frac{l_{ab}}{l_{an}} \quad (2-9)$$

Nimmt man unter Vernachlässigung der Verluste an, dass gilt $P_{an} = P_{ab}$, so folgt:

$$\frac{n_{an}}{n_{ab}} = \frac{l_{ab}}{l_{an}} \quad (2-10)$$

Die wesentlichen heute verbreiteten Elektromotorprinzipien sind der Asynchronmotor mit Kurzschlußläufer sowie die permanent erregte Synchronmaschine. Für den mobilen Einsatz in einem Kraftfahrzeug hat die Synchronmaschine wegen der größeren möglichen Leistungsdichte Vorteile, zumal die notwendigen Permanentmagnete durch ein günstiger werdendes Preis- / Leistungsverhältnis stärkere Verbreitung finden.

Gleichstrommaschinen haben bisher wegen des aufwendigen Kollektors an Bedeutung verloren. Doch durch die Entwicklung von Leistungselektronik aus der Umrichtertechnologie für Synchron- und Asynchronmaschine sind nunmehr elektrisch kommutierte Gleichstrommaschinen (EC - Motoren) möglich. Durch die Weiterentwicklung der IGBT - Technologie sind auch hohe Leistungen kommutierbar.

Gegenüber der Synchronmaschine mit Sinusverlauf von Strom und Spannung bietet ein EC-Motor durch den möglichen Rechteckverlauf von Strom und Spannung eine wesentlich bessere Ausnutzung und somit eine höhere Leistungsdichte.

Somit führten die Auswahlkriterien für den hier betrachteten Elektromotor zu einer permanenterregten, elektrisch kommutierten Gleichstrommaschine in Außenläuferbauweise. Grundsätzlich wurde bei diesem Motor das Ziel der maximalen Leistungsdichte verfolgt, um eine Integration in ein KFZ mit geringem Gewicht und Bauraum zu ermöglichen. Die Außenläuferbauweise bietet bei gleichem Bauraum einen größeren Strombelag und somit eine größere Leistungsübertragung als ein Innenläufer.

Folgende Maschinendaten liegen der Auslegung zugrunde:

Momente maximal:	800 N m
Drehzahl maximal:	8.000 1 / min
Leistung maximal:	100 kW
Spannung maximal:	1.200 Volt
effektiver Strom maximal:	300 Ampère

Da im Weiteren ausschließlich der Stator dieses Elektromotors betrachtet wird, soll an dieser Stelle auch nur auf die Verluste des Stators eingegangen werden.

2.1 Hystereseverluste im Blech

Hystereseverluste sind proportional zur Frequenz des Induktionswechsels und zum Produkt aus Sättigungsinduktion und Koerzitivfeldstärke, falls die Sättigung erreicht wird.

Die eingeschlossene Fläche in der Hystereseschleife der B - H - Kurve bildet die Hystereseverluste ab.

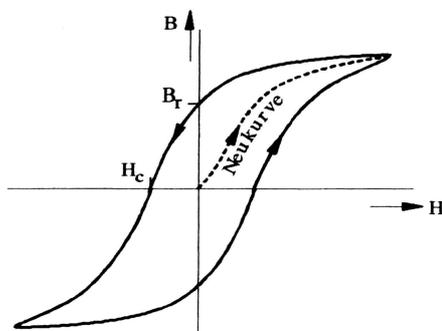


Abb. 2.5 B - H - Kurve

Hystereseverluste sind umso geringer, je größer die Korngröße (des Gefüges) des verwendeten Blechs ist.

$$P_H = C_1 \cdot B_s \cdot H_c \cdot f \quad (2-11)$$

Der überwiegende Anteil der Blechverluste in der hier betrachteten Maschine wird durch die Hystereseverluste gebildet. Das wurde bei der Auslegung beabsichtigt, da diese durch die Korngröße bestimmt werden und sich umgekehrt proportional zu den Wirbelstromverlusten verhalten, aber nur linear mit der Frequenz wachsen.

2.2 Wirbelstromverluste im Blech

Wirbelstromverluste sind proportional zum Quadrat der Frequenz, der Induktion und der Blechdicke.

Die Ausbildung der Wirbelströme kann durch die Erhöhung des elektrischen Widerstandes im Statorblech verringert werden:

- Verwendung von sehr dünnen Statorblechen, die gegeneinander isoliert sind
- Erhöhung des spezifischen elektrischen Widerstandes durch z.B. Einlagerung eines hohen Silizium-Anteils (6,5 Prozent)

Wirbelstromverluste sind umso geringer, je kleiner die Korngröße (des Gefüges) des verwendeten Bleches ist.

$$P_W = C_2 \cdot B^2 \cdot f^2 \cdot d^2 \quad (2-12)$$

Die Wirbelstromverluste bilden den geringeren Anteil der Blechverluste in der hier betrachteten Maschine, da wegen der quadratischen Erhöhung der Verluste mit der Frequenz die oben genannten Auslegungskriterien eingehalten wurden.

2.3 Wirbelstromverluste in den Leitern

Da auch die Leiter, wie das Blech, unter dem wechselnden Magnetfeld der Rotore stehen, wird auch in ihnen ein Wirbelstrom induziert, der aber innerhalb des Stators gering ist, da der magnetische Fluss vorwiegend in dem Blech geführt wird.

Doch stehen bauartbedingt bei dieser Maschine auch die Wickelköpfe unter dem wechselnden Magnetfeld, da der Stator unter ihnen axial verschoben wird. Das Magnetfeld tritt auf der Stirnseite des Stators ein und schließt sich in axialer Richtung.

Eine Ausbildung der Wirbelströme im Wickelkopf kann vorwiegend durch die Verwendung von feinem Litzendraht als Leiter gemindert werden.

2.4 Ohm'sche Verluste in den Leitern

Die Ohm'schen Verluste in den Leitern (hier Kupferleiter) werden maßgeblich von der Leistung der elektrischen Maschine und dem dafür erforderlichen Strom bestimmt.

Um die Ohm'schen Verluste zu senken, muss hauptsächlich der Querschnitt der Leiter und somit der Kupferfüllgrad in den Statornuten vergrößert werden.

Eine Verbesserung der Kupferqualität, z.B. durch Verwendung von OFHC (Oxygen free High Copper)-Kupfer, bringt nur eine Reduzierung der Ohm'schen Verluste von 1-2 Prozent der insgesamt ca. 10 kW Verlustwärme infolge des Ohm'schen Widerstands.

Der maximale Kupferfüllgrad wurde in dieser E - Maschine durch Reduzierung der Isolationsdicken auf das für die Spannungsfestigkeit notwendige Maß erreicht.

3 Bisher bekannte Statorkühlungen

Im Folgenden werden bisher bekannte Statorkühlungen aufgezeigt.

3.1 Luftkühlung

Da es sich um eine elektrische Maschine mit hoher Leistungsdichte handelt, reicht die Mantelfläche von Stator und Wickelkopf nicht aus, um eine nennenswerte Luftkühlung nach

$$P = \alpha_{\text{Luft}} \cdot A_{\text{MS}} \cdot \Delta T_{\text{S}} \quad (3-1)$$

α_{Luft} = Wärmeübergangskoeffizient zu Luft

A_{MS} : = Mantelfläche des Stators

ΔT_{S} : = $T_{\text{Stator}} - T_{\text{Luft}}$

zu erreichen, da α_{Luft} nur 10 - 15 W / m² K (mit Zwangsluftkühlung) beträgt und die Fläche A_{MS} wegen der kompakten Bauweise des Stators zur Wärmeabfuhr nicht ausreicht.

3.2 Flüssigkeitskühlung mit Innen- / Außenmantel

Nahezu die komplette Abwärme dieser elektrischen Maschine entsteht im Stator. Eine entsprechende Kühlung muss also am Stator angeordnet werden. Da es sich hier um einen Außenläufer handelt, scheidet eine Stator Kühlung über einen zylindrischen Außenmantel um den Stator aus.

Eine Kühlung über einen zylindrischen Innenmantel erfordert einen möglichst guten thermischen Kontakt zur Innenseite des Stators. Dies bedeutet, der Wärmeübergang vom Kühlmantel zum Statorblech muss möglichst dünn und wärmeleitfähig sein. Des Weiteren muss der Weg zu den Wärmequellen, insbesondere der Wicklung, möglichst kurz sein.

Einen maßgeblichen Einfluss auf die Effektivität des Wärmeübergangs hat die Art der Strömung der Kühlflüssigkeit. Die Turbulenz der Strömung bestimmt die Höhe des Wärmeübergangskoeffizienten α . Die Turbulenz, die durch die Reynoldszahl beschrieben wird, ist bis zu einer Sättigungsgrenze proportional zu α [Dub1999]. Der Kühlmantel muss konstruktiv so ausgeführt sein, dass eine turbulente Strömung (Verwirbelungen) erreicht werden kann.

Mit den angegebenen Leistungsdaten kann mit einem flüssigkeitsgekühlten zylindrischen Innenmantel, der eingeklebt wurde, nur ca. 50 Prozent der Abwärme abgeführt werden. Dies wurde versuchstechnisch ermittelt.

3.3 Flüssigkeitskühlung in Rohren durch Blechebene

Für in das Statorpaket integrierte Kühlungen sind bisher Lösungen bekannt, bei denen in Bohrungen der Statorbleche Rohre eingeführt werden, die dann ein abgeschlossenes Kühlsystem bilden. Um eine Verbindung zu den Blechen herzustellen, werden diese Rohre meist eingepresst oder eingeklebt. In jedem Fall verbleiben Fugen, die durch den geringen Leitwert einen erhöhten Wärmewiderstand darstellen. Zudem wird für die Integration der Rohre ein erhöhter Blechquerschnitt benötigt.

3.4 Phasenübergangskühlung

Bei dieser Art der Kühlung wird ein Kühlmedium (Kältemittel mit niedrigem Verdampfungspunkt bei ca. 60°) durch das zu kühlende Objekt zum Sieden gebracht. Das verdampfte Kühlmedium kondensiert wiederum mit sehr hohem Wärmeübergangskoeffizient an einer kalten Wand, die zum Beispiel über eine Flüssigkeitskühlung (Wärmetauscher) heruntergekühlt wird.

Eine solche Kühlung bedingt ein hermetisch abgeschlossenes Gehäuse, da Kältemittel sehr umweltschädlich sind. Weiterhin sind eine konstruktiv sehr aufwendige Rohrführung sowie ein Wärmetauscher erforderlich.

Somit sind alle bisher bekannten Statorkühlungen für eine kompakte Bauweise nicht geeignet. Deswegen wurde der unter Kapitel 5 beschriebene Aufbau mit einer direkt in die Blechebene integrierten Statorkühlung entwickelt.

4 Anforderungsliste an das Statorpaket / an die Statorkühlung

Neben dem Erreichen einer effizienten Statorkühlung muss das Statorpaket noch weitere Anforderungen erfüllen:

4.1 Momententragfähigkeit

Mechanisch gesehen dient das Statorpaket zur Aufnahme der durch Antriebs- und Abtriebsrotor eingebrachten Momente. Diese sind:

Antriebsrotor: 150 N m

Abtriebsrotor: 650 N m

Durch die bei Vorwärtsfahrt des MEGA gegenläufigen An- und Abtriebsrotore wird die Summe beider Momente in das Statorpaket eingebracht. Diese 800 N m wirken als Scherbeanspruchung in Umfangsrichtung des Stators, verteilt auf die ca. 1000 Klebeflächen der Elektrobleche.

Statisch aufgenommen wird dieses Moment über Führungsstangen, die über Linearlager in den Führungsbohrungen gemäß Abbildung 5-2 angeordnet sind.

Prüfstandsversuche haben gezeigt, dass diese Momente über ein solches verklebtes Statorpaket auch bei erhöhter Temperatur übertragen werden können.

Ein mögliches Ausbrechen oder Wegknicken der Einzelbleche wird durch den lunkerfreien Verguss der Wicklung in der Nut bzw. der Wickelköpfe verhindert.

4.2 Spannungsfestigkeit zu den Leitern

Aus elektrischer Sicht muss das Statorpaket eine ausreichende Spannungsfestigkeit gegenüber den in die Nuten eingelegten Leitern aufweisen.

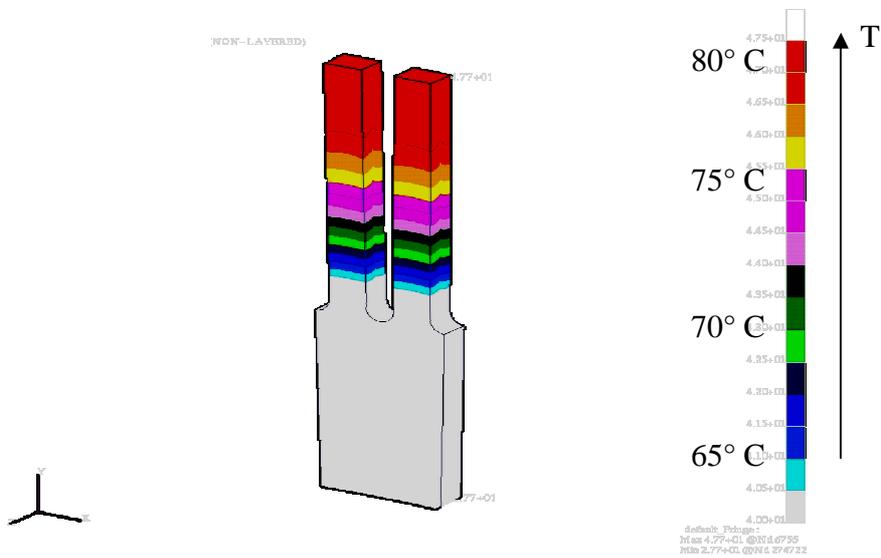
Um die große Leistungsdichte dieser elektrischen Maschine zu erreichen, ist ein hoher Kupferfüllgrad in den Nuten erforderlich, um die Ohm'schen Verluste zu reduzieren. Somit muss die Nutisolation der Leiter auf eine minimale Dicke von 50 μm reduziert werden, die eine Spannungsfestigkeit von 1200 V gewährleisten soll. Dies ist mit einem Polyimid - Film (Kapton) möglich. Eine solche dünne Nutisolation, üblich sind ca. 200 μm , ermöglicht auch eine wesentlich bessere Wärmeabfuhr der Leiter an das Blech und über das Blech an das Kühlwasser.

Daraus ergeben sich aber auch erhebliche Anforderungen an die Statornuten.

Um die Nutisolation nicht zu beschädigen, muss zunächst die Oberfläche der Nuten eine Rautiefe von weniger als 6 μm aufweisen, damit die dünne Nutisolation beim Einlegen bzw. im Betrieb nicht beschädigt wird. Außerdem müssen die Nuten so gerade sein, dass sie keine Kanten aufweisen, die größer sind als die angegebene Rautiefe. Im vorliegenden Fall kann diese Nutenqualität durch Schleifen der Nutwände erreicht werden.

4.3 Führung des magnetischen Flusses

Da die magnetische Auslegung dieser Maschine Thema gesonderter Arbeiten ist, soll hier nur darauf hingewiesen werden, dass der Zahnquerschnitt (1,55 mm Breite) und der Rückschluss (8,5 mm Dicke) so ausgelegt wurden, dass der magnetische Fluss sättigungsfrei aufgenommen wird. Insbesondere die Blechstruktur im Bereich der Kühlkanäle in radialer und axialer Richtung wurde nach magnetischen Richtlinien



**Abb. 4-2 Erwärmung über die Statornuten nach 300 s
(Darstellung aus FEM-Berechnungsprogramm Ansys V8.1)**

Die Verlustwärme im Blech hat einen wesentlich kürzeren Weg für den Wärmetransport zum Kühlkanal und ist somit nicht bestimmend für den Temperaturgradienten im Statorpaket. Ähnliche Berechnungen, wie oben dargestellt, mit der Wärmequelle im Blech bestätigen dies.

5 Aufbau der Stator Kühlung und Nachweis der Effizienz anhand einer Modellrechnung

5.1 Grundkonzept

Für den Aufbau des Stators werden die in Abbildung 5-1 dargestellten Einzelbleche verwendet.

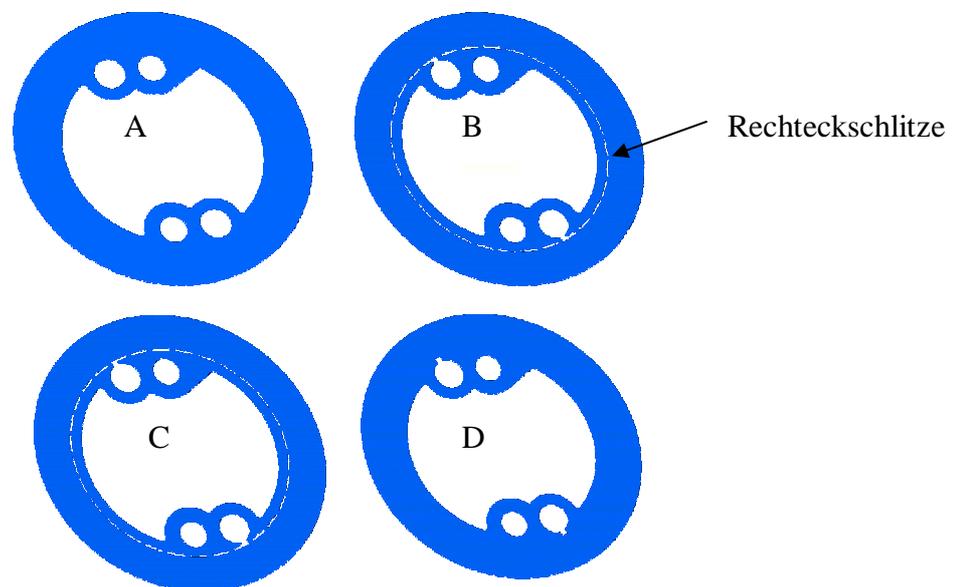


Abb. 5-1 Einzelbleche für den Aufbau des Stators

A: Deckblech des Statorpakets

B: Kühlkanalblech mit Rechteckschlitz nach links

C: Kühlkanalblech mit Rechteckschlitz nach rechts

D: Deckblech für die einzelnen Kühlkanäle

In Paketen von je 10 Blechen mit einer jeweiligen Dicke von 0,1 mm werden die Blechschnitte in der Reihenfolge B, C und D 30-mal übereinander geschichtet. Je 50 Bleche des Blechschnittes A bilden den beidseitigen Abschluss eines Pakets. Durch eine definierte gleichmäßige Verpressung der insgesamt ca. 1000 Bleche mit ca. 1000 N ergibt sich ein 110 mm hohes Paket mit ca. 0,01 mm Spalt zwischen den Blechen.

Das Paket wird, wie in Kapitel 7 beschrieben, komplett verklebt (imprägniert). Danach werden in dieses Statorpaket die Nuten durch Schleifen eingebracht. Die Abbildung 5-2 zeigt das Paket ohne Deckbleche. Die Kühlkanäle sind blau dargestellt. Über den Wassereinlass strömt das Wasser in die 30 parallel liegenden Mäanderkanäle und wird über den auf der Gegenseite liegenden Wasserauslass (in gleicher Bauform um 180° gedreht) wieder abgeführt.

