

IVW - Schriftenreihe Band 40

Institut für Verbundwerkstoffe GmbH - Kaiserslautern

Martin Latrille

Prozessanalyse und –simulation von
Verarbeitungsverfahren für faserverstärkte
thermoplastische Bändchenhalbzeuge

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Herausgeber: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH
Prof. Dr.-Ing. Alois K. Schlarb
Erwin-Schrödinger-Straße
Universität Kaiserslautern, Gebäude 58
67663 Kaiserslautern

Verlag: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH

Druck: Universität Kaiserslautern
ZBT – Abteilung Foto-Repro-Druck

D-386

© Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern 2003

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISSN 1615-021X
ISBN 3-934930-36-0

**Prozessanalyse und -simulation
von Verarbeitungsverfahren für faserverstärkte
thermoplastische Bändchenhalbzeuge**

Vom Fachbereich für Maschinenbau und Verfahrenstechnik
der Universität Kaiserslautern
genehmigte Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Martin Latrille

aus Rüsselsheim

Tag der mündlichen Prüfung: 31. Juli 2003

Prüfungsvorsitzender: Prof. Dr.-Ing. habil. D. Eifler

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. M. Neitzel

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. J. C. Aurich

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 1998 bis 2003 neben meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (IVW) an der Universität Kaiserslautern.

Ich danke meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Manfred Neitzel, für das mir entgegengebrachte Vertrauen. Mein Dank gilt ebenfalls Herrn Dr. Mitschang für Initiierung des Arbeitsgebietes und für die gewährten Freiräume. Beiden möchte nach meinem frühzeitigen Ausscheiden aus dem IVW für die Möglichkeit zur Beendigung dieser Arbeit danken. Weiterhin gilt mein Dank Herrn Prof. Dr.-Ing. J. C. Aurich für die Übernahme des Koreferats und Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. D. Eifler für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Den Mitarbeitern sowie ehemaligen Mitarbeitern der IVW GmbH und den studentischen Hilfskräften danke ich für die fachlichen sowie auch privaten Gespräche und für die Unterstützung die Sie mir entgegengebracht haben. Für die Förderung verschiedener Forschungsprojekte, auf deren Basis diese Arbeit entstanden ist, danke ich dem Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit, sowie der EU. An dieser Stelle sei auch der Airbus Deutschland GmbH für die Zusammenarbeit und die Unterstützung des Arbeitsgebietes gedankt. Bei Herrn Dr.-Wirtsch.-Ing Guido Beresheim, Herrn Harald Weber, Herrn Dipl.-Ing Martin Schlottermüller, Herrn Torsten Weick, Herrn Dipl.-Ing. (FH) Jens Lichtner und Herrn Dipl.-Ing. (FH) Peter Mang möchte ich mich für die tolle Atmosphäre im Team und die fachliche Unterstützung bedanken.

Ohne die Unterstützung meiner Familie wären die vielen wechselhaften Aufgaben kaum zu bewerkstelligen gewesen. Mein ganz besonderer Dank gilt daher meiner Frau Brigitte, die mich in allen Situationen unterstützt und mich begleitet hat.

Bremen, im August 2003

Martin Latrille

Für Paul und Pit

Kurzfassung

Die Luftfahrtindustrie und die meeresgestützte ölfördernde Industrie, die so genannte Off-Shore Industrie, streben die Einführung bzw. Weiterverbreitung von faserverstärkten Kunststoffen mit thermoplastischer Matrix an. Sowohl Leistungsverbesserung aber auch Kosten- und Gewichtsreduktion sind die Treiber für diese Entwicklung. Der sehr hohe Anspruch an die Qualität der Bauteile bedingt die Verfügbarkeit geeigneter Herstellungsverfahren. Beispiele hierfür sind das Tapelege- und das Wickelverfahren. Beide Prozesse sind allerdings bis heute nur in den Varianten für die Verarbeitung duroplastischer Matrices industriell umgesetzt und etabliert. Die Bauteilherstellung geschieht bei Anwendung von Duroplasten für Hochtemperatur- oder Primärstrukturanwendungen durch eine, dem formgebenden Prozess nachgeschaltete Aushärtung im Ofen oder Autoklav. Thermoplaste bieten jedoch die Möglichkeit zur Einsparung dieses Prozessschrittes durch die in-situ Konsolidierung, d.h. endkonturnahes, formgebendes Ablegen und Verschweißen in einem Schritt. Die Komplexität der Thermoplastprozesse ist jedoch durch die simultane Durchführung zweier Aufgaben erhöht. Deshalb besteht ein großer Bedarf, die theoretischen Hintergründe, das physikalische, thermodynamische und chemische Prozessverständnis stetig grundlegend zu erarbeiten bzw. zu verbessern. Die rein experimentelle Prozessentwicklung an Anlagen industriellen Maßstabs ist aus Kostengründen und dem Problem der mangelhaften Auflösung einzelner Prozessphänomene dafür ungeeignet. Daher wird seit vielen Jahren am Verständnis, der Abstraktion und der Simulation dieser Prozesse gearbeitet. Die dabei entstandenen theoretischen Modellierungen können allerdings nur selten einen Bezug zum realen Prozess nachweisen.