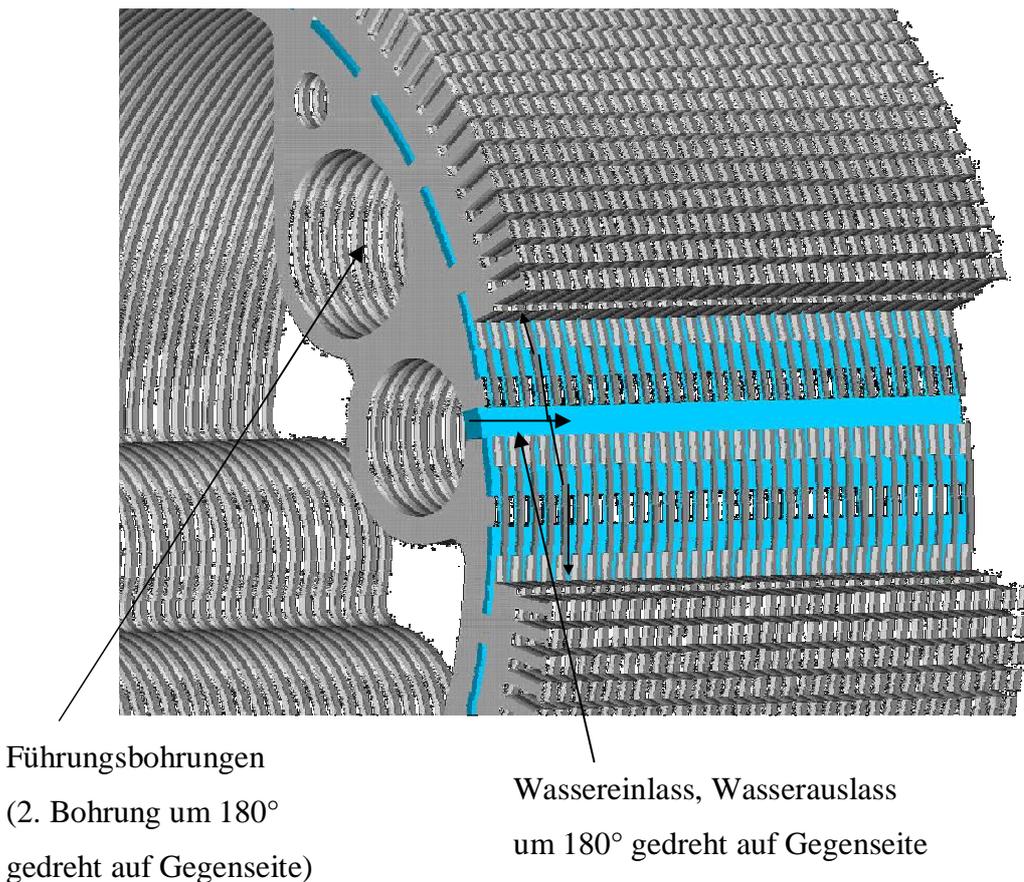


Abb. 5-2 Geblechtes Statorpaket mit integrierten Kühlkanälen, blau: Kühlkanäle [Pat2]

Es werden zwei verschiedene Blechsarten verwendet:

- Elektroblech mit 3 Prozent Si - Gehalt und einer Wärmeleitung von 28 W / m K mit einem für Eisen üblichen elektrischen Widerstand
- Elektroblech mit 6,5 Prozent Si - Gehalt und einer Wärmeleitung von 18 W / m K sowie einem gegenüber Eisen doppelten elektrischen Widerstand, welcher die Ausbildung von Wirbelströmen behindert

An den Werten erkennt man, dass es das Ziel sein muss, das Elektroblech mit 6,5 Prozent Si - Gehalt einzusetzen, um die Verlustwärme durch Wirbelströme gar nicht erst entstehen zu lassen. Dafür muss die schlechtere Wärmeleitung in Kauf genommen werden, denn es muss ja auch weniger Verlustwärme aus dem Blech abgeführt werden. Allerdings wird auch die Verlustwärme aus der Wicklung an der Ableitung an das Kühlwasser gehindert. Doch Messungen haben gezeigt, dass die Wärmeabfuhr des 6,5 - prozentigen Si-Elektrobleches noch ausreichend ist.

Die Wärmeabfuhr kann durch eine Modellrechnung (FEM - Rechnung) und Messungen ermittelt werden. In folgenden Schritten kann der Wärmetransport im Statorpaket näherungsweise analytisch bestimmt werden:

Luftkühlung der Wickelköpfe:

$$P = \alpha_{\text{Luft}} \cdot A_{\text{MW}} \cdot \Delta T_{\text{W}} \quad (5-1)$$

α_{Luft} = Wärmeübergangskoeffizient zu Luft
 A_{MW} = Mantelfläche der beiden Wickelköpfe
 ΔT_{W} = $\Delta T_{\text{W}} = T_{\text{Wickelkopf}} - T_{\text{Luft}}$

Luftkühlung der Statormantelfläche:

$$P = \alpha_{\text{Luft}} \cdot A_{\text{MS}} \cdot \Delta T_{\text{S}} \quad (5-2)$$

α_{Luft} = Wärmeübergangskoeffizient zu Luft
 A_{MS} = Mantelfläche des Stators
 ΔT_{S} = $\Delta T_{\text{S}} = T_{\text{Stator}} - T_{\text{Luft}}$

Wärmeleitung durch das Kupfer zur Nutisolation am Blech:

$$P = (\lambda_{\text{Kupfer}} / s_{\text{Kupfer}}) \cdot A_{\text{Kupfer}} \cdot \Delta T_{\text{Kupfer}} \quad (5-3)$$

λ_{Kupfer} = Wärmeleitfähigkeit von Kupfer
 s_{Kupfer} = Länge der Wärmeleitung im Kupferleiter
 (≤ Leiterlänge / 2 = 50 mm)
 A_{K} = Querschnitt im Kupfer
 ΔT_{Kupfer} = $\Delta T_{\text{Kupfer}} = T_{\text{Kupfer max}} - T_{\text{Nutisolation}}$

Wärmeleitung durch die Nutisolation zum Blech:

$$P = (\lambda_{\text{Isol.}} / s_{\text{Isol.}}) \cdot A_{\text{Isol.}} \cdot \Delta T_{\text{Isol}} \quad (5-4)$$

$$\begin{aligned} \lambda_{\text{Isol.}} &= \text{Wärmeleitfähigkeit der Isolation} \\ s_{\text{Isol.}} &= \text{Länge der Wärmeleitung in der Isolation} \\ A_{\text{Isol.}} &= \text{Querschnitt der Isolation} \\ \Delta T_{\text{Isol.}} &= \Delta T_{\text{Isol.}} = T_{\text{Nutisolation}} - T_{\text{Nut am Blech}} \end{aligned}$$

Wärmeleitung durch das Blech zum Blechrand am Wasserkanal:

$$P = (\lambda_{\text{Blech}} / s_{\text{Blech}}) \cdot A_{\text{Blech}} \cdot \Delta T_{\text{Blech}} \quad (5-5)$$

$$\begin{aligned} \lambda_{\text{Blech}} &= \text{Wärmeleitfähigkeit des Elektroblechs} \\ s_{\text{Blech}} &= \text{Länge der Wärmeleitung durch das Blech} \\ A_{\text{Blech}} &= \text{Querschnitt des Blechstapels} \\ \Delta T_{\text{Blech}} &= \Delta T_{\text{Blech}} = T_{\text{Stator aussen}} - T_{\text{Stator innen}} \end{aligned}$$

Wärmeübergang vom Blech zum Wasser:

$$P = \alpha_{\text{Wasser}} \cdot A_{\text{Wasserkanal}} \cdot \Delta T_{\text{Stator innen-Wasser}} \quad (5-6)$$

$$\begin{aligned} \alpha_{\text{Wasser}} &= \text{Wärmeübergangskoeffizient zum Wasser} \\ A_{\text{Wasserkanal}} &= \text{Wärmeübergangs-Fläche am Wasserkanal} \\ \Delta T_{\text{Blech-Wasser}} &= \Delta T_{\text{Blech-Wasser}} = T_{\text{Stator innen}} - T_{\text{Wasser mittel}} \end{aligned}$$

Wärmetransport durch strömendes Wasser:

$$P = c_{\text{Wasser}} \cdot \rho_{\text{Wasser}} \cdot dV/dt \cdot \Delta T_{\text{Ab-Zu}} \quad (5-7)$$

$$\begin{aligned} c_{\text{Wasser}} &= \text{Wärmekapazität von Wasser} \\ \rho_{\text{Wasser}} &= \text{Dichte von Wasser} \\ dV/dt &= \text{Wasserdurchfluss} \\ \Delta T_{\text{Ab-Zu}} &= \Delta T_{\text{Ab-Zu}} = \Delta T_{\text{Ablauf Wasser}} - \Delta T_{\text{Zulauf Wasser}} \end{aligned}$$

Nach Messungen an einem Probestator lässt sich nach Gleichung (5-7) mit dem Durchfluss und den Temperaturen des zugeführten und abgeführten Wassers die abgeführte Leistung berechnen.

Aus Gleichung (5-5) und der Messung der Temperatur außen am Statorzahn kann die Stator - Innentemperatur am Kühlkanal berechnet werden.

Die gemessenen und die gemäß den Gleichungen (5-5) und (5-7) ermittelten Werte sind in Abbildung 5-3 dargestellt.

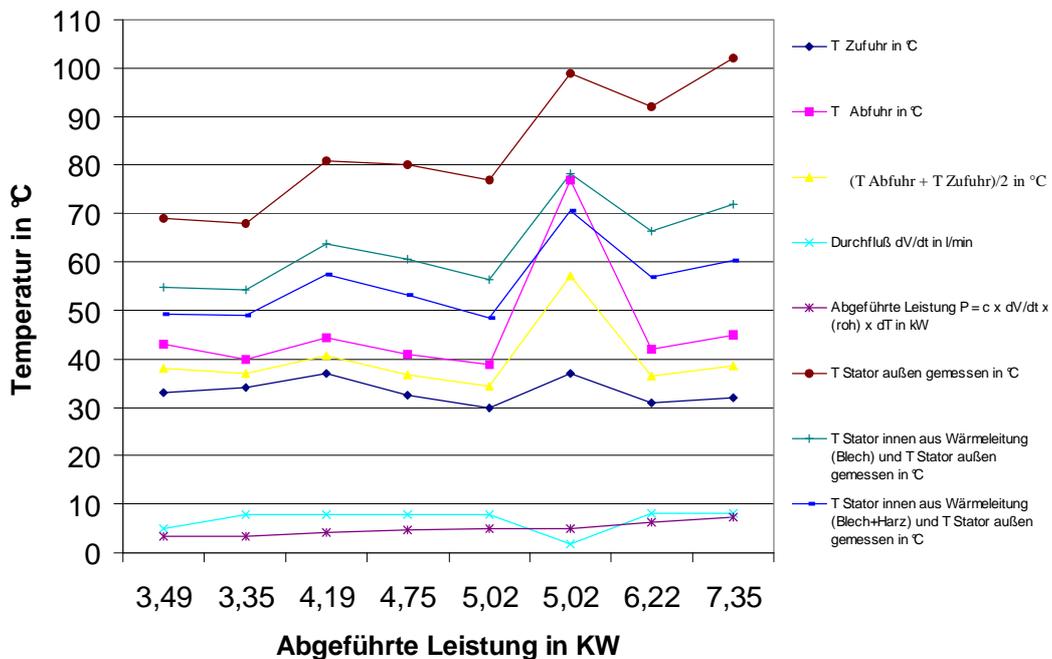


Abb. 5-3 Temperaturverteilung im Statorpaket (gemessen und berechnet)

Um den Einfluss einer nach Klebung der Bleche verbleibenden Harzschicht im Kühlkanal zu zeigen, wurde die Stator - Innentemperatur mit und ohne Harzschicht (Annahme 0,1mm) gemäß Gleichung (5-5) berechnet. Man erkennt, dass das Temperaturniveau maximal um ca. 10° C erhöht wird.

Für die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten α ist die Reynold's Zahl maßgeblich. Die Reynold's Zahl wird abgeschätzt bei entsprechendem Durchfluss (Strömungsgeschwindigkeit) und dem Kühlkanalquerschnitt von $3 \times 1 \text{ mm}^2$ (Zick - Zack - Verlauf gemäß Abbildung 5-2):

- bei laminarer Strömung ergibt sich ein α von bis zu $2000 \text{ W} / \text{m}^2 \text{ K}$
- bei turbulenter Strömung werden je nach Reynold's Zahl wesentlich höhere Werte nach Abbildung 5-4 erreicht. [Dub1999]

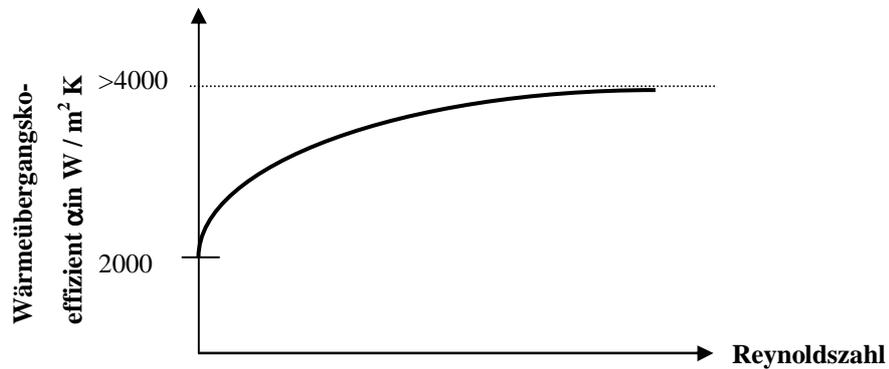


Abb. 5-4 Ermittlung Wärmeübergangskoeffizient

Mit der Gleichung (5-6) lässt sich anhand der Statorinnen - Temperatur (mit Harzschicht) und der mittleren Wassertemperatur der Wärmeübergangskoeffizient zum Kühlwasser errechnen.

Abbildung 5-5 lässt, anhand der experimentell ermittelten Werte des Wärmeübergangskoeffizient α , auf eine turbulente Strömung schließen.

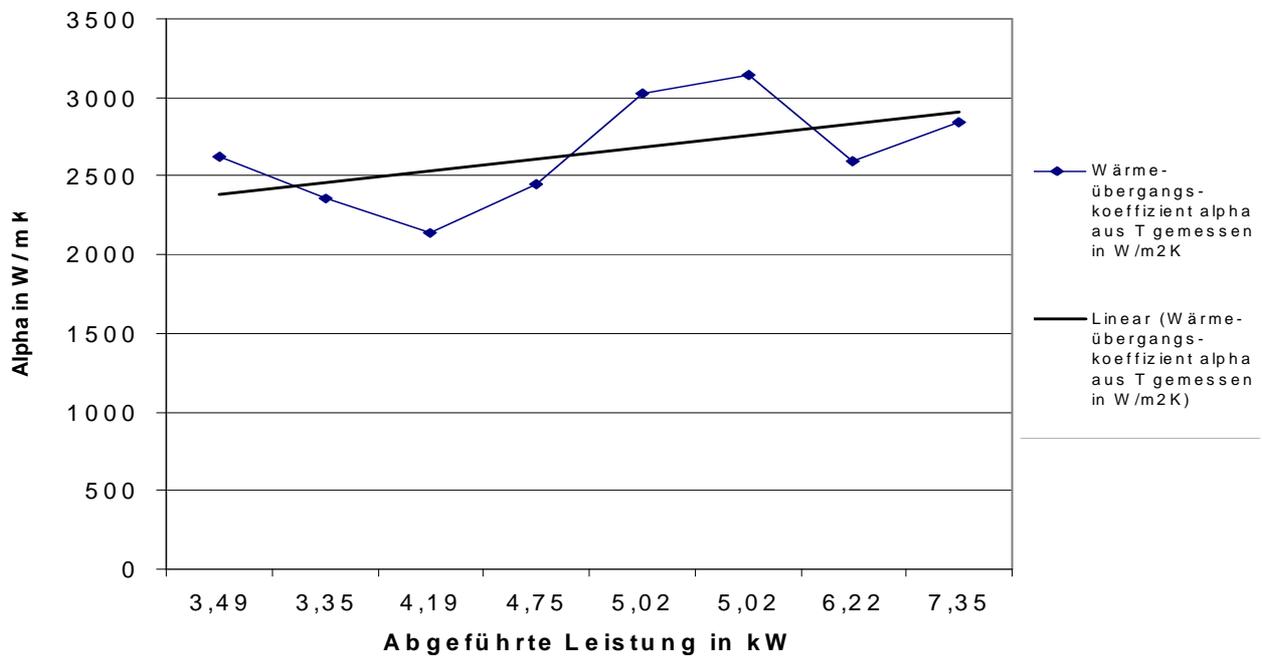


Abb. 5-5 Wärmeübergangskoeffizient gemessen

5.2 Geometrische Dimensionierung gemäß magnetischem Fluss und Wärmeabfuhr

Die Blechstruktur im Bereich der Kühlkanäle wurde aufgrund des notwendigen Querschnitts für die Flussführung und der möglichst großen Fläche für den Wärmeübergang sowie der Aufgabe zur Verwirbelung des Kühlwassers optimiert.

Dazu wurden, wie in Abbildung 5-1 ersichtlich, die Statorbleche in vier verschiedenen Blechschnitten ausgeführt. Die entstehende Zick - Zack - Form der Kühlkanäle sorgt für eine große Fläche, sowie für die Verwirbelung des Kühlwassers und gewährleistet eine gleichmäßige Verteilung des magnetischen Flusses. Die eingebrachten durchgängigen Bleche sorgen für eine parallele Kühlstruktur und eine direkte Verbindung des magnetischen Flusses zum Rückschluss. Magnetfeldberechnungen und Strömungsberechnungen führten zu der in Abbildung 5-1 dargestellten Geometrie der Bleche.

5.3 Strömungsoptimierung gemäß optimalem Wärmeübergang

Um einen optimalen Wärmeübergang zu erhalten, muss eine möglichst hohe Geschwindigkeit des Kühlmediums in den Kühlkanälen erreicht werden, bei gleichzeitig akzeptablen Strömungsverlusten hinsichtlich Volumenstrom und Druckverlust. Die dafür notwendige Kanalgeometrie wurde durch Strömungssimulation ermittelt und führte zu der in Abbildung 5-2 dargestellten Blechstruktur mit einer radialen Ausdehnung des Kanals von 3 mm und einer axialen Ausdehnung von 1 mm.

In Abbildung 5-6 ist das Ergebnis der Modellrechnung (Variation der radialen und axialen Ausdehnung des Kanals) für die Geschwindigkeitsverteilung im Kühlkanal dargestellt.

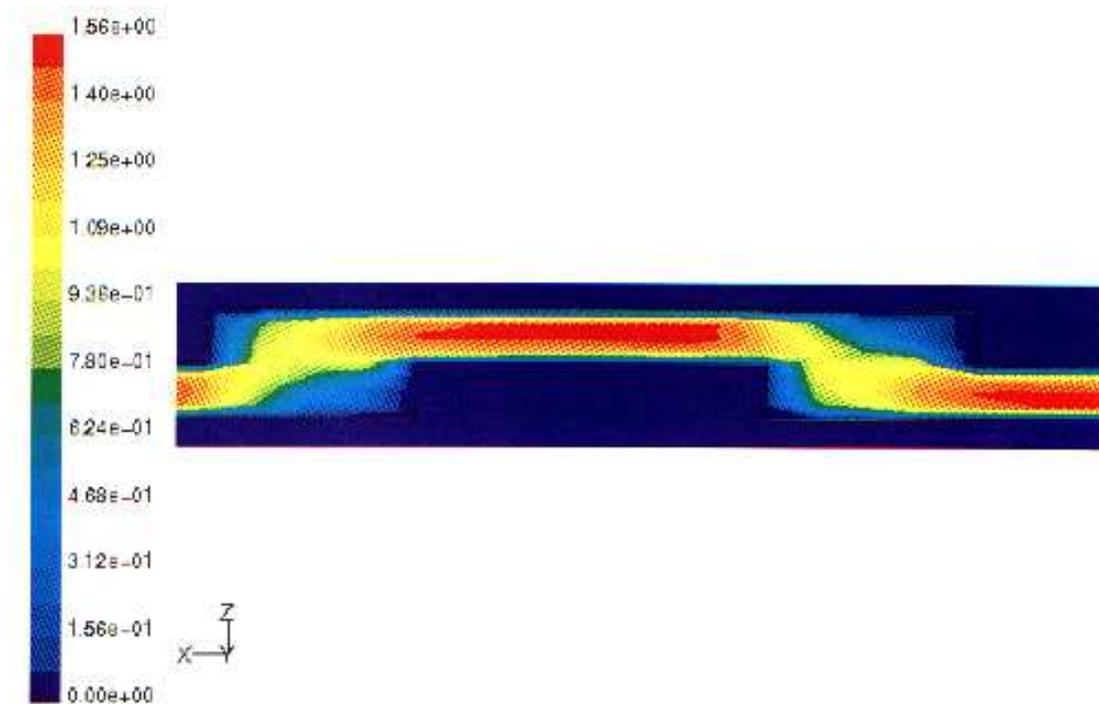


Abb. 5-6 Geschwindigkeitsverteilung in m / s im Kühlkanal (Ansys V8.1)

5.4 Berechnung von Wärmeleitung und Wärmeübergang nach optimierten Geometrie- und Strömungsbedingungen

Um die größte Belastung für den Stator zu ermitteln, wurde die Grenztemperatur für die Wicklung mit 180°C und die für den Stator mit 150°C aufgrund der Maximaltemperaturen der verwendeten Materialien festgelegt und die Grenzverlustleistung für zwei extreme Lastfälle betrachtet:

- gleichmäßige Wärmeentwicklung in Blech und Wicklung (Drehzahl und Drehmoment haben mittlere Größe)
- die komplette Verlustleistung entsteht in der Wicklung (Drehzahl ist sehr klein und Drehmoment ist sehr groß)

Dazu wurde ein FEM - Modell des Stators aus fünf Nuten, der Wicklung und dem Kühlkanal aufgebaut. Die Temperaturentwicklung wurde axial und radial zum Stator betrachtet.

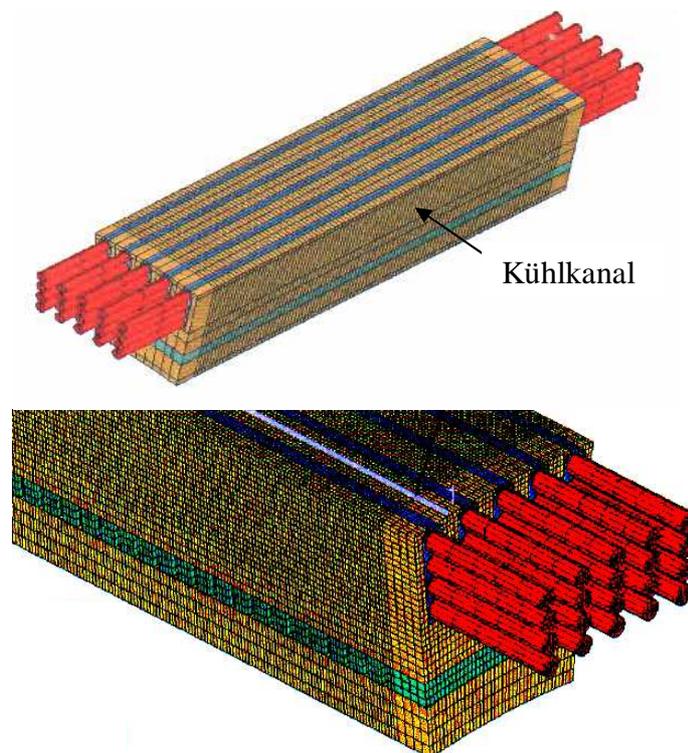


Abb. 5-7 FEM - Modell (Ansys V8.1) des Stators aus fünf Nuten

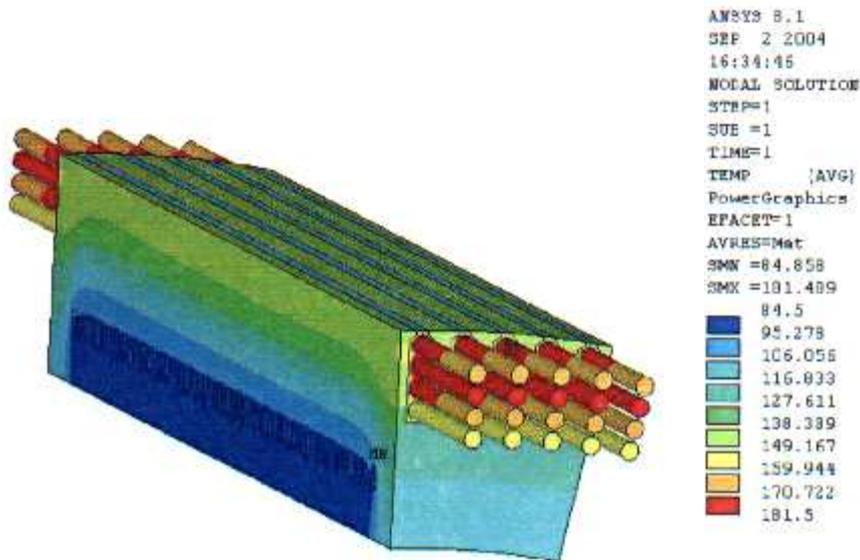


Abb. 5-8 Lastfall 1: Grenzverlustleistung für Blech und Wicklung
 ca. 6,5 kW Temperaturen der Komponente (Ansys V8.1)

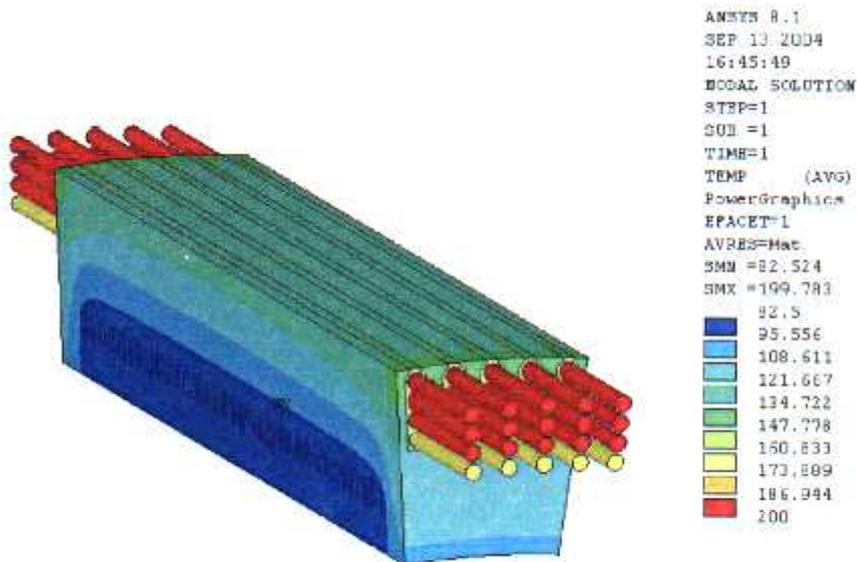


Abb. 5-9 Lastfall 2: Grenzverlustleistung für die Wicklung
 ca. 7,5 kW Temperaturen der Komponente (Ansys V8.1)

Es zeigt sich, dass erwartungsgemäß Lastfall 2 die kritischere Belastung darstellt. Der Wärmeübergangswiderstand von der Wicklung zum Blech behindert den Wärmeübergang.

Beim Lastfall 1 entfällt dieser Wärmeübergang für den Teil der Wärmeleitung, die im Blech entsteht.

Insbesondere der Lastfall 2 zeigt, dass die im Wickelkopf entstehende Wärme über die Leiter und das Blechpaket nur schlecht abgeführt werden kann. Dies führt zu großen Temperaturunterschieden im Statorpaket und somit auch zu Spannungen, die die Klebung der Bleche beansprucht. Eine direkte Wickelkopfkühlung kann hier Abhilfe schaffen. In Kapitel 9.4 wird darauf weiter eingegangen.

5.5 Ansatz zur Festigkeitsberechnung der Klebeverbindung

Die Hauptbeanspruchung der Klebeverbindung der Statorbleche stellt das Summenmoment der elektrischen Maschine von $M_g = 800 \text{ N m}$ dar. Dieses verteilt sich gleichmäßig auf die ca. 1000 Blechklebungen, so dass $M_{Bl} = 0,8 \text{ N m}$ pro Klebung als Scherbeanspruchung wirken. Das heißt, bei einem mittleren Radius des Rückschlussbereichs des Statorblechs von $R = 0,124 \text{ m}$ wirkt eine Scherkraft von $F_s = 6,45 \text{ N}$ gleichverteilt über den Rückschlussbereich des Statorblechs. Nur die Klebeverbindung des Rückschlussbereichs trägt im Wesentlichen zur Momentenübertragung bei.

Bei einer Ringfläche dieses Rückschlussbereichs von

$$A_{\text{ring}} = \pi (0,128^2 \text{ m}^2 - 0,120^2 \text{ m}^2) = 0,00628 \text{ m}^2 = 6280 \text{ mm}^2$$

entsteht eine Scherbeanspruchung von

$$\sigma_s = F_s / A_{\text{ring}} = 0,001 \text{ N / mm}^2,$$

die weit unter der zulässigen Belastung von

$$\sigma_{\text{zul}} = 40 \text{ N / mm}^2$$

für das verwendete Epoxidharz liegt.

Voraussetzung ist, dass die Haftung des Epoxidharzes auf der Blechoberfläche (Adhäsion) nahe an die Grundfestigkeit des Epoxidharzes heranreicht. Zu beachten ist auch, dass sich die zulässige Spannung des verwendeten Epoxidharzes bei einer Temperatur von über 110° C auf bis zu 4 N / mm² verringert. Diese Temperatur sollte aber im Normalbetrieb nicht erreicht werden.

Eine Zugbelastung der Klebeverbindung tritt nicht auf. Allenfalls Eigenspannungen des Blechpaketes bzw. Dehnungen durch Temperatur können zu einer Zugbeanspruchung führen. Auf die Dehnungen durch Temperatur wird im Kapitel 9.3 näher eingegangen.

6 Auswahl von Fertigungstechniken für den Aufbau der Stator-kühlung

6.1 Auswahl des geeigneten Klebstoffs zum Kleben der Blech-ebenen

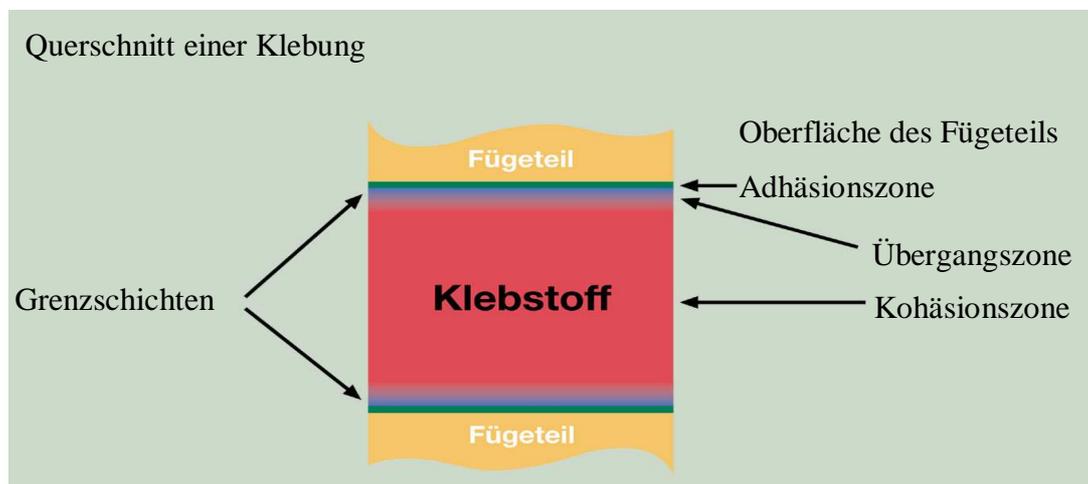


Abb. 6-1 Aufbau einer Klebung [Ind1]

Da es sich bei Fügeteil und Klebstoff um unterschiedliche Werkstoffe handelt, bestimmt die Adhäsionszone die Festigkeit der Klebung.

Sie wird maßgeblich von der Oberflächenrauigkeit des Blechs, den Haftungseigenschaften des Klebstoffs, der Reaktivität der Blechoberfläche sowie von Fremdstoffen, die sich möglicherweise in der Klebeschicht befinden, bestimmt.

Zu der hier verwendeten Klebung wurden die Haftungseigenschaften gemäß [Bern1] untersucht. Das Ergebnis zeigt, dass der Benetzungswinkel des Klebstoffes als wesentlicher Einfluss für die Haftung durch Verwendung eines Haftvermittlers reduziert werden kann.

physikalisch abbindende Klebstoffe	chemisch härtende Klebstoffe
Schmelzklebstoffe lösungsmittelhaltige Nassklebstoffe Kontaktklebstoffe Dispersionsklebstoffe wasserbasierte Klebstoffe Haftklebstoffe Plastisole	Polymerisationsklebstoffe: Sekundenklebstoffe Methylmethacrylate (MMA) ungesättigte Polyester anaerob härtende Klebstoffe strahlenhärtbare Klebstoffe
	Polykondensationsklebstoffe: Phenolharze Silicone Polyimide Bismaleimide MS - Polymere
	Polyadditionsklebstoffe: Epoxidharze Polyurethane

Abb. 6-2 Einteilung der organischen Klebstoffe und Silicone nach dem Verfestigungsmechanismus [Ind1]

Für die Auswahl des geeigneten Klebstoffs sind folgende Randbedingungen entscheidend:

- mechanische Festigkeit des Stators
- Gewährleistung der Wasserdichtigkeit zwischen den Blechen
- hohe Temperaturbeständigkeit bis mindestens 150° C
- Temperatur-Wechselfestigkeit, um Festigkeit und Wasserdichtigkeit zu erreichen.

Die Forderungen führen zu den Polyadditionsklebstoffen:

- Epoxidharze mit hoher mechanischer Festigkeit
- Polyurethane mit hohen möglichen Dehnungen für dynamische Temperatureinwirkungen

Zunächst wurden die Epoxidharze ausgewählt, da sie hohe mechanische Festigkeit haben, sehr temperaturbeständig sind, hohe Klebefestigkeit aufweisen und höhere Dehnungen durch die Erweichung oberhalb der Glasübergangstemperatur (T_g) erreicht werden können.

Es wird das Epoxidharz HY110 (Harz), CY110 (Härter) der Fa. Huntsman eingesetzt (Aushärtereaktion gemäß Abbildung 6-3). Das verwendete Epoxidharz hat gemäß Abbildung 6-4 eine T_g (Gelpunkt) von ca. 110° C. Dies bedeutet bei einer Einsatztemperatur des Stators bis 150° C, dass ab 110° C im Stator die gegenüber dem Blech erhöhte Dehnung des Kupfers vom Harz kompensiert wird. Ohne die Erweichung des Harzes führt dies zu Rissen in der Verklebung. Die Aushärtereaktion und der Aushärteverlauf der Epoxidharze sind in Abbildung 6-3 und 6-4 dargestellt.

Polyaddition von Diaminen (2) an Bisphenol - A - bis - Epoxid (1)

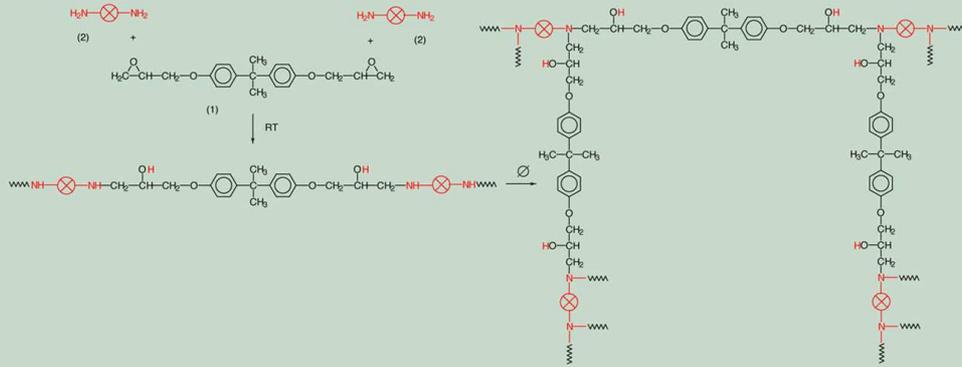


Abb. 6-3 Aushärtreaktion des verwendeten Epoxidharzes [Ind1]

Aushärtungsverlauf eines 2 - K - Epoxidharzklebstoffs bei Raumtemperatur

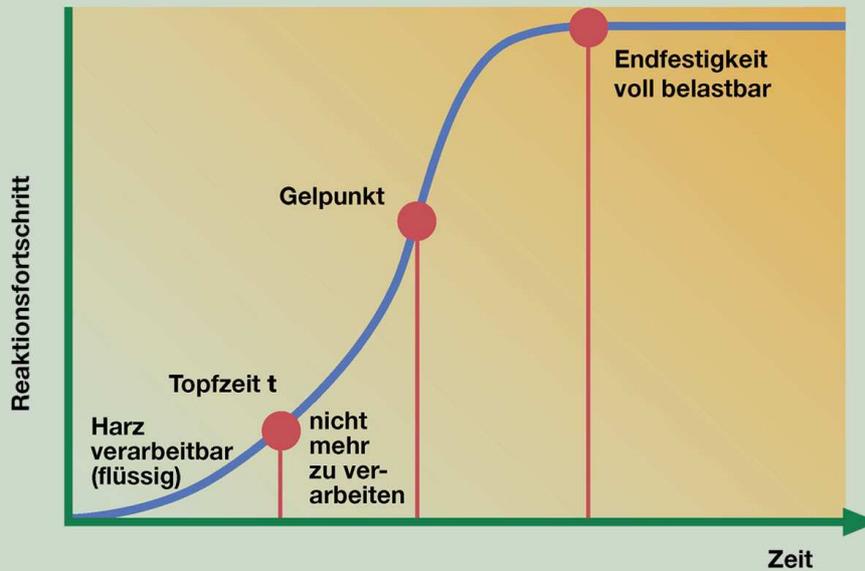


Abb. 6-4 Aushärteverlauf des eingesetzten Epoxidharzes [Ind1]

6.2 Kleben der Blechebenen durch Auftragen einer Klebeschicht

Eine naheliegende Verbindungstechnik der Einzelbleche zu einem Blechpaket stellt das Auftragen eines geeigneten Klebers auf jedes einzelne Blech und das anschließende Verpressen und Aushärten des Gesamtpakets unter einem entsprechenden Druck bei einer bestimmten Temperatur dar. Solche Versuche wurden durchgeführt. Es ergaben sich folgende Nachteile:

- es kann keine gleichmäßige Klebeschicht erreicht werden
- die Haftung des Klebers auf dem Blech ist durch die ungleichmäßige Klebeschicht sehr unterschiedlich
- es kann keine 100 - prozentige Benetzung der Bleche sichergestellt werden
- man erhält keine ausreichend dünne Klebeschicht (kleiner als 10 μm), um einen hohen Eisenfüllfaktor des Stators zu erreichen
- eine 100 - prozentige Verklebung der Blechschichten ist nicht möglich

6.3 Kleben der Blechebenen durch vorbeschichtetes Backlackblech

Die übliche Verbindungstechnik für Elektrobleche ist die Verwendung von so genanntem Backlackblech, welches mit einem vorausgehärteten Epoxidharz vorbeschichtet ist. Durch Verpressen und Aushärten des Gesamtpaketes unter einem entsprechenden Druck bei einer bestimmten Temperatur werden die Einzelbleche miteinander verbunden. Entsprechende Versuche wurden durchgeführt. Von den unter Kapitel 6.2 erwähnten Nachteilen verbleiben noch:

- man erhält keine ausreichend dünne Klebeschicht (kleiner als 10 μm), um einen hohen Eisenfüllfaktor des Stators zu erreichen.
- eine 100 - prozentige Verklebung der Blechschichten ist nicht möglich. Man erreicht nur eine Verklebung von ca. 50 Prozent.