Die vorliegende Arbeit schließt deshalb die Lücke zwischen Simulation und experimenteller Prozessentwicklung. Auf Basis einer vielfach verwendeten mathematischen Beschreibung der thermodynamischen Verhältnisse im Prozess, einer Energiebilanzgleichung, die erstmals in diesem Zusammenhang um die Möglichkeit zur Berechnung von Strahlungsrandbedingungen erweitert wird, beschreibt die Arbeit die Entwicklung eines Prozesssimulationssystems. Das dazu neu entwickelte Finite-Elemente-Methode Programm ProSimFRT, das auf der nicht-linearen Diskretisierung der Energiebilanzgleichung basiert, bildet der Kern eines modularen Prozesssimula-

tionspaketes, welches die ganzheitliche parametrische Berechnung der Temperatur während des gesamten Prozesses und für alle Prozessteilnehmer erlaubt. Thermodynamische Teilaspekte der Verfahren und somit auf rein theoretischem Weg unzugängliche Prozessparameter, wie z.B. konvektive Randbedingungen oder durch eine Wasserstoff-Sauerstoffflamme erzeugte Wärmeströme können mit ProSimFRT semiempirisch ermittelt werden. Die hierfür angewandte Methodik der Simulationskalibrierung bedarf jedoch einer experimentellen Verifikationsmöglichkeit. Daher wird eine neu entwickelte Experimentalplattform vorgestellt. Ein spezieller Thermodynamikprüfstand erlaubt die Ermittlung der Prozessparameter und eine flexible Möglichkeit zum Nachweis der Funktionsfähigkeit der Simulation. Die Integration dieser Parameter zu einem ganzheitlichen Prozessmodell am Beispiel des Thermoplasttapelegens mit kohlenstofffaserverstärktem Polyetheretherketon und die ableitbaren Hinweise für die Prozessentwicklung bilden abschließend die Grundlage für die zukünftige Integration der Simulation in die Gesamtprozesskette.

Abstract

The aerospace industry and the off-shore oil industry are facing the introduction and evolution of fiber reinforced thermoplastics. Performance enhancements as well as cost and weight savings are the drivers behind this development. The high level of requirements concerning the quality of components leads to a need for applicable manufacturing technologies. Filament winding and tape placement are examples for such processes. Both have been successfully industrialized for thermoset materials. Thermoset components for high temperature or primary structure applications are typically manufactured in a multi-step approach. After a geometry determining step consolidation and curing are introduced as further processing steps towards the final component, often using ovens or autoclaves. Being weldable, thermoplastics give the possibility to integrate this multi-step thermoset processes. Hence the complexity of thermoplastic processing is increased, but the potential of saving manufacturing time is obvious. This leads to the need of theoretic background know how about the physical, thermodynamical and chemical phenomena behind the thermoplastic manufacturing technologies. Due to that, since many years worldwide efforts are carried out concerning the understanding, abstraction and simulation of this processes. But, the developed models hardly have a direct relation to real processes.

The present work overcomes the gap between simulation and experimental process development. Based on a widely used mathematical description of the thermodynamics within the processes, an energy balance equation, which is enhanced with radiative boundary conditions for the first time in this context, the present work describes the development of a process simulation tool. The newly developed finite-element program ProSimFRT, which is based on a non-linear discretization of the energy balance equation, serves as kernel of a modular process simulation environment. This package allows the parametric calculation of the temperature fields throughout the whole process and for all process participants. Thermodynamic aspects, hardly available by analytical theory as convective boundary conditions or heat fluxes generated by oxygen-hydrogen flames can be determined semi-empirically with ProSimFRT. The method used for that needs a possibility for experimental investigations. Hence, a thermodynamic test rig is introduced.