Derzeit werden keine marktüblichen 0,1 mm - Bleche mit einer Backlackschicht angeboten, so dass die Versuche mit 0,2 mm - Blechen durchgeführt wurden.

Ein zu starkes Verpressen der verwendeten ca. 1000 Bleche ist auch wegen der entstehenden Eigenspannungen nicht ratsam, so dass nur noch das im Kapitel 6.4 beschriebene Imprägnierverfahren weiter verfolgt wird.

6.4 Imprägnieren der Blechebenen unter Vakuum und Druck

Um eine 100 - prozentige Benetzung der Blechoberflächen mit dem Klebstoff zu erreichen, wird für dieses Statorpaket das Imprägnierverfahren eingesetzt.

Ablauf des Imprägnierens:

1. Stapeln der ca. 1000 x 0,1 mm - Bleche in einer Vorrichtung
2. Verpressen der Bleche über eine Anpresskraft von 10 Federn zu insgesamt 100 N
3. Evakuierung des Blechstapels im Vakuumbehälter auf 1 mbar (10 Minuten)
4. Fluten des Vakuumbehälters mit Epoxidharz (10 Minuten Verweilzeit)
5. Aufbringen von 5 bar Überdruck auf die Flüssigkeitsoberfläche des Epoxidharzes (10 Minuten Verweilzeit)
6. Ablassen des Epoxidharzes und Entnehmen des Blechstapels
7. Ausblasen der Kühlkanäle des Stators mit Luft (ca. 0,2 bar)
8. Aushärten des Stators im Ofen unter ständigem Ausblasen der Kühlkanäle (4 Stunden bei 140° C)

Durch das Imprägnieren werden die immer vorhandenen Spaltunterschiede zwischen den Blechen ausgeglichen. Des Weiteren ergeben sich in allen Punkten die annähernd gleichen Klebebedingungen (Kraft, Temperatur, etc.). Außerdem ist dieses Verfahren großserientauglich.

7 Darstellung der ausgewählten Fertigungstechnik

Zunächst soll an dieser Stelle ein für die hier untersuchten Prototypen verwendetes Verfahren [Pat3] dargestellt werden:

7.1 Ablaufschema des Verfahrens

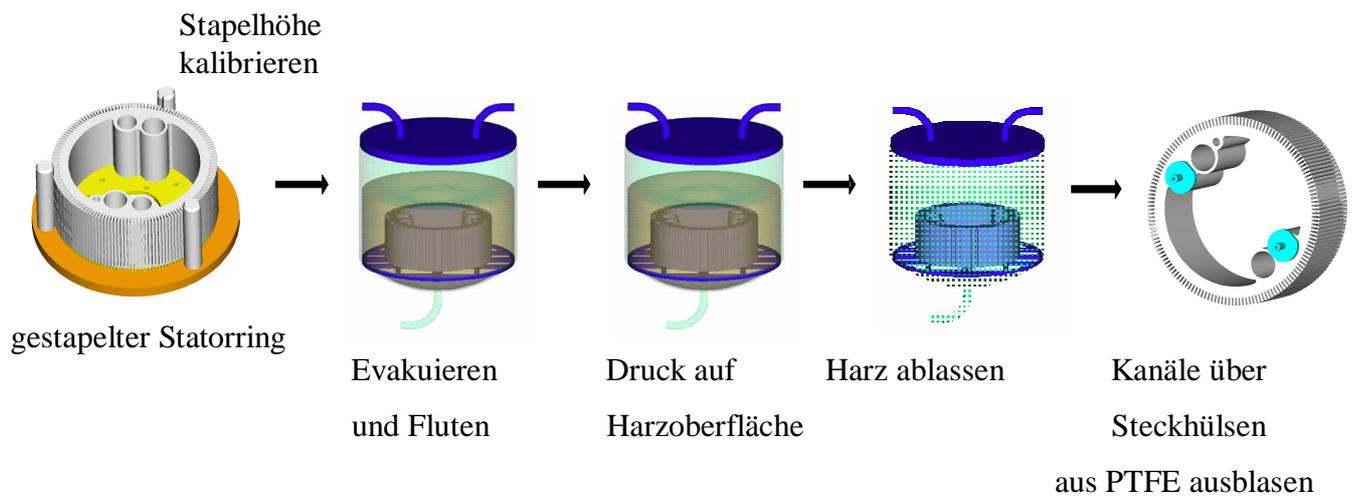


Abb. 7-1 Verfahrensablauf [Pat3]

Der Verfahrensablauf in Abbildung 7-1 wird gemäß der Punkte 1-8 aus Kapitel 6.4 durchlaufen.

7.2 Aufbau der Verfahrenstechnik



Abb. 7-2 Laboranlage zum Vakuum - Druck - Imprägnieren

Die in Abbildung 7-2 dargestellte Laboranlage besteht aus einem Imprägnierbehälter und einem Aufbereitungsbehälter. In dem Aufbereitungsbehälter werden Harz und Härter im entsprechenden Mischungsverhältnis verrührt und unter Vakuum entgast, um ein lunkerfreies Gießharz zu erhalten.

In dem Imprägnierbehälter, der auch für 5 bar Überdruck ausgelegt ist, wird der verpresste Blechstapel evakuiert, unter Vakuum mit Harz geflutet und die Harzoberfläche mit Druck beaufschlagt. Aufbereitungs- und Imprägnierbehälter sind durch ein Rohr mit Ventil verbunden, um das Gießharz in den Imprägnierbehälter zu leiten. Das Ausblasen der Kühlkanäle über Steckhülsen mit Druckluft geschieht außerhalb des Imprägnierbehälters.

Für den Aushärtevorgang wird ein Umluftofen (bis 200° C) genutzt, in dem über Druckluftzuleitungen die Kühlkanäle auch während des Aushärtevorgangs frei geblasen werden. Da vor der Vernetzung des Epoxidharzes dessen Viskosität beim Erwärmen noch einmal sinkt, würden die Kühlkanäle im Ofen wieder mit Epoxidharz benetzt.

7.3 Parameter beim Imprägnieren und Spülen

In Abbildung 7-3 sind Parameter beim Imprägnieren und Spülen des Statorpaketes dargestellt, die aus durchgeführten Versuchen abgeleitet wurden.

Durch den Imprägniervorgang füllen sich die Spalten zwischen den Blechen mit Harz. Der treibende Prozess ist hierbei die Kapillarwirkung, der aufgrund der Evakuierung keine Kraft entgegen wirkt.

Dieses Diagramm soll die Grundlage bilden, um die Abhängigkeiten aus physikalischen Beziehungen abzuleiten. Ziel ist es zunächst, eine genügend große Kapillarwirkung beim Imprägnieren zu erzielen, um das Harz zwischen den Blechen zu halten. Das Harz muss aber auch zwischen den Blechen gehalten werden, wenn die Kühlkanäle ausgeblasen bzw. das Harz ausgespült wird. Dazu muss der Spüldruck gerade so groß sein, dass das Harz in den Kanälen ausgespült, aber zwischen den Blechen noch durch die Kapillarwirkung gehalten wird.

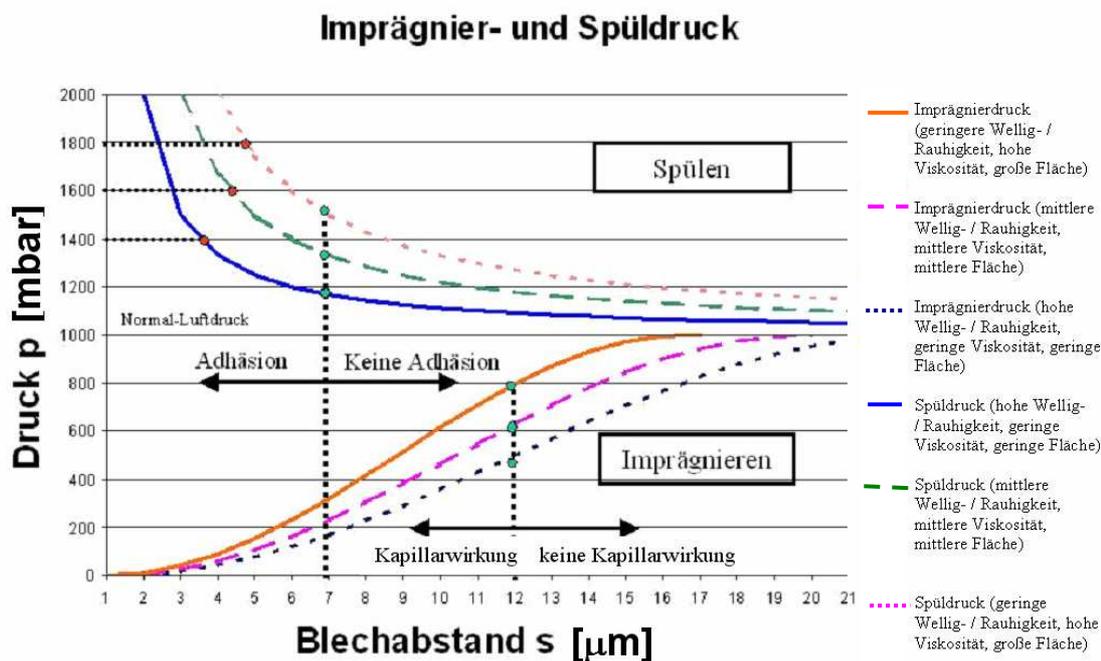


Abb. 7-3 Parameter zum Imprägnieren und Spülen von Blechstapeln

In Abbildung 7-3 ist der Druck beim Ausblasen des Kühlkanals bzw. beim Imprägnieren über dem Blechabstand aufgetragen. Das Diagramm unterteilt sich in zwei Bereiche:

1. Imprägnieren der Bleche unter einem bestimmten Vakuum und dem beim Stapeln der Bleche sich ergebenden Blechabstand.

Damit eine vollständige Ausfüllung der Spalten zwischen den Blechen stattfindet, muss der Kapillardruck $p_k \sim 1 / d$ ausreichend groß sein. Weitere Bestimmungsgrößen für p_k sind die Oberflächenspannung σ sowie der Benetzungswinkel α , der die Kriechfähigkeit des Harzes festlegt.

Um Bleche mit einem geringen Blechabstand sicher zu imprägnieren, muss der Druck zwischen den Blechen sehr gering sein (gutes Vakuum). Ist der Blechabstand groß, ist ein wesentlich höherer Druck (geringes Vakuum) zulässig. Nur unterhalb eines bestimmten Blechabstandes, (hier wurde versuchstechnisch $12 \mu\text{m}$ ermittelt), ist die Kapillarwirkung groß genug, um das Harz zwischen den Blechen zu halten.

Die verschiedenfarbigen Linien zeigen die Verringerung des notwendigen Imprägnierdruckes (gutes Vakuum) bei geringerer Welligkeit / Rauigkeit, erhöhter Viskosität bzw. einer größeren zu benetzenden Fläche.

2. Spülen der Kühlkanäle mit einem bestimmten Überdruck und dem Blechabstand unter 1.

Beim Ausblasen der Kanäle ist ein Mindestdruck notwendig, um das überflüssige Harz auszutreiben. Dieser Druck darf nicht größer werden als der Kapillardruck, da ansonsten das Harz auch aus den Blechspalten ausgetrieben wird.

Die Kühlkanäle können mit einem relativ großen Druck ausgeblasen werden, wenn der Blechabstand gering ist. Ist der Blechabstand groß, kann nur mit einem geringen Druck ausgeblasen werden, damit das Harz zwischen den Blech verbleibt. Nur unterhalb eines bestimmten Blechabstandes ist es sicher möglich, die Kühlkanäle auszublasen, da dann die Adhäsion des Harzes zwischen den Blechen ausreicht. Hier wurden ca. $7 \mu\text{m}$ ermittelt.

Die verschiedenfarbigen Linien zeigen die Verringerung des zulässigen Ausblasdruckes bei erhöhter Welligkeit / Rauigkeit, geringerer Viskosität bzw. einer geringeren zu benetzenden Fläche.

Außerdem gibt es aber einen zum Ausblasen der Kanäle notwendigen Mindestdruck, um den Druckverlust in den Kühlkanälen zu überwinden. Dieser wurde beispielhaft durch rote Punkte eingezeichnet.

7.4 Herleitung des Parametermodells zum Verfahren

In diesem Kapitel sollen nun die physikalischen Zusammenhänge hergeleitet werden, die sich aus der Übersicht in Kapitel 7.3 ergeben.

7.4.1 Oberflächenspannung

Zwischen den Blechlamellen des Blechstapels bilden sich beim Imprägnieren Flüssigkeitslamellen aus, die durch die Kapillarwirkung, die proportional zur Oberflächenspannung des Harzes ist, zwischen den Blechen gehalten wird. Diese Kapillarwirkung wirkt dann wiederum dem Ausblasdruck beim Spülen der Kanäle entgegen.

Die Oberflächenspannung entsteht vorwiegend durch die Anziehung der Flüssigkeitsmoleküle über Van - der - Waals - Kräfte. Sie folgen aus der Wechselwirkung zwischen den Dipolmomenten von Atomen und Molekülen und sind stets vorhanden. An der Grenzschicht zum Vakuum existiert fast kein Molekül, welches den inneren Van - der - Waals - Kräften entgegen wirken kann, wodurch sich die Oberflächenspannung frei entfaltet und somit eine optimale Imprägnierung durch die hohe Kapillarwirkung gewährleistet ist.

Die Oberflächenspannung ist eine flüssigkeitsspezifische Größe, die in diesem Fall die Kriechfähigkeit des Harzes beschreibt.

$$\sigma = F / 2 L \quad (7-1)$$

$$\text{mit } L = \pi D \quad (7-2)$$

Gemäß [Berg1] ist F die Kraft zur Dehnung der Oberfläche der Flüssigkeitslamelle und L der mittlere Umfang des Blechringes gemäß Abbildung 7-3.

In der Abbildung 7-4 sind zwei zu imprägnierende Bleche mit einer Flüssigkeitslamelle der Dicke d dargestellt:

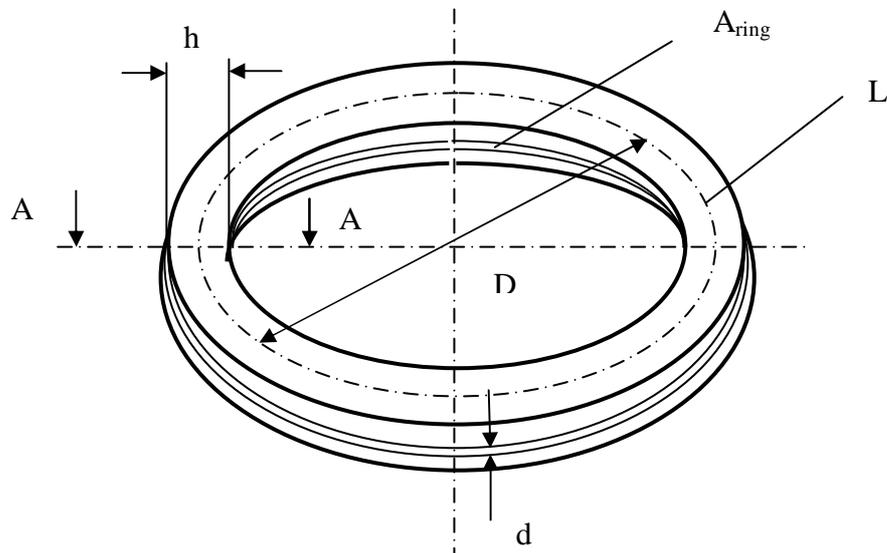


Abb. 7-4 Zwei Bleche mit Flüssigkeitslamelle

Unter dem Abstand d sind folgende Größen unterschiedlicher Ordnung zu verstehen:

1. Ordnung: Blechabstand
2. Ordnung: Welligkeit (einstellbar über Anpresskraft)
3. Ordnung: Rauigkeit der Oberflächenbeschichtung (Amplitude und Frequenz)

7.4.2 Kapillare Steighöhe

Aus der kapillaren Steighöhe lässt sich der Kapillardruck, der die Kapillarwirkung im Wesentlichen beschreibt, ableiten.

Die kapillare Steighöhe einer Flüssigkeit mit der Dichte ρ und einer Oberflächenspannung σ zwischen zwei Platten mit dem Abstand d ergibt sich, gemäß [Berg2]:

$$h = 2 \sigma \cdot \cos \alpha / (g \rho d) \quad (7-3)$$

Hier wirkt der Kapillarkraft das Gewicht der Flüssigkeitssäule entgegen.

Der Winkel α beschreibt die Benetzungsfähigkeit der Oberfläche zwischen zwei Blechlamellen, siehe Abbildung 7-5.

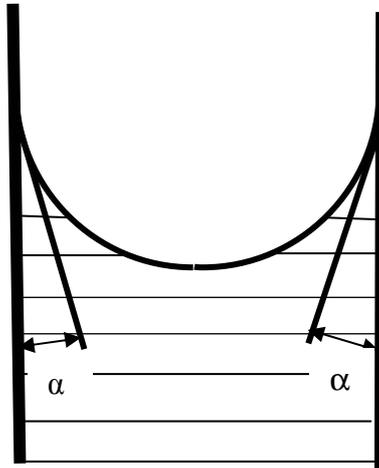


Abb. 7-5 Benetzungswinkel im Kapillarrohr

Die notwendige kapillare Steighöhe ist in diesem Anwendungsfall die Ringbreite des Blechpaketes mit einer Höhe von 30 mm.

Bei vollkommener Benetzung ist $\alpha = 0$. Im idealisierten Fall entfällt also $\cos \alpha$ aus Gleichung (7-3). Dies kann beim Imprägnieren unter Vakuum annähernd erreicht werden, da nahezu kein Gegendruck am Flüssigkeitsspiegel des Gießharzes zwischen den Blechlamellen ansteht.

Da die Kapillarität im betrachteten Fall horizontal wirkt, ergibt sich für den Kapillardruck die Annahme $p = g \rho h$:

$$p = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos(\alpha)}{d} \quad (7-4)$$

Der Benetzungswinkel kann bei bekannten Oberflächenspannungen am Tropfen auf der Blechoberfläche bestimmt werden:

$$\cos(\alpha) = \frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lg}} \quad (7-5)$$

Die Herleitung der Formel erfolgt nach unten stehender vektorieller Darstellung, wonach der Benetzungswinkel α zwischen der Tangente am Eckpunkt Tropfen - Blech und der Blechoberfläche gemessen wird.

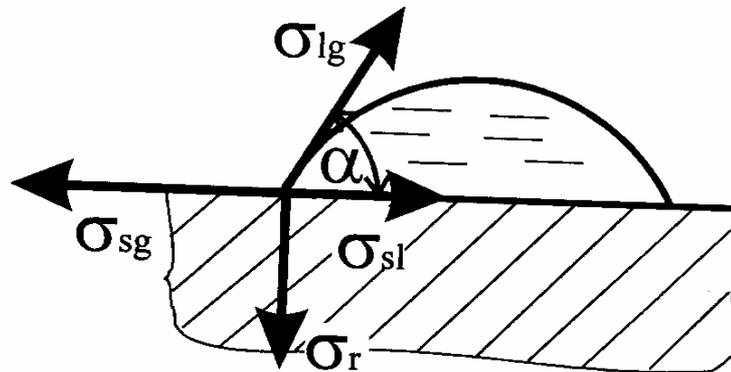


Abb. 7-6 Spannungen am Tropfen auf einer Festkörperoberfläche mit s = solid, g = Gas, l = liquid

Beim Imprägnieren der Blechlamellen muss es das Ziel sein, einen möglichst kleinen Benetzungswinkel zu erreichen, wodurch die Benetzung der Blechoberfläche sowie der Kapillardruck steigen.

Gemäß [Bern1] wurden durch Reinigung im Ultraschallbad mit Aceton sowie durch Einsatz eines Haftvermittlers für das verwendete Epoxidharz und Blech ein Benetzungswinkel von weniger als 40° gemessen.

7.4.3 Berechnung des Kapillardrucks

Auch über die Laplace - Gleichung kann der Kapillardruck hergeleitet und berechnet werden. Gemäß [Berg 2] beschreibt die Laplace - Gleichung den Krümmungsdruck auf ein Flüssigkeitselement nach Abbildung 7-7.

Dieser Krümmungsdruck entsteht durch eine Kraft, die stets zur konkaven Seite des Flüssigkeitselementes gerichtet ist und beschreibt den Normaldruck (Kapillardruck), der durch die Oberflächenspannung auf ein Flüssigkeitselement wirkt.

Es gilt die Laplace - Gleichung:

$$\Delta p = \sigma \cdot \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (7-6)$$

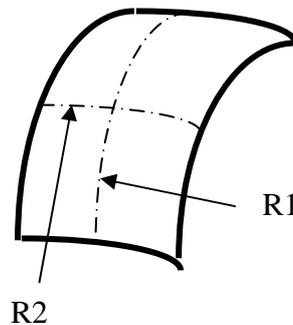


Abb. 7-7 Beliebiges Flüssigkeitselement

Bei Anwendung auf die zu imprägnierende Blechlamellen ergibt sich mit dem Radius R_1 der Flüssigkeitslamelle zwischen den Blechen und dem Radius $R_2 = D / 2$ an einem Schnitt durch einen Blechring aus zwei Blechlamellen der Kapillardruck Δp zwischen den Blechlamellen, siehe Abbildung 7-8.

Eine Beispielrechnung mit Annahmen für ein Flüssigkeitselement am Blechring (R_1 ist der mittlere Abstand zwischen den Blechlamellen $d / 2$, R_2 ergibt sich aus der Anordnung gemäß Abbildung 7-8 aus dem mittleren Durchmesser der Blechlamelle, σ ist eine ungefähre Annahme der Oberflächenspannung des Harzes) zeigt die Größenordnung des Kapillardruckes.

Mit den Annahmen ergibt sich:

$$\sigma = 0,4 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad R_1 = 0,0067 \text{ mm} \quad R_2 = 300 \text{ mm}$$

$$\Delta p = 6 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

Das Ergebnis bestätigt die ermittelten Werte in einem Versuch, in dem die Flüssigkeitslamelle ausgeblasen wurde.

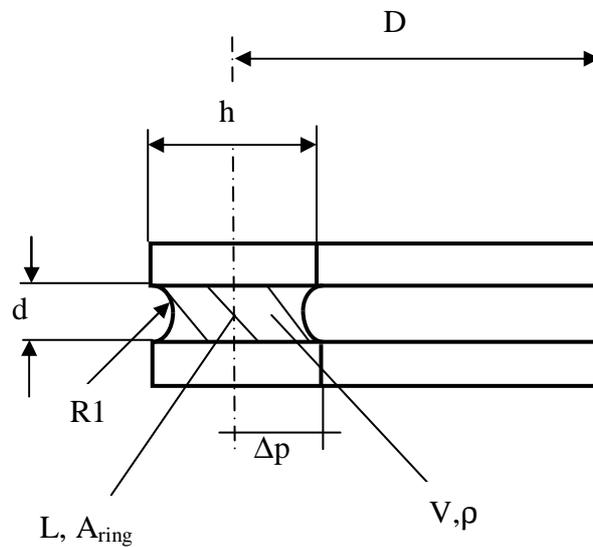


Abb. 7-8 Schnitt A - A aus Abb. 7-4 durch zwei Bleche mit Flüssigkeitslamelle

Aus der Laplace - Gleichung (7-6) mit $R1 \ll D / 2$ folgt, dass $1 / (D / 2)$ vernachlässigbar ist.

$$\Delta p = \sigma \left[\frac{1}{R1} - \frac{1}{\frac{D}{2}} \right] \quad (7-7)$$

mit $R1 = \sigma / p$ folgt somit aus (7-4):

$$R1 = \frac{d}{2 \cdot \cos(\alpha)} \quad (7-8)$$

Bei bekanntem Benetzungswinkel lässt sich mit Gleichung (7-8) der für die Berechnung des Kapillardruckes nach der Laplace - Gleichung notwendige Radius $R1$ ermitteln.

Durch Messung von $R1$ gemäß Abbildung 7-8 kann umgekehrt der Benetzungswinkel bestimmt werden.

Da es beim Imprägnieren der Blechlamellen das Ziel ist, einen möglichst kleinen Benetzungswinkel zu erreichen, muss gemäß Gleichung (7-8) auch der Radius $R1$ sehr klein sein, was natürlich zusätzlich durch einen geringen Blechabstand d begünstigt wird.

7.4.4 Benetzungswinkel - Einfluss der Oberflächenspannungen von Flüssigkeit und Festkörperoberfläche

Während die Oberflächenspannung nur eine Eigenschaft des Imprägnierharzes ist, wird durch den Benetzungswinkel der Einfluss der Oberflächenspannungen des Imprägnierharzes und der Blechoberfläche bei der Benetzung der Blechoberfläche mit Imprägnierharz beschrieben. Der Benetzungswinkel beschreibt also das Ergebnis der Benetzung der Blechoberfläche mit Imprägnierharz durch die unterschiedlichen Oberflächenspannungen von Flüssigkeit und Festkörper.

Der Benetzungswinkel kann für diesen Anwendungsfall nach folgenden Methoden gemessen werden:

- am Tropfen auf der Blechoberfläche
- im Kapillarröhrchen mit dem Radius $r = 0,01 \text{ mm}$
- durch Bestimmung von $R1$ der Flüssigkeitslamelle zwischen zwei Blechlamellen gemäß Gleichung (7-8).

Gemäß Abbildung 7-6 gilt:

$$\cos(\alpha) = \frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lg}}$$

$$\alpha = \arccos\left(\frac{\sigma_{sg} - \sigma_{sl}}{\sigma_{lg}}\right)$$

wobei: s = solid g = gas l = liquid

Auf der Blechoberfläche wurde gemäß [Bern1] direkt nach dem Auftragen des Imprägnierharzes auf das Blech ohne Haftvermittler der Benetzungswinkel $\alpha = 41^\circ$ gemessen, so dass der größte gemessene Wert zu Grunde gelegt wurde, der wiederum den geringsten Kapillardruck zur Folge hat.

Bei den meisten organischen Flüssigkeiten liegt der Benetzungswinkel mit Festkörpern kleiner als 90 Grad. Bei Benetzungswinkeln größer als 90 Grad entsteht ein Überdruck im Spalt und somit keine Kapillarwirkung.

Um den gemessenen Benetzungswinkel zu erhalten, können die Vektoren der Oberflächenspannung gemäß Gleichung (7-5) folgende Werte annehmen:

$$\sigma_{sg} = 0,5 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad \sigma_{sl} = 0,2 \frac{\text{N}}{\text{m}} \quad \sigma_{lg} = 0,4 \frac{\text{N}}{\text{m}}$$

σ entspricht σ_{lg} bei vektorieller Betrachtung dem Betrag nach und wird auch bei den üblichen Meßmethoden für die Oberflächenspannung nach Bügel und Zylindermessung ermittelt [Berg1].

$$\sigma = 0,4 \frac{\text{N}}{\text{m}}$$

Für den Blechabstand wurde an einem Blechstapel der mittlere Wert $d = 0,01 \text{ mm}$ gemessen.

Mit den so ermittelten Werten ergibt sich annähernd der Kapillardruck in der hier beschriebenen Anwendung.

$$p = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos(\alpha)}{d} \quad p = 6 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

Aus der Betrachtung in diesem Kapitel lässt sich die folgende Abhängigkeit zwischen Kapillardruck und Blechabstand bei einem für diese Anwendung konstantem Benetzungswinkel von 41 Grad und einer Oberflächenspannung von $0,4 \text{ N/m}$ ermitteln.

In der Abbildung 7-9 stellt die horizontale Linie den notwendigen Druck beim Ausblasen der Kühlkanäle dar, der im nächsten Abschnitt berechnet wird.

Werden andere Blechabstände ermittelt, kann durch Abbildung 7-9 abgeschätzt werden, ob der Kapillardruck noch ausreicht, um ein Ausblasen der Kühlkanäle zu ermöglichen.

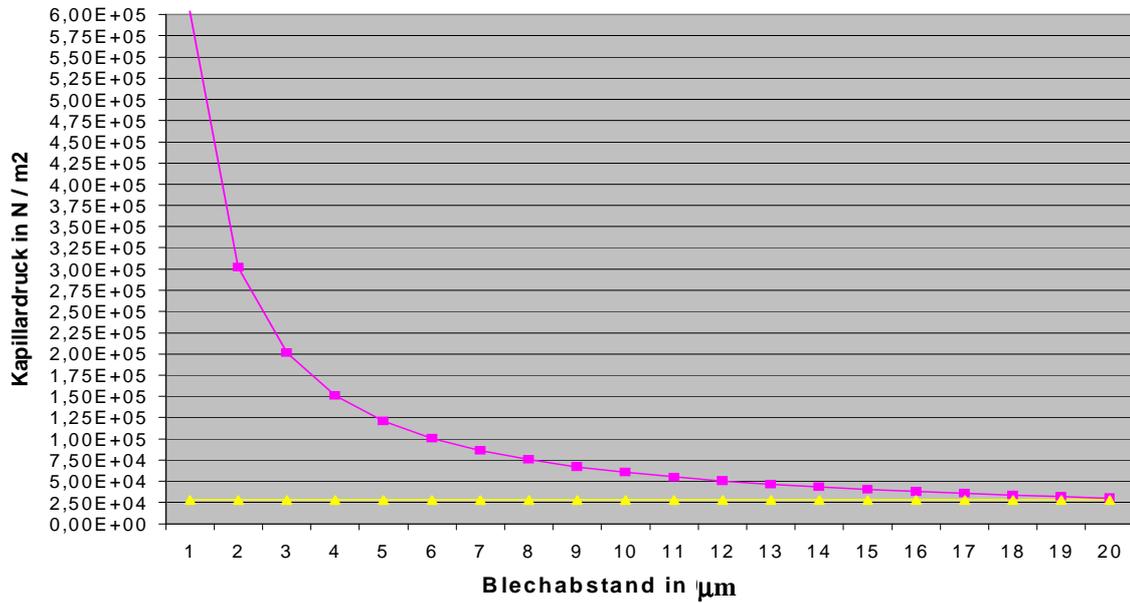


Abb. 7-9 Kapillardruck in Abhängigkeit vom Blechabstand

7.4.5 Berechnung des Druckverlustes in einem Kühlkanal beim Ausblasen der Kühlkanäle

In Abbildung 7-10 ist ein Abschnitt von einem der 30 Kühlkanäle in dem betrachteten Statorpaket mit den entsprechenden Abmaßen dargestellt.

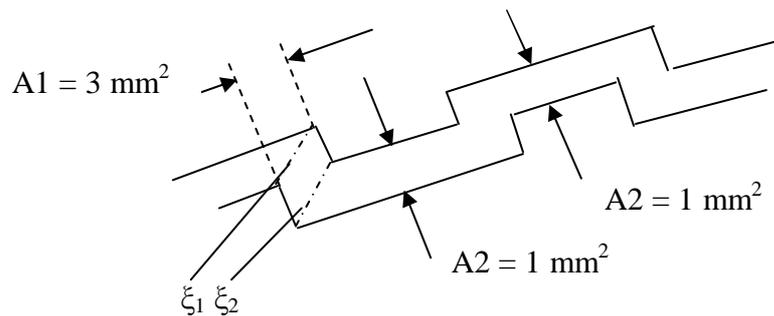


Abb. 7-10 Abmaße in einem Kühlkanal

Der notwendige Druck zum Ausblasen der 30 Zick - Zack - Ringkanäle ergibt sich aus dem spezifischen Druckverlust durch plötzliche Erweiterung bzw. Verengung der rechteckigen Zick-Zack-Ringkanäle:

Der Energieverlust in den Ringkanälen wird durch die spezifische Dissipation (spezifische Energie) [Gerst1] beschrieben.

$$\Delta p_A / \rho = \varphi = \xi \cdot \frac{1}{2} \cdot w^2 \quad (7-9)$$

wobei $\xi = \Sigma 30 \cdot (\xi_1 + \xi_2)$ die Widerstandszahl darstellt, die sich durch den 30 - fachen Wechsel von plötzlicher Erweiterung ξ_1 und plötzlicher Verengung ξ_2 gemäß Abbildung 7-10 ergibt und w die Harzgeschwindigkeit in den Kanälen ist.

Damit ergibt sich als Abschätzung nach [Gerst2] für die Widerstandszahl der plötzlichen Erweiterung

$$\xi_1 = (1 - A_2 / A_1)^2 = (1 - 1/3)^2 = 0,44$$

und für die Widerstandszahl der plötzlichen Verengung

$$\xi_2 \text{ von } (A_2 / A_1 = 1/3) = 0,45$$

Damit folgt wegen dem 30 - fachen Auftreten von plötzlicher Erweiterung und plötzlicher Verengung innerhalb eines Kanals die Widerstandszahl für einen kompletten Kanal:

$$\xi = 30 \cdot (0,44 + 0,45)$$

Die Fluidgeschwindigkeit wird messtechnisch aus der Durchflussgeschwindigkeit ermittelt, bei der Wasser durch einen entsprechenden Druck gerade ausgespült werden kann. Dieser Druck beträgt 0,2 bar.

Das in Abbildung 7-11 dargestellte Diagramm konnte aus Gründen der Reaktivität des Harzes (es verändert sehr schnell die Viskosität) nur für das Medium Wasser ermittelt werden. Für das zähere Medium Harz ist bei gleichem Druck nur ein geringerer Durchfluss möglich, d.h. der Durchfluss für Harz liegt bei dem notwendigen Ausblasdruck von 0,2 bar unter 4 l / min.

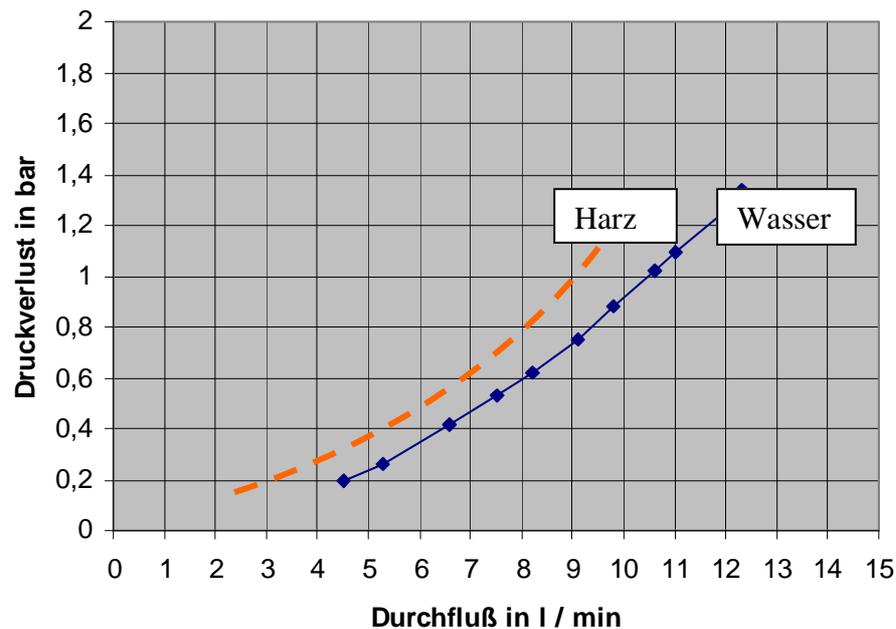


Abb. 7-11 Druckverlust in Abhängigkeit vom Durchfluss

Die Messung wurde an einem kompletten Stator durchgeführt. Bei 30 parallelen Kanälen in einem Stator ergab sich ein Durchfluss von 0,13 l / min für einen Kanal bei 0,2 bar Druckverlust.

Aus der Gleichung (7-9) ergibt sich:

$$\Delta p_A = 0,3 \text{ bar}$$

Da mit dem Durchfluss von Wasser gerechnet wurde, liegt der Druckverlust für einen Ringkanal unter den errechneten 0,3 bar.

Dies stimmt mit der versuchstechnischen Ermittlung des Ausblasdrucks für alle 30 Ringkanäle mit Harz ungefähr überein, wobei für alle Ringkanäle wegen der parallelen Anordnung der gleiche Druckverlust gilt.

Gleichung (7-9) kann somit zur Abschätzung des notwendigen Ausblasdruckes herangezogen werden.

Aus der Betrachtung unter 7.4.4 und 7.4.5 folgt der für das Ausblasen der Kanäle nutzbare Bereich für Blechabstand und Benetzungswinkel.

Der sich aus Benetzungswinkel und Blechabstand ergebende Kapillardruck darf nie kleiner als der notwendige Ausblasdruck werden, damit das imprägnierte Harz zwischen den Blechen verbleibt.