This test rig allows the determination of process parameters and delivers a flexible possibility for the validation and verification of the simulation. The integration of this parameters into an overall process model for the thermoplastic tape placement process using carbon fiber reinforced polyetheretherketone and derivable hints for the process development conclude the present work. They are a baseline for the future integration of the simulation into the manufacturing process.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung.....	1
1.1	Einführung.....	1
1.2	Aktuelle und geplante Anwendungen und Bauteile	2
1.2.1	Luftfahrt	2
1.2.2	Off-Shore.....	4
1.3	Ziele der Arbeit.....	6
2	Halbzeuge und Verarbeitung.....	7
2.1	Charakteristische Eigenschaften	8
2.2	Herstellung	10
2.3	Verarbeitung.....	11
3	Prozessanalyse	12
3.1	Thermoplasttapelegen.....	12
3.2	Thermoplastwickeln.....	14
3.3	Thermodynamische Abstraktion	17
3.3.1	Vorheizung	19
3.3.2	Hauptheizung	19
3.3.3	Werkzeugheizung.....	20
3.3.4	Verluste	20
3.4	Energietransfer.....	20
3.4.1	Konduktion	21
3.4.2	Konvektion.....	21
3.4.3	Strahlung.....	22
3.5	Heizungssysteme	24
3.5.1	Infrarot Strahler	25
3.5.2	Offene Flamme.....	25
3.6	Konsolidierung.....	26
3.6.1	Matrixfließen.....	28
3.6.2	Fasernetzwerkdeformation.....	29
3.6.3	Verschweißen.....	29
3.7	Prozessrelevantes Werkstoffverhalten	32
3.7.1	Degradation.....	33

3.7.2	Kristallisation	34
3.8	Stand der Prozesssimulationssoftware.....	36
3.9	Bewertung vorhandener Modelle.....	37
3.10	Lastenheft für eine Prozesssimulation.....	40
4	Prozessmodellierung	41
4.1	Modellierung des Wärmetransfers.....	41
4.2	Degradationsmodell.....	44
4.3	Konsolidierungsmodell	45
5	Prozesssimulationssystem ProSimFRT.....	52
5.1	Aufbau	52
5.2	Implementierte Funktionen	53
5.3	Numerikbibliothek Diffpack.....	56
5.4	FEM-Temperaturfeldkernmodul.....	57
5.5	Materialmodul.....	60
5.6	Kristallisationsmodul.....	61
5.7	Degradationsmodul	61
5.8	Parametrischer Pre-Processor	62
5.9	Post-Prozessor.....	63
5.10	Möglichkeiten zur Erweiterung.....	64
6	Verifikation und Experimente.....	65
6.1	Vergleich mit alternativen Berechnungsmethoden	65
6.2	Experimental- bzw. Verifikationsplattform: Thermoprüfstand.....	67
6.3	Semi-empirische Teilmodellentwicklung.....	72
6.3.1	Simulationskalibrierung	73
6.3.2	Konvektive Wärmeverluste.....	75
6.3.3	Kontaktwiderstände.....	78
6.3.4	Ringheizungsrechnung.....	84
6.4	Flammheizungsversuche.....	87
6.5	Kristallisationsuntersuchungen.....	92
6.6	Verschweißversuche	96
6.7	3-D Verifikation.....	100
7	Prozessnahe Integration und Simulation.....	104
7.1	Ganzheitliche prozessspezifische Berechnungen und Experimente	104

7.2	Sensitivitätsanalysen	109
8	Zusammenfassung	113
9	Literaturverzeichnis.....	114
Anhang A.....		A-1
	Diskretisierung und Herleitung des Gleichungssystems zur Lösung der Energiebilanz	A-1

Formelzeichen

Zeichen in Fettschrift bedeuten Vektor- oder Matrixplatzhalter

Lateinische Zeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	J/K	Koeffizientenmatrix von T_j
<i>A</i>	s^{-1}	empirischer Koeffizient
b	J	Lastvektor
<i>c</i>	J/kgK	spezifische Wärmekapazität
<i>E</i>	<i>kJ/mol</i>	Aktivierungsenergie
J	-	Jacobi Matrix
$N_i(x, y, z)$	-	Testfunktionen
\dot{Q}	W/m^3	Wärmequelle, -senke
q , <i>q</i>	W/m	Wärmeflussvektor, Wärmefluss normal zur Oberfläche
<i>R</i>	8.314 kJ/kmol K	Allgemeine Gaskonstante
<i>S</i>	-	Oberfläche
<i>T</i>	K	Temperatur
v	m/min	Prozessgeschwindigkeit
$W_i(x, y, z)$	-	Gewichtsfunktionen

Griechische Symbole

Symbol	Einheit	Bedeutung
α	$W/m^2 K$	Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient
α_{Ersatz}	$W/m^2 K$	Ersatz-Wärmeübergangskoeffizient für den Fall des Wärmekontaktwiderstandes
α_d		Degradationsgrad
ε	-	Effektiver Emissionskoeffizient

$\lambda = \begin{bmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{bmatrix}$	W/m K	Tensor der Wärmeleitfähigkeiten
$\mathbf{n} = [n_x \ n_y \ n_z]^T$	-	Oberflächennormalenvektor
ρ	kg/m ³	Dichte
σ	5,667 W/m ² K ⁴	Stefan-Boltzmann Konstante

Indizes

Index	Bedeutung
j	Knotenindex
KR	Konsolidierungsrolle
l	Zeitinkrementindex
n	Knotenanzahl
s	Oberfläche
e	Umgebung

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
CF	Kohlenstofffaser
DCB	Double Cantilevered Beam
DGL	Differentialgleichung
FEM	Finite-Elemente-Methode
FeMi	Fertigungsmittel (Ablegewerkzeug)
FKV	Faserkunststoffverbunde
FV-%	Faservolumenprozent
GF	Glasfaser
HT-TP	Hochtemperatur-Thermoplast
PDGL	Partielle Differentialgleichung
PEEK	Polyetheretherketon
PPS	Polyphenylsulfid
ProSimFRT	Process Simulator for Fiber Reinforced Thermoplastic Tapes

1 Einleitung

Die Forderung nach fortschrittlichen Anwendungen von faserverstärkten Kunststoffen in den verschiedensten Technologiebereichen führt neben innovativen Materialien und Auslegungswerkzeugen auch zu neuartigen Verarbeitungsprozessen. Diese Verarbeitungsverfahren ermöglichen zwar in vielen Fällen eine wirtschaftliche Bauteilherstellung, die Komplexität und der hohe angestrebte und teilweise schon umgesetzte Automatisierungsgrad bedingen jedoch ebenso hohe Anforderung an die Qualität und Kontinuität der Prozesse. Treibend für die Entwicklung derartiger Fertigungsverfahren sind vor allem Hoch-Technologie-Bereiche wie die Luftfahrt oder die ölfördernde Offshore-Industrie.

1.1 Einführung

Als plakatives Beispiel für die zunehmende Anwendung fortschrittlicher Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) kann der gewichtsbezogene Anteil von FKV-Bauteilen im Verkehrsflugzeugbau des aktuellsten Airbus A380 und die Prognose von Airbus dienen, wie Bild 1.1 zeigt. Obwohl ein Großteil dieser FKV-Komponenten mit konventionellen kohlenstofffaserverstärkten Epoxidharz PrePreg-Halbzeugen, unter Zuhilfenahme manueller Ablegetechniken und eines Autoklaven hergestellt werden, steigt auch der Anteil von Bauteilen, bei deren Herstellung andere Fertigungsprozesse eine dominante Rolle spielen. Hierunter fallen neben Technologien die sich der Harzinjektion bedienen auch solche, die unter Gesichtspunkten einer fasergerechten Bauteilkonstruktion und –herstellung eine in Laminatdickenrichtung ungestörte, schichtweise Herstellung des Bauteils mit lokal uni-direktionaler Faserausrichtung erlauben. Die Fasern können dabei ungestört nach den zu erwartenden Belastungen innerhalb des Bauteils ausgerichtet werden bzw. durch ihre Lage die Kraftflüsse direkt beeinflussen. Um die Reproduzierbarkeit und Qualität dieser Prozesse auf einem hohen Niveau zu garantieren, sind vor allem die manuellen Anteile konventioneller Techniken durch Automatisierung eliminiert worden [1, 2].