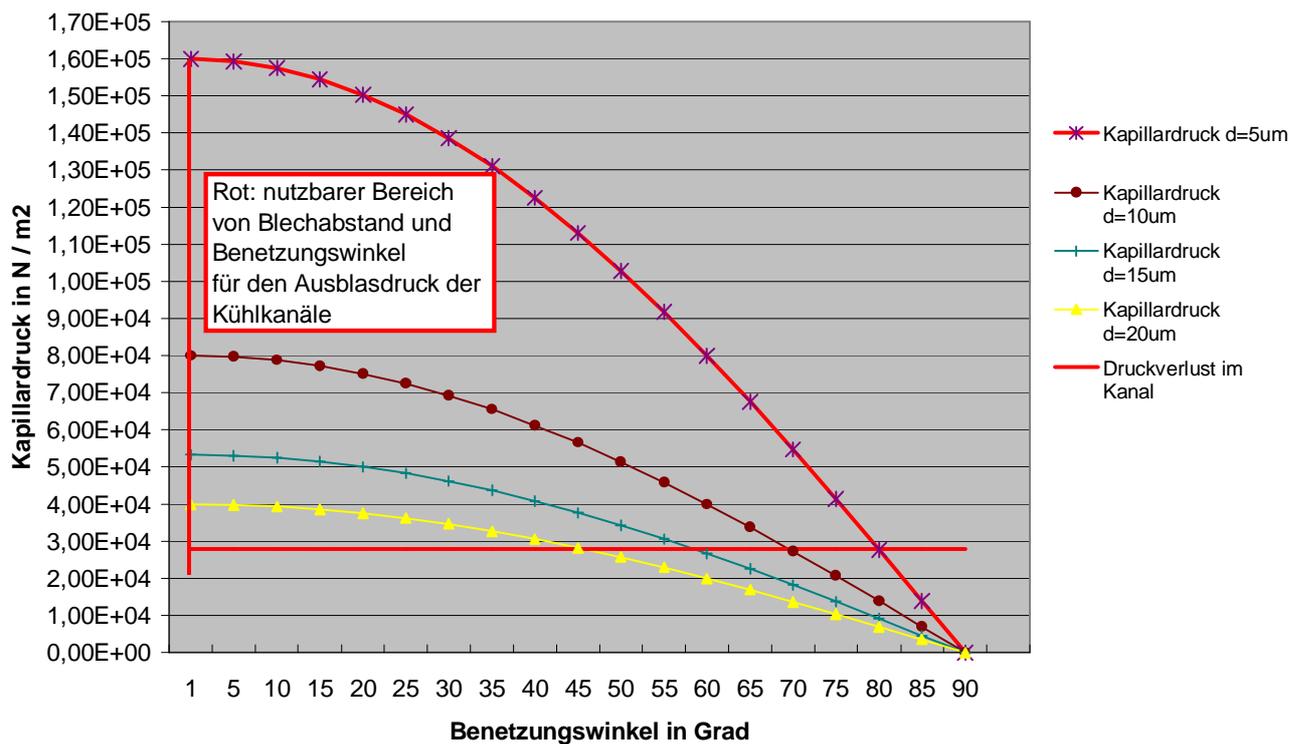


Abb. 7-12 Kapillardruck in Abhängigkeit von Benetzungswinkel und Blechabstand

Bei einem gemessenen Benetzungswinkel in dieser Anwendung von $\alpha = 41^\circ$ muss gemäß Abbildung 7-12 der Blechabstand kleiner als $20 \mu\text{m}$ sein, damit der Kapillardruck zwischen den Blechen größer als der notwendige Ausblasdruck ist. Der Blechabstand in der beschriebenen Anwendung liegt zwischen $5 \mu\text{m}$ und $15 \mu\text{m}$. Somit wird ein ausreichender Kapillardruck erreicht, der ein Ausblasen der Kühlkanäle ermöglicht.

7.4.6 Einfluss der Rauigkeit und Verunreinigungen auf den Benetzungswinkel

Da die Blechoberfläche meist durch Rauigkeit und Verunreinigungen von einer idealen Blechoberfläche abweicht, ist dieser Umstand auch für den Benetzungswinkel zu berücksichtigen, bzw. für die Abbildung der realen Verhältnisse notwendig.

Der Einfluss von Rauigkeit und Verunreinigungen auf den Benetzungswinkel wird gemäß [Gru1] durch Vorrück- und Rückzugswinkel beschrieben, die wie folgt definiert sind:

Vorrückwinkel: größter Winkel zwischen Tropfenoberfläche und Blechoberfläche im Gleichgewicht des Tropfens (Dreiphasengrenzlinie maximal)

Rückzugswinkel: kleinster Winkel zwischen Tropfenoberfläche und Blechoberfläche im Gleichgewicht des Tropfens (Dreiphasengrenzlinie minimal)

In dieser Anwendung hat der Vorrückwinkel die entscheidende Bedeutung, da dieser beim Imprägnieren durch das im Blechspalt vorrückende Harz gebildet wird.

Gemäß Abbildung 7-13 und 7-14 lässt sich aus

$$\alpha_{\text{Vorrück}} = \alpha + 180^\circ - \delta \quad (7-10)$$

der für diese Anwendung maßgebliche Benetzungswinkel bestimmen.

Aus der Rauigkeitmessung der verwendeten Bleche ergibt sich für den eingeschlossenen Winkel δ an der Rauigkeitsspitze:

$$\delta = 30^\circ$$

Wird der Vorrückwinkel optisch für diese Anwendung an Versuchsmustern gemessen, erhält man:

$$\alpha_{\text{Vorrück}} = 191^\circ$$

Mit Gleichung (7-9) ergibt sich der hier vorliegende Benetzungswinkel [Bern1] unter Berücksichtigung von Rauigkeit und Verunreinigung.

$$\rightarrow \alpha = 41^\circ$$

Dieser Benetzungswinkel ist also bei der Berechnung des Kapillardruckes gemäß Gleichung (7-4) zu berücksichtigen.

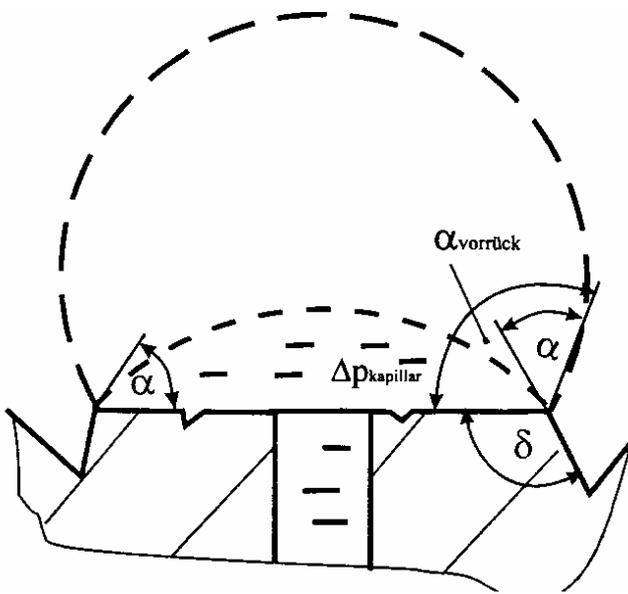
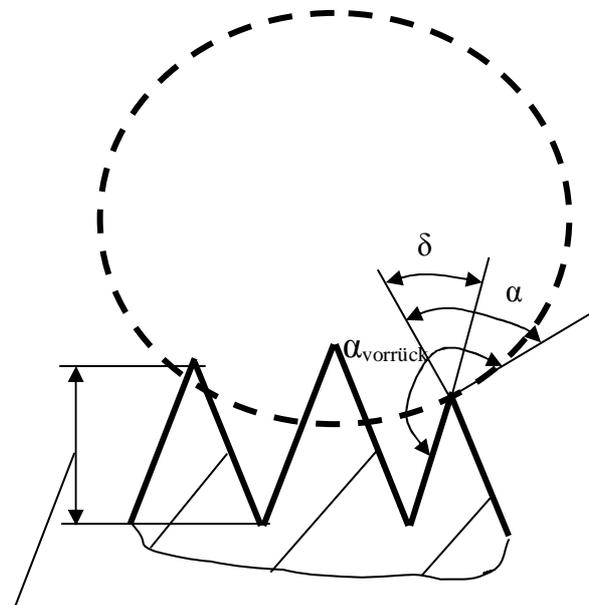


Abb. 7-13 Tropfen auf einer beliebigen Oberfläche [Gru1]



Rautiefe durch Blechrauigkeit
oder Verunreinigung ca. 0,006 mm

Abb. 7-14 Tropfen auf der Oberfläche der verwendeten Bleche

7.4.7 Dynamischer Benetzungswinkel bei einer sich ausbreitenden Flüssigkeit

Das Benetzen der Blechoberfläche im Blechpaket geschieht nicht statisch, sondern wird beim Imprägnieren durch die fließende Harzmasse erreicht. Durch diesen dynamischen Prozess wird natürlich auch der sich einstellende Benetzungswinkel beeinflusst.

Der sich somit ergebende dynamische Benetzungswinkel ist abhängig von der Oberflächenrauigkeit der Bleche und der Viskosität des Harzes, die wiederum temperaturabhängig ist.

Es wird eine Näherung für Wasser mit der Geschwindigkeit der Flüssigkeit beim Eindringen in die Bleche dargestellt.

Für Wasser ergibt sich folgende Abhängigkeit beim Aufsteigen in einem Kapillarröhrchen mit einem Durchmesser von 2 mm[Gru1]:

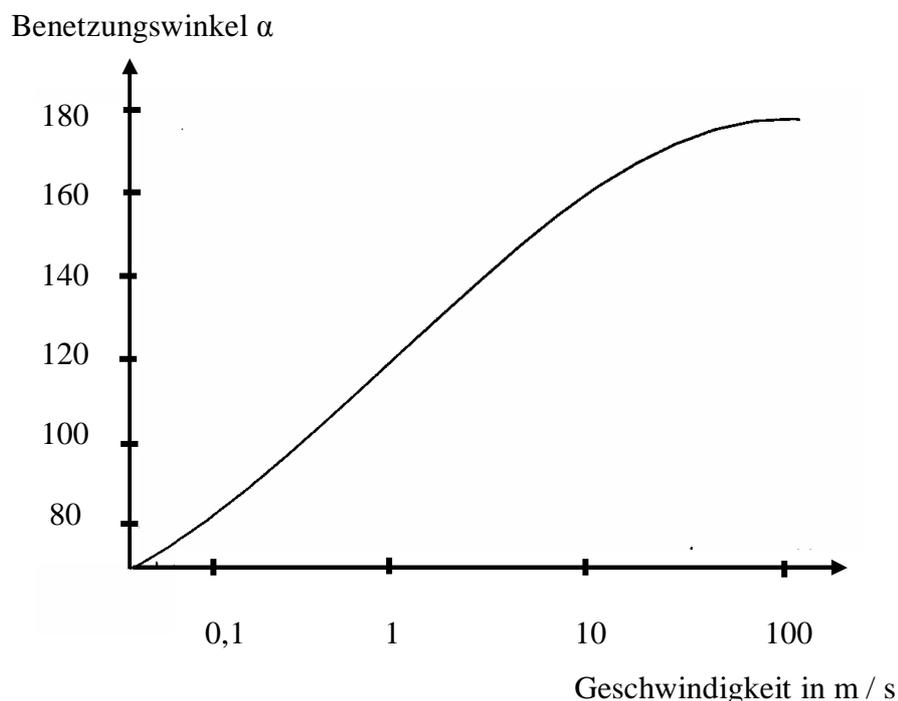


Abb. 7-15 Benetzungswinkel in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit des Wassers

Ab einer Geschwindigkeit von 0,1 m / s für Wasser wird der Benetzungswinkel größer als 90 Grad, wodurch keine Kapillarwirkung (kapillarer Unterdruck) mehr vorliegt. Durch einen statischen Vergleich des Benetzungswinkels von Harz und Wasser auf einer Glasoberfläche kann man eine Analogiebetrachtung durchführen. Bei einer höheren Viskosität des Harzes ist anzunehmen, dass sich durch den zäheren Tropfen ein kleinerer Benetzungswinkel bei gleicher Geschwindigkeit einstellt. Das heißt, liegt beim Imprägnieren die Eindringgeschwindigkeit des Harzes unter 0,1 m / s, wird auch der kapillare Unterdruck zum Imprägnieren ausgenutzt. Die Kapillarwirkung unterstützt folglich das Eindringen des Harzes zwischen die Bleche. Die Eindringgeschwindigkeit wird über das Vakuum beim Imprägnieren, beziehungsweise den anschließenden Überdruck, gesteuert. Liegt sie über 0,1 m / s wird keine Kapillarwirkung mehr wirksam.

7.4.8 Kapillarkraft aus kapillarem Druck als Abschätzung angewendet auf Blechring

Nach dem Imprägnierprozess muss das Blechpaket handhabbar sein, um es z.B. dem Aushärteprozess zuzuführen. Da die Anpresskraft der Vorrichtung von 1 kN nicht unbedingt ausreicht, um das Blechpaket anzuheben, soll hier kontrolliert werden, durch welche senkrechte Kraft zur Blechebene die Bleche sich im Blechstapel wieder lösen würden.

Mithilfe von Gleichung (7-7) und (7-8) erhält man gemäß Anhang:

$$F_{\text{kapillar}} = \Delta p_{\text{kapillar}} \cdot A_{\text{Ringfläche}}$$

$$F_{\text{kapillar}} = 1,27 \cdot 10^3 \text{ N}$$

Das heißt, es werden 1,27 kN benötigt, um zwei imprägnierte Blechringe in senkrechter Richtung zur Blechebene wieder zu trennen.

Ein einmal imprägniertes Blechpaket ist also über die Kapillarkraft des Harzes sehr fest miteinander verbunden. Dies wird durch den kapillaren Unterdruck zwischen den Blechlamellen ermöglicht, der die Blechlamellen zusammenhält. Man kann also

ein imprägniertes und noch nicht ausgehärtetes Blechpaket durchaus handhaben, ohne dass sich Blechschichten lösen. Dies gilt natürlich nur senkrecht zur Blechebene. Parallel zur Blechebene ist ein Verschieben möglich.

7.4.9 Zusammenhang zwischen Oberflächenspannung und dynamischer Viskosität

Die Viskosität des Harzes hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Imprägnier- bzw. Eindringfähigkeit des Harzes zwischen die Blechlamellen. Da die Viskosität in der bisherigen Betrachtung noch nicht berücksichtigt wurde, soll hier versucht werden, eine Beziehung der Viskosität zu der zum Kapillardruck proportionalen Oberflächenspannung herzustellen.

Für die dynamische Viskosität gilt:

$$\eta = T / (dv / dx) \quad (7-11)$$

wobei $T = F / A$ Scherspannung und dv / dx die Geschwindigkeitsänderung einer Messkugel über eine Strecke x ist.

Des Weiteren gilt, dass die Viskosität eines Epoxidharzes umso größer ist, je langkettiger die Moleküle sind.

Annahme: $[\sigma \sim \eta]$ bei $\sigma \sim T = F / A$

Das heißt, die Oberflächenspannung ist proportional zur Scherspannung, wenn kurzkettige Moleküle vorhanden sind und die Viskosität klein ist. Je zäher eine Flüssigkeit, umso höher ist die Oberflächenspannung. Das verwendete Epoxidharz besteht aus kurzkettigen Molekülen und hat eine Viskosität von 2000 - 3000 Pa·s.

Sind langkettige Moleküle vorhanden, wird die Ausbildung der Oberflächenspannung durch die langen Ketten behindert. Des Weiteren sind sie nur schlecht zum Imprägnieren, d.h. zum Eindringen in schmale Spalten geeignet.

Die Imprägnier- bzw. Eindringfähigkeit des Harzes kann sehr gut durch die mittlere Fließgeschwindigkeit nach d'Arcy [Neitz1] beschrieben werden.

Sie ist umgekehrt proportional zur dynamischen Viskosität η , das heißt bei hoher Viskosität ist die Fließgeschwindigkeit gering und es ist eine längere Imprägnierzeit notwendig.

$$v = (K / \eta) \cdot (\Delta p / \Delta L) \quad (7-12)$$

- v : mittlere Geschwindigkeit des Harzes
 η : dynamische Viskosität des Harzes
 $\Delta p / \Delta L$: Druckgradient in Fließrichtung hier: Radial zum Blechring (30mm)
 K : Permeabilität in Fließrichtung, hier: Durchlässigkeit des Blechstapels, welche der Summe der Querschnittsflächen A_{ring} der Blechspalte gemäß Abbildung 7-4 und 7-8 entspricht

Die Gleichung (7-12) beschreibt somit den dynamischen Prozess des Fließens des Harzes beim Eindringen in die Spalte des Blechstapels und erlaubt eine Abschätzung der notwendigen Imprägnierzeit, um eine vollständige Benetzung zu gewährleisten.

Fazit:

Zum Imprägnieren der Bleche sollten somit kurzkettige Harze mit geringer Viskosität (2.000 - 3.000 Pa s bei 20° C) verwendet werden.

Sie ermöglichen eine für die Kapillarkwirkung notwendige hohe Oberflächenspannung und eine hohe Fließgeschwindigkeit des Harzes beim Imprägnierprozess.

8 Ausblick auf den Fertigungsablauf für eine Großserienfertigung des Statorpaketes mit integrierter Wasserkühlung

8.1 Anlagen - Layout

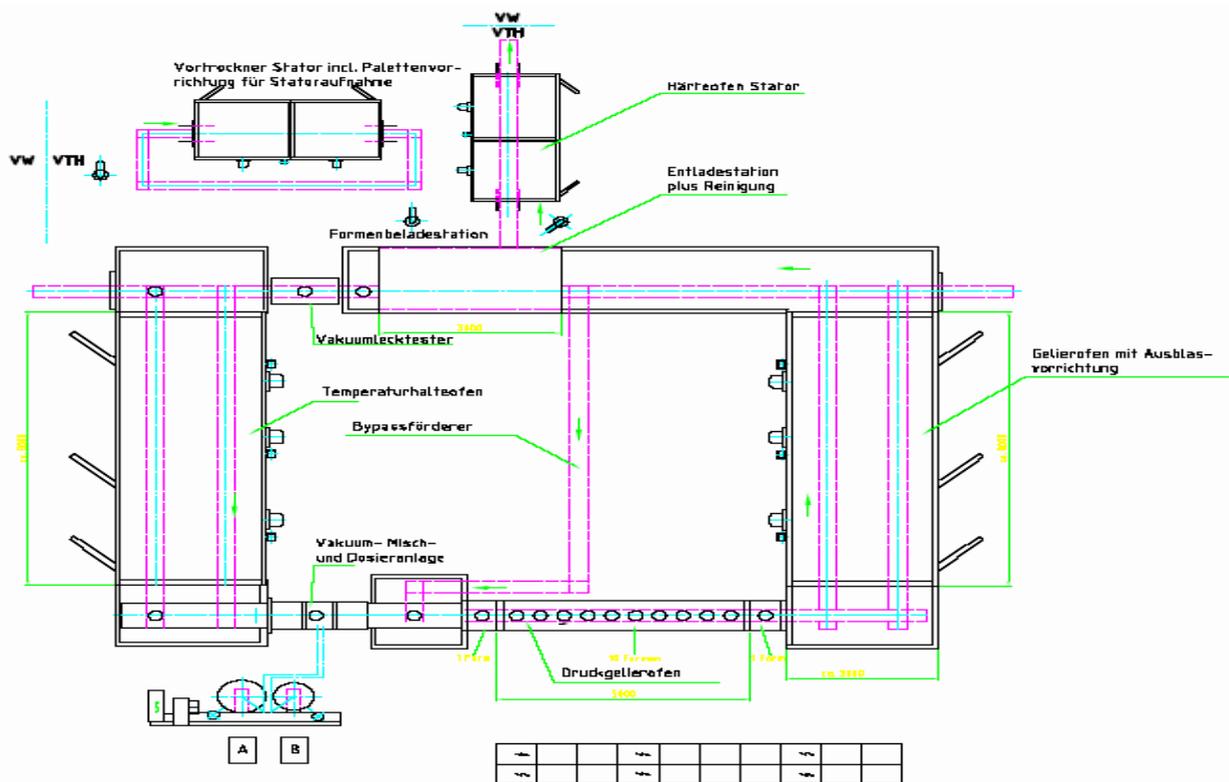


Abb. 8-1 Aufbau der Anlage

Zurzeit wird der in Kapitel 7 beschriebene Verfahrensablauf in einer Laboranlage mit Aufbereitungs- und Imprägnierbehälter durchgeführt.

Dieses Verfahren kann für eine Großserienfertigung auch im Durchlaufverfahren durchgeführt werden.

Ein Anlagenkonzept, wie oben dargestellt, wurde mit der Firma Hübers, Bocholt erarbeitet, die im Bereich Vakuum-Druck-Imprägnieranlagen zu den führenden Herstellern zählt.

Mit den unter Kapitel 6.4 bereits dargestellten Prozessparametern ergibt sich folgender Ablauf:

- der nach dem Stanzprozess bereits gestapelte Stator wird in einer Haltevorrichtung an die Imprägnieranlage angeliefert
- in einem Vorwärmofen wird der Stator mit Haltevorrichtung auf Prozesstemperatur gebracht
- die umlaufende Gießform wird mit dem Stator bestückt
- die Gießform wird mit Überdruck auf eine mögliche Leckage geprüft
- die Gießform wird im Temperaturhalteofen auf Prozesstemperatur gehalten
- an der Gießstation wird die Gießform evakuiert und mit dem aufbereiteten Gießharz befüllt
- im Druckgelierofen wird auf die Harzoberfläche in der Gießform Druck aufgebracht und der Gelierprozess des Harzes eingeleitet
- in einem weiteren Ofen wird das Harz aus den Kühlkanälen ausgeblasen und der Gelierprozess abgeschlossen
- nach einem Aufenthalt im Temperaturhalteofen wird der Stator aus der Gießform entnommen und dem Aushärteofen zugeführt
- die Gießform wird gereinigt und wieder dem Beladen mit einem weiteren Stator zugeführt.

8.2 Harzaufbereitung

Die Harzaufbereitung erfolgt in der Vakuum - Misch- und Dosieranlage gemäß Abbildung 8-1, in der Harz und Härter unter Vakuum blasenfrei aufbereitet werden.

Dosierpumpen und -mischer führen die beiden Gießharzkomponenten im richtigen Mischungsverhältnis kurz vor der Gießstation zusammen.

8.3 Vakuum-Imprägnieranlage

Sie bildet als Gießstation den Kern der ganzen Anlage. Hier wird die Gießform evakuiert, das Gießharz eingefüllt und somit der Imprägnierprozess durchgeführt.

8.4 Gelierofen

Beim Durchlaufen des Gelierofens wird durch Aufbringen von Druck auf die Oberfläche des in der Gießform befindlichen Harzes der Imprägnierprozess abgesichert und der Gelierprozess des Harzes eingeleitet.

8.5 Aushärteofen

Im Aushärteofen wird das Epoxidharz abhängig von Temperatur und Zeit komplett vernetzt und erhält somit seine endgültige Festigkeit.

9 Nachweis der Betriebsfestigkeit und der Einsatzfähigkeit des Statorpaketes unter den Belastungen im KFZ

9.1 Messungen der Wärmeabfuhr an gefertigten Statoren

9.1.1 Elektrolech mit 6,5 Prozent Si - Anteil

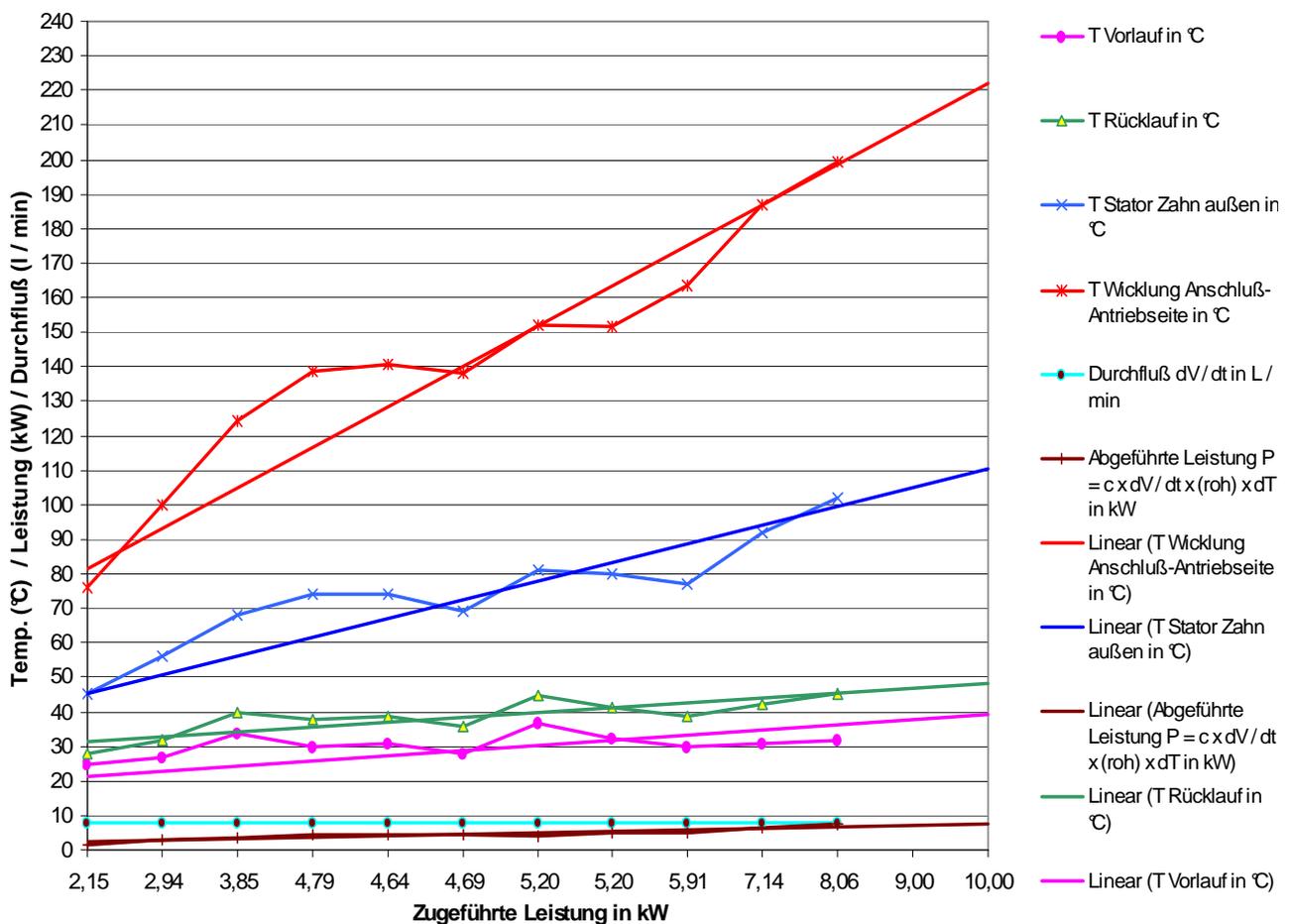


Abb. 9-1 Messung der Wärmeabfuhr an einem Stator mit 6,5 - prozentigem Si - Elektrolech

Der Stator wird über die Wicklung geheizt, d.h. es wird nur Ohm'sche Leistung zugeführt.

Nach Messungen an einem Probestator lässt sich nach Gleichung (5-7) mit dem Durchfluss und den Temperaturen des zugeführten und abgeführten Wassers die abgeführte Leistung berechnen. Zusätzlich werden die Statortemperatur am Außenmantel (Mitte Stator) sowie die Wicklungstemperatur über einen in der Wicklung eingebrachten Temperatursensor (Ohm'scher Widerstand) gemessen.

Es ist ersichtlich, dass die Wicklungstemperatur wesentlich schneller steigt als die Temperatur am Stator. Dies hat verschiedene Gründe:

- Die Ohm'sche Leistung im Wickelkopf beträgt 25 Prozent der Gesamtleistung, kann aber nicht direkt an das Blech abgegeben werden, sondern muss erst über Wärmeleitung an das Statorblech geführt werden
- Der Wickelkopf ist mit einer ca. 2 mm dicken Harzschicht umgeben, wodurch kaum Wärme direkt an die Luft abgeführt werden kann
- Die schlechte Wärmeleitung des Elektrobleches von $\lambda = 18 \text{ W / m K}$ behindert die Wärmeleitung zum Wasserkanal insgesamt

Da die Isolierstoffe im Wickelkopf nur bis zu 180° C ausgelegt sind, kann der Stator auf diese Weise nur bis zu einer Verlustleistung von ca. 7 KW zuverlässig betrieben werden.

9.1.2 Elektrolech mit 3 Prozent Si - Anteil

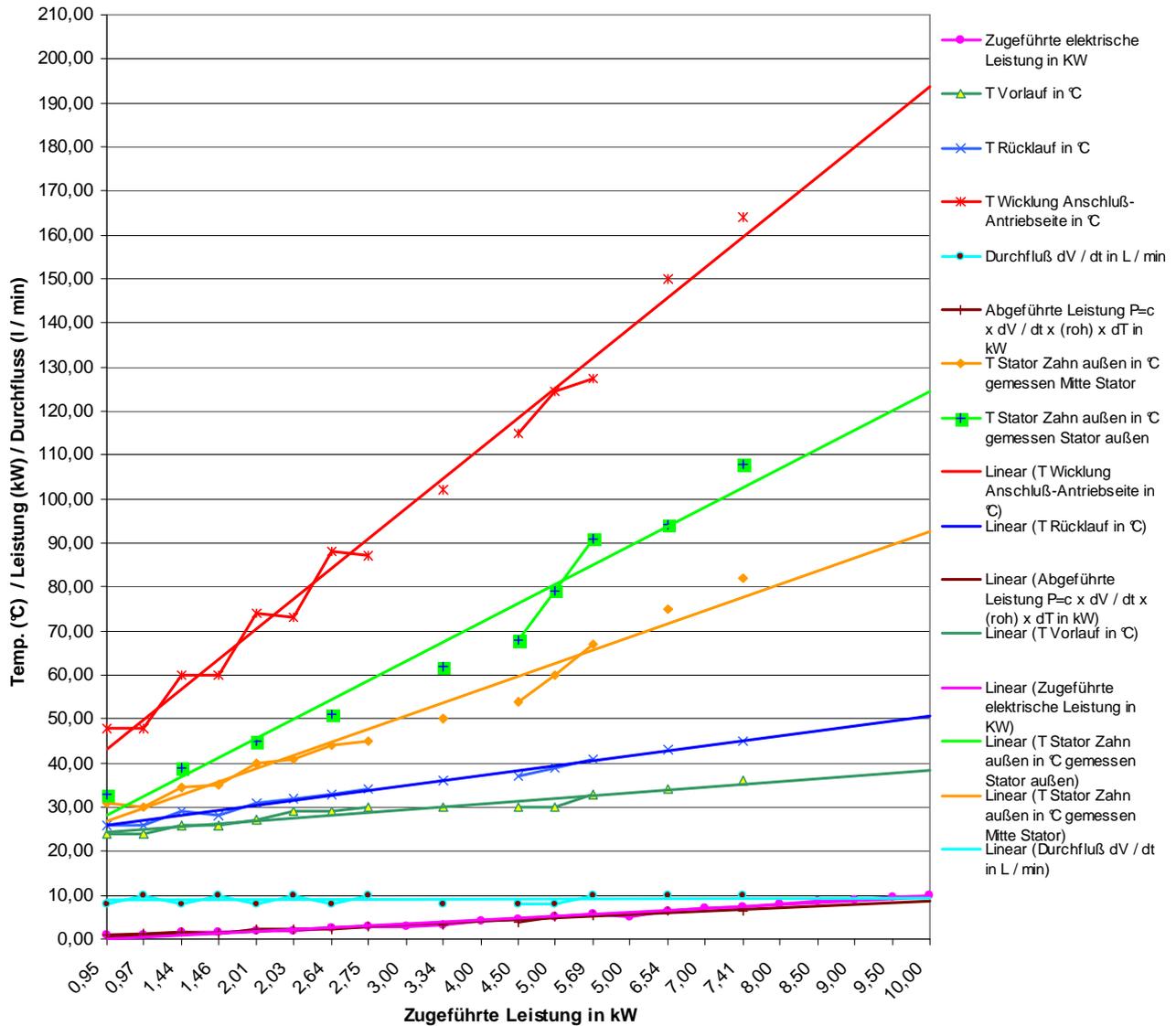


Abb. 9-2 Messung der Wärmeabfuhr an einem Stator mit 3 - prozentigem Si - Elektrolech

Die Abbildung 9-2 zeigt entgegen der ersten Messung die Statoraußentemperatur nicht nur in der Statormitte, sondern auch im Außenbereich (in Wickelkopfnähe gemessen).

Grundsätzlich ergeben sich ähnliche Werte wie in der ersten Messung, doch auf geringerem Temperaturniveau:

- die Wärmeleitung des Elektrobleches ist mit $\lambda = 28 \text{ W / m K}$ wesentlich besser
- da ansonsten keine Änderungen am Statoraufbau vorgenommen wurden, ist auch weiterhin die Temperaturzunahme im Wickelkopf wesentlich stärker als im Stator selbst
- eine ähnliche Tendenz auf mittlerem Niveau erkennt man an der Statoraußen-temperatur im Außenbereich des Stators

Um eine errechnete Wärmeabfuhr von 10 kW Ohm'scher Wärme erreichen zu können, muss gemäß Diagramm 9-2 die Temperatur im Wickelkopf durch eine geeignete Wickelkopfkühlung um mindestens 20° C abgesenkt werden, damit die Isolierstoffe im Wickelkopf die Gebrauchstemperatur von 180° C nicht überschreiten. Dies geschieht bei einer maximalen Wassertemperatur von 50° C.

9.2 Ableitung der Belastungen aus Fahrzyklen

Die Fahrzyklen für ein KFZ werden charakterisiert durch eine Drehmomenten-Drehzahl - Kennlinie. Daraus ergeben sich im Wesentlichen folgende Abhängigkeiten für eine sich im Antriebsstrang befindliche E - Maschine:

- **Drehmoment M** \rightarrow Strom I \rightarrow Ohm'sche Verlustleistung P_{ohm}
 \rightarrow **Temperatur der Wicklung T_{wi}**
- **Drehzahl n** \rightarrow Schaltfrequenz f \rightarrow Blechverluste P_{Bl}
 \rightarrow **Temperatur des Bleches T_{Bl}**

Zusätzlich erhöht die wesentlich wärmere Wicklung die Temperatur des Blechs. Die Belastung des Statorpaketes durch die hohen Temperaturen ist durch die Temperaturverteilung im Statorpaket ortsabhängig und tritt mit der Häufigkeit einer bestimmten Temperatur auf.

Die Temperaturbelastung führt zu unterschiedlichen Dehnungen im Statorpaket und somit zu mechanischen Belastungen der Klebung der Bleche und der Isoliermaterialien der Wicklung.

Bei erhöhter Belastung der Klebung kann die Klebung stellenweise versagen, wodurch die Dichtigkeit des Kühlsystems nicht mehr gewährleistet ist.

Des Weiteren führen höhere Temperaturen je nach Häufigkeit ihres Auftretens zu beschleunigter Alterung der verwendeten Materialien.

Dadurch wird möglicherweise nach einer gewissen zeitlichen Belastung die Anforderung der Spannungsfestigkeit zwischen Leitern und Statorpaket nicht mehr erreicht.

9.3 Umsetzung der Belastungen aus einem Prüfzyklus

Wie in Kapitel 9.2 beschrieben, entsteht eine ortsabhängige Temperaturverteilung im Statorpaket. Diese wurden bei maximaler Leistung mittels FEM berechnet und sind in den Abbildungen 9-3 und 9-4 dargestellt.

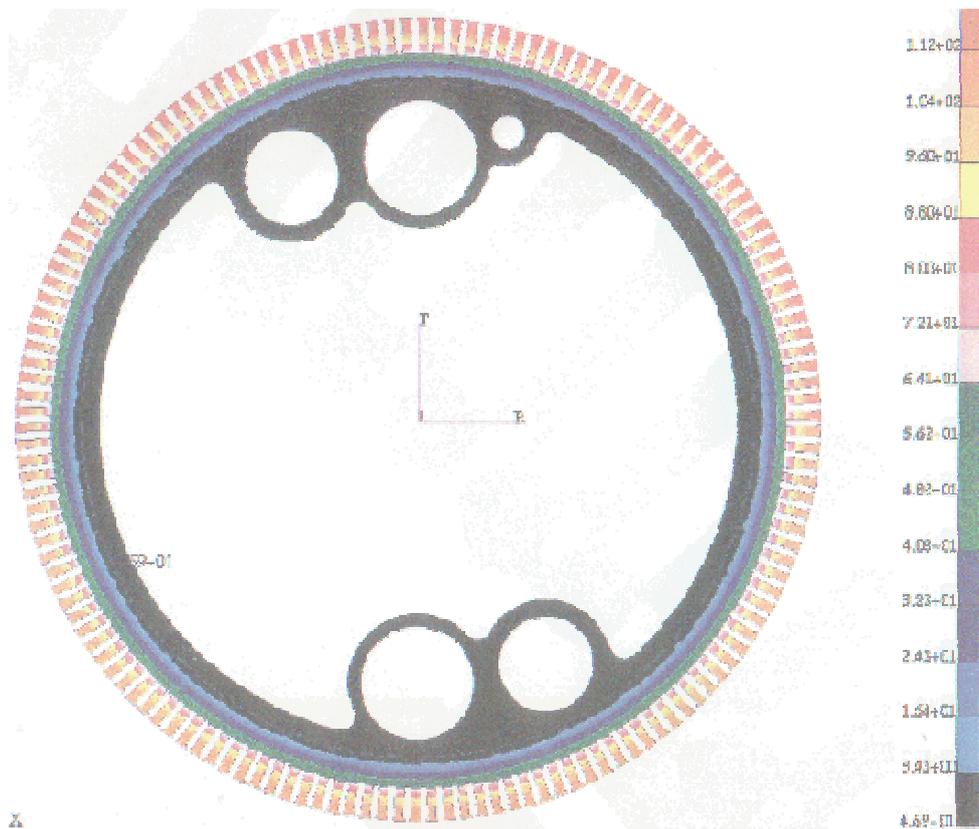


Abb. 9-3 Temperaturverteilung im Statorpaket in radialer Richtung in °C
(Ansys V8.1)

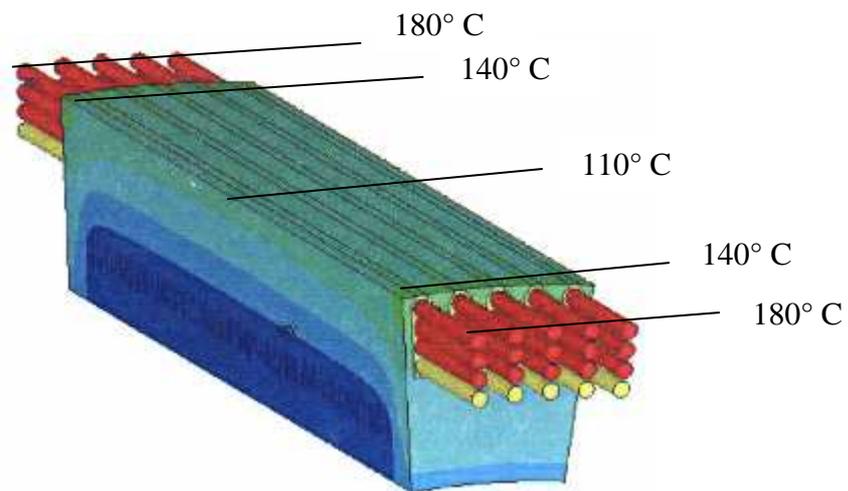


Abb. 9-4 Temperaturverteilung im Statorpaket in axialer Richtung (Ansys V8.1)

Die unterschiedliche Temperaturverteilung im Statorpaket führt zu unterschiedlichen Dehnungen der Bleche und der Klebungen. Diese sind in Abbildung 9-5 für einen Statorabschnitt aus drei Blechen berechnet worden. Insgesamt ergeben sich bei den in Abbildung 9-3 und 9-4 angegebenen Maximaltemperaturen Dehnungen von ca. 0,1 mm für die Bleche und ca. 0,1 mm für die Klebung in axialer Richtung am Statorpaket - Außenmantel.

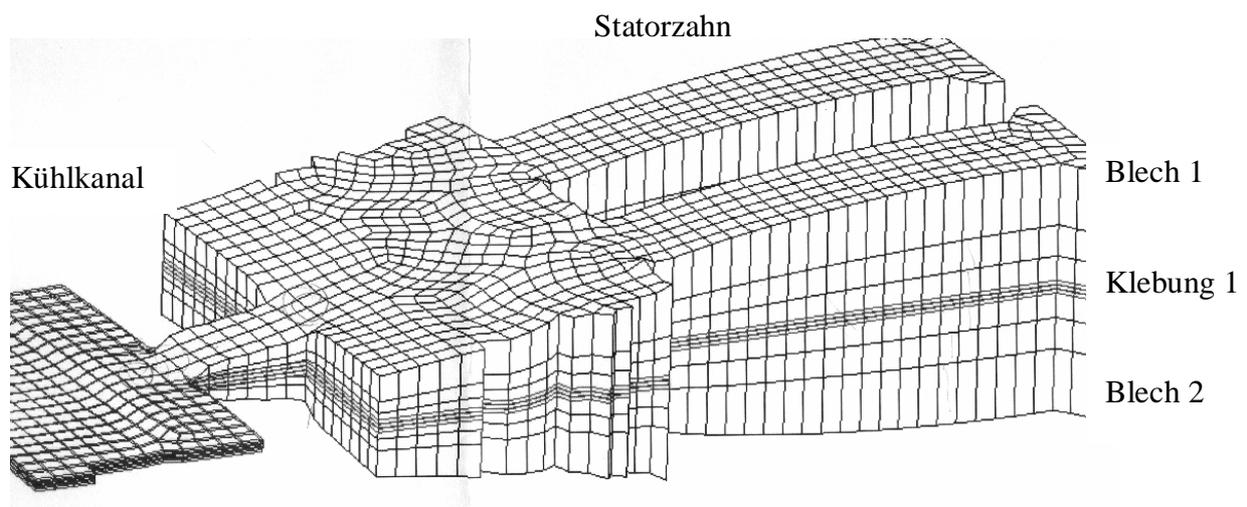


Abb. 9-5 Dehnungen im Statorpaket (Ansys V8.1)

Die unterschiedlichen Dehnungen führen bei den in Kapitel 9.1 durchgeführten Messungen zur teilweisen Beschädigung der Blechklebungen von der Statorinnenseite aus. Die Dichtigkeit ist dann abschnittsweise (3 - 4 Klebungen) nicht mehr gewährleistet.

Je nach Ort im Statorpaket kann gemäß Abbildung 9-3 und 9-4 eine Temperatur-Häufigkeitsverteilung erstellt werden. Diese ist beispielhaft in Abbildung 9-6 dargestellt:

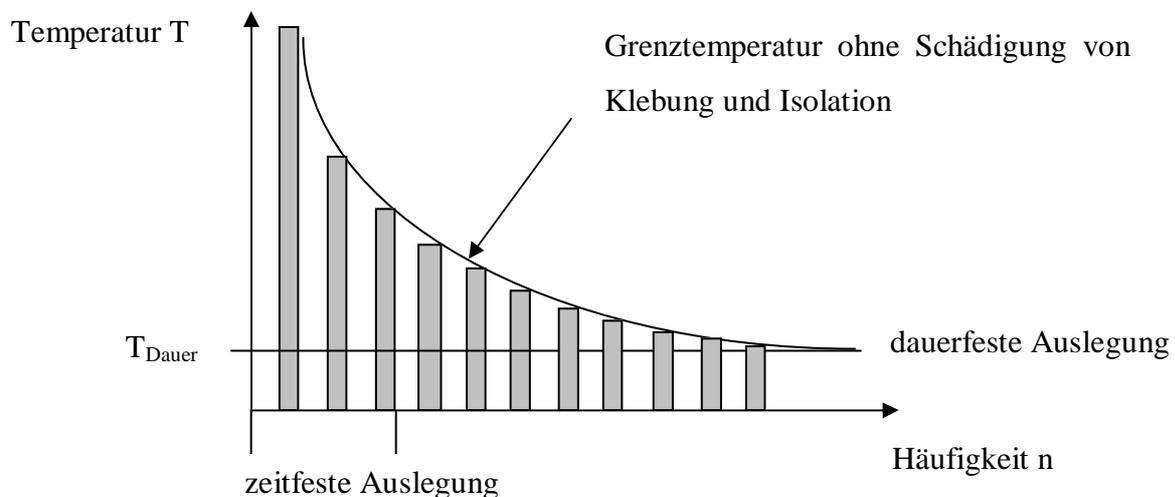


Abb. 9-6 Temperatur-Häufigkeitsverteilung im Statorpaket

Die Häufigkeit n für eine bestimmte Temperatur ergibt sich in Abbildung 9-6 aus der Belastung des Fahrzeugs und dem Messort am Statorpaket.

Diese Temperatur-Häufigkeitsverteilung wird für ein Automobil in folgender Weise abgeleitet:

Jeder Automobilhersteller testet seine Aggregate und kompletten Fahrzeuge mit Fahrzyklen, die einen Querschnitt durch die verschiedenen Fahrsituationen eines Fahrzeuglebens darstellen. Diese werden üblicherweise durch eine Geschwindigkeits - Zeit - Darstellung $v(t)$ beschrieben. Durch Ableitung nach der Zeit erhält man eine Beschleunigungs - Zeit - Darstellung $a(t)$.

Mit Hilfe der Fahrzeugmasse und der Übersetzung vom Rad zum Getriebe bekommt man aus:

$$F = m \cdot a \quad (9-1)$$

eine Kraft-Zeit-Darstellung $F(t)$.

Aus dieser lässt sich mit

$$F = B \cdot I \cdot L \quad (9-2)$$

$$\text{und } f = 1 / t \quad (9-3)$$

eine Strom - Frequenz - Verteilung $I(f)$ ermitteln.

Zu den Stromwerten dieser Verteilung werden zu den Blechverlusten äquivalente Stromwerte mit:

$$P(f)_{\text{Blechverluste}} = I_{\text{Blech}}^2 \cdot R \quad (9-4)$$

abhängig von der jeweiligen Frequenz hinzu addiert.

Diese Blechverluste werden aus Messungen an Statoren ohne Wicklung ermittelt.

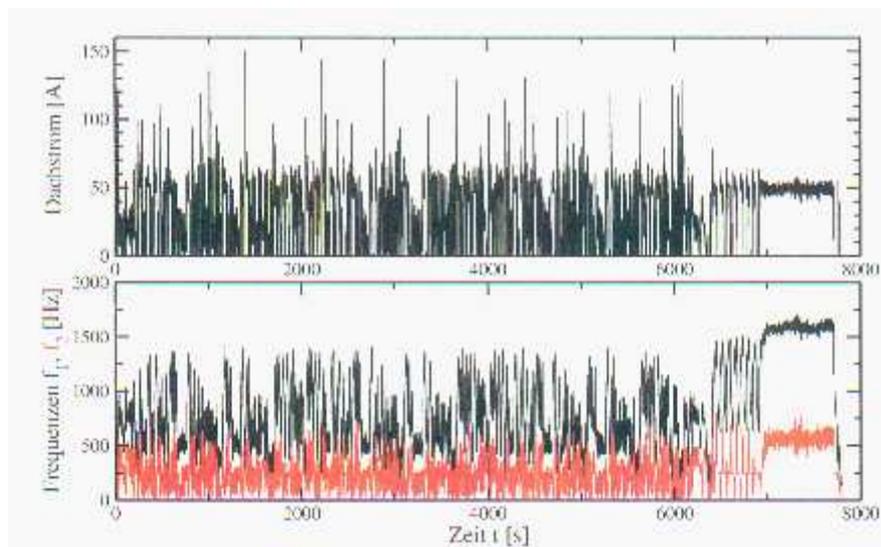


Abb. 9-7 Strom - Frequenz - Verteilung

Diese Strom - Frequenz - Verteilung ist nun Grundlage für Messungen an den innen-gekühlten Statoren.

Durch Heizen der Wicklung der Statoren gemäß dieser Verteilung und gleichzeitiges Kühlen über die Kühlkanäle kann die Belastung der Statoren simuliert werden.

Ortsabhängig erhält man, wie in Abbildung 9-6 dargestellt, eine Temperatur-Häufigkeitsverteilung, wobei die Häufigkeit n die Anzahl des Auftretens einer bestimmten Temperatur in Schritten von hier ausreichenden 5°C darstellt.

Versagenskriterium des Stators ist eine nicht mehr ausreichende Spannungsfestigkeit unter 1200 V, die zum Beispiel durch eine Teilentladungsmessung gemessen wird und eine Schädigung der Klebung der Bleche.

Durch eine Vielzahl gemessener Statoren kann eine Grenzkurve bzw. eine dauerfeste Temperatur gemäß Abbildung 9-6 ermittelt werden, die eine Aussage über die Lebensdauer der innengekühlten Statoren erlaubt.

Aus den Abbildungen 9-3 und 9-4 ist ersichtlich, dass die größten Temperaturen im Statorpaket am Außenmantel im Bereich der Wickelköpfe auftreten. Diese führen zu den größten Spannungen in der Statormitte in axialer Richtung gesehen.

Für eine näherungsweise Auslegung reicht also die Betrachtung dieser Temperaturverteilung und deren Häufigkeitsverteilung aus.

9.4 Beurteilung der Ergebnisse der Prüfzyklen

Um eine dauerfeste Auslegung zu erreichen, müssen die Temperaturunterschiede im Statorpaket minimiert werden. Dies geschieht einerseits durch die Minimierung der Verlustwärme, die bereits ein Auslegungskriterium ist und zum anderen mit einer besseren Wärmeabfuhr durch:

- eine Wickelkopfkühlung, die direkt die heißeste Stelle des Statorpaketes kühlt
- einen besseren Wärmeübergang zum Wasser (Strömungsbedingungen)
- eine bessere Wärmeleitung (Reduzierung der Isolationsdicken, Verwendung einer geeigneten Blechsorte)

Bis auf die Wickelkopfkühlung wurden alle anderen Kriterien bereits optimiert.

Eine solche Wickelkopfkuhlung kann durch einen Ölkanal mit direktem Kontakt zur Wicklung und einen elektrisch isolierten Wasserkanal im Wickelkopf realisiert werden.

Weitere Maßnahmen für eine dauerhafte Auslegung durch Erhöhung der mechanischen Festigkeit / Steifigkeit können sein:

- höhere Klebefestigkeit der Blechklebung durch Reinigung der Bleche mit Ultraschall und Aceton sowie Verwendung eines Haftvermittlers wie z.B. 3 - Glycidoxypropyl - trimethoxysilane [Bern1]
- Bandagierung des Stators mit Hilfe einer Glasfaser-Bandage durch den Nutgrund und die Statorinnenseite

10 Zusammenfassung und Ausblick

Elektrische Maschinen für mobile Anwendungen werden immer wichtiger, zumal diese Möglichkeiten zur Energieeinsparung und zur Verringerung des Schadstoffausstoßes bieten. Damit Sie in mobilen Anwendungen einsetzbar sind, müssen sie wesentlich kompakter werden. In diesem Zusammenhang sind effektive Kühlungen unabdingbar, um die Grenztemperaturen der eingesetzten Materialien nicht zu überschreiten.

Die hier dargestellte Kühlung erreicht durch eine Wasserkühlung direkt in der Blechebene des Statorpaketes der elektrischen Maschine eine hohe Effektivität.

Die vorliegende Arbeit soll neben dem Nachweis der Machbarkeiten mit der beschriebenen Kühlung von elektrischen Maschinen auch beispielhaft die Möglichkeit bieten, ähnliche Kühlungen auszulegen.

Dazu sind die wesentlichen Grundlagen im Kapitel 7.4 beschrieben:

Sind die Oberflächenspannung und der Benetzungswinkel nach den beschriebenen Verfahren bestimmt worden, so kann mit Hilfe des Kapillardrucks

$$p = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos(\alpha)}{d} \quad (10-1)$$

und dem notwendigen Ausblasdruck gemäß Kapitel 7.4.5 der mindestens benötigte Blechabstand anhand von Abbildung 7-12 festgelegt werden.

Ist der Benetzungswinkel nicht bekannt, so kann dieser als Maximalwert gemäß Abbildung 7-12 bei angenommenem Blechabstand festgelegt werden.

Dieser Benetzungswinkel darf durch die Kombination von Gießharz und Blechoberfläche, die durch Rauigkeit und Verunreinigung beeinflusst wird, nicht überschritten werden.

Wichtig für den Einsatz eines Statorpakets mit integrierter Kühlung im KFZ ist das Erreichen einer annähernd gleichmäßigen Temperaturverteilung im Statorpaket. Für eine dauerhafte Auslegung des Statorpakets kann diese Temperaturverteilung durch

Bestromen der Statorwicklung mit einer aus den Fahrzyklen eines KFZ abgeleiteten Strombelastung überprüft werden.

Ortsabhängige Temperatur - Häufigkeitsverteilungen gemäß Abbildung 9-6, die an einer Vielzahl von Prüflingen ermittelt wurden, führen zu konstruktiven Änderungen, um eine zeitfeste bzw. dauerfeste Auslegung des Statorpakets zu gewährleisten. Versagenskriterien sind dabei die Spannungsfestigkeit der Wicklung sowie die Verklebung der Blechebenen.

Sehr hohe Temperaturen mit geringer Häufigkeit sind dabei genauso schädlich wie geringe Temperaturen mit hoher Häufigkeit. Allerdings ist unterhalb einer dauerfesten Temperatur kein Ausfall der Statorpakete zu erwarten.

11 Quellennachweis

- [Berg1] Bergmann – Schäfer, Lehrbuch der Experimentalphysik, Band 1, Verlag de Gruyter, S. 443, 1990
- [Berg2] Bergmann – Schäfer, Lehrbuch der Experimentalphysik, Band 1, Verlag de Gruyter, S. 446, 1990
- [Bern1] Berndt, C., Bestimmung des Benetzungswinkels, Studienarbeit, Fachgebiet Mikrotechnik, TU Berlin, 2004
- [Neitz1] Neitzel, M., Flüssigimprägnierung mit Duro- und Thermoplasten, Institut für Verbundwerkstoffe, Kaiserslautern, 2001
- [Gru1] Grutzeck, H., Fluidisches Greifen in der Mikrosystemtechnik , VDI-Verlag, S. 37 - 39, Düsseldorf, 2000
- [Gerst1] Gersten, K., Einführung in die Strömungsmechanik, Vieweg Verlag, S. 68, Braunschweig, 1984
- [Gerst2] Gersten, K., Einführung in die Strömungsmechanik, Vieweg Verlag, Tabelle 8: S. 184 - 185, Braunschweig, 1984
- [Ind1] Industrieverband Klebstoffe e.V., Informationsserie des Fonds der Chemischen Industrie, Band 27, Kleben / Klebstoffe, Frankfurt, 2001
- [Pat1] Schulze, B. - G., Dittner, A., Generator - Motor - Kombination, Patentschrift DE 44 08 719, 1994

- [Pat2] Schulze, B. - G., Hanke, S., Stator für eine elektrische Maschine, Europäische Patentanmeldung EP 1 003 271, 1999
- [Pat3] Stöhr, G., Verfahren zum Imprägnieren von Blechpaketen mit integriertem Wasserkanal, Offenlegungsschrift DE 102 15 461 A 1, 2003
- [Dub1999] Dubbel, Taschenbuch des Maschinenbaus, Abschnitt Strömungsmechanik, 1999
- [Ste1] Steiger, Wolfgang; Böhm, Tobias; Schulze, Bernd-Guido: Direkthybrid – eine Kombination von Verbrennungsmotor mit einem elektrischen Getriebe. 15. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentechnik, Aachen 2006

12 Anhang

zu Kapitel 7.4.5

Die Rechnung für den Druckverlust im Einzelnen:

$$A1 = 1$$

$$A2 = 3$$

$$\xi_1 = \left(1 - \frac{A1}{A2}\right)^2 \quad \xi_2 = 0,45$$

$$\xi_g := 30 (\xi_1 + \xi_2) \quad \xi_g = 26,833$$

$$A_k = 3 \text{ mm}^2$$

aus Durchfluss 4 l / min

$$w = \frac{4 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3}{30 \cdot 60 \text{ s} \cdot A_k} \quad w = 0,741 \text{ m s}^{-1}$$

$$\rho = 3,8 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 10^3$$

$$\Delta p_g = \xi_g \cdot \rho \cdot \frac{1}{2} w^2 \quad \Delta p_g = 2,797 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$F_a = \Delta p_g \cdot A_k \quad F_a = 0,084 \text{ N}$$

$$F_A = \Delta p_A \cdot A_{\text{Kanal}} = 0,3 \cdot 0,1 \text{ N / mm}^2 \cdot 3 \text{ mm}^2 = 0,09 \text{ N für einen Wasserkanal}$$

Aus der obigen Gleichung ergibt sich eine Abschätzung für die Minimalkraft, die notwendig ist, um das Harz aus einem Wasserkanal auszublasen. Somit beträgt die Kraft für alle 30 Kanäle nur 2,7 N

Zu Kapitel 7.4.8

Es soll ermittelt werden, mit welcher Kraft ein imprägniertes Blechpaket in axialer Richtung zusammengehalten wird [Gru1].

$$R1 = \frac{d}{2\cos(\alpha)}$$

$$R1 = 6,7 \cdot 10^{-6} \text{ m}$$

$$D = 300 \text{ mm}$$

In der Laplace - Gleichung ist mit R1 sehr viel kleiner als D / 2 der Term 1 / (D / 2) vernachlässigbar.

$$\Delta p_{\text{kapillar}} = \sigma g \left[\frac{1}{R1} - \frac{1}{\left(\frac{D}{2}\right)} \right]$$

$$\Delta p_{\text{kapillar}} = 6 \cdot 10^4 \frac{\text{N}}{\text{m}^2}$$

$$D2 = 240 \text{ mm}$$

$$A_{\text{Ringfläche}} = \frac{\pi (D^2 - D2^2)}{4}$$

$$F_{\text{kapillar}} = \Delta p_{\text{kapillar}} \cdot A_{\text{Ringfläche}}$$

$$F_{\text{kapillar}} = 1,27 \cdot 10^3 \text{ N}$$