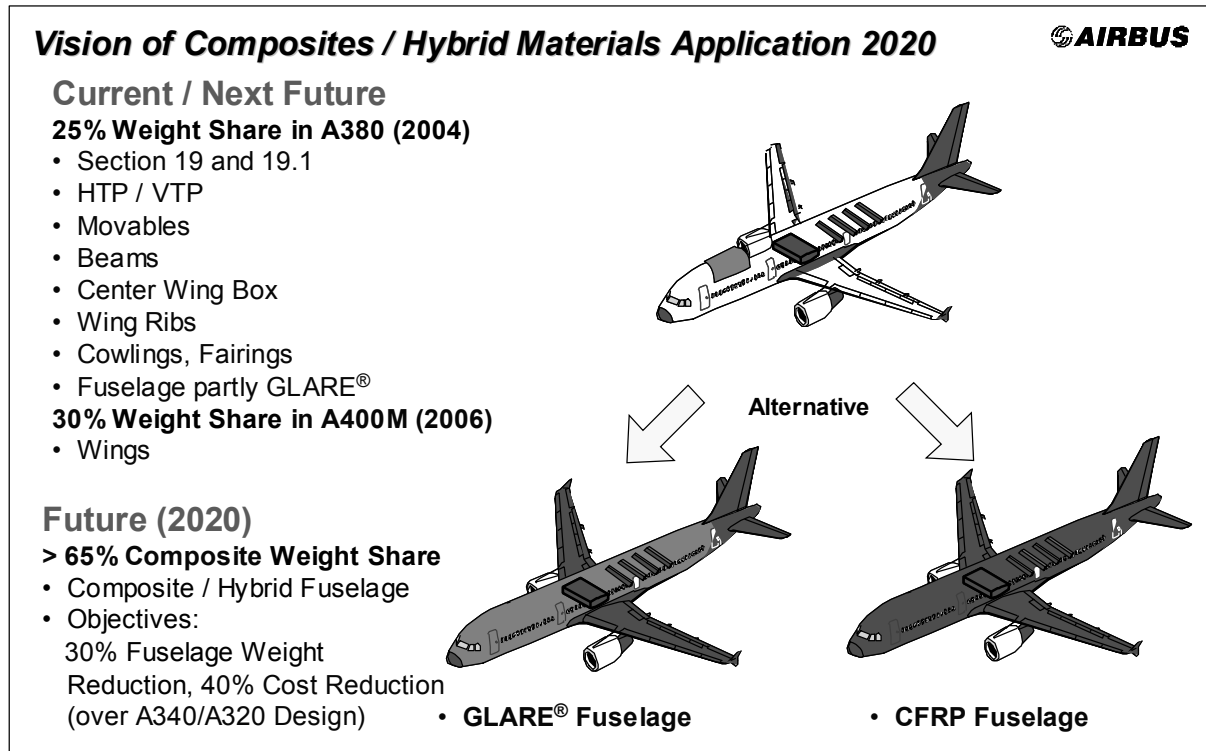


Bild 1.1: Aktueller und prognostizierter Anteil von CFK am Gesamtflugzeuggewicht von Airbus-Flugzeugen [3]

1.2 Aktuelle und geplante Anwendungen und Bauteile

Obwohl seit mehr als 20 Jahren z.B. in den USA an der Weiterentwicklung thermoplastischer Faserverbunde für Hochleistungsanwendungen gearbeitet wird [4], haben die vergleichbaren duroplastischen FKV den Markt stärker durchdrungen. Das gleiche gilt auf europäischer Seite, wie z.B. an den Seitenleitwerken von Airbus-Flugzeugen als Primärstruktur aus kohlenstofffaserverstärktem Epoxydharz zu erkennen ist. Dennoch haben in jüngster Zeit auch Thermoplaste als Matrixwerkstoff für Hochtemperatur-FKV ihre Nischen gefunden, wie die folgenden Beispiele zeigen.

1.2.1 Luftfahrt

Mit dem jüngsten Mitglied der Long-Range Familie von Airbus Flugzeugen, der A340-500/-600, die in diesem Jahr ihre Flugerprobung und Zulassung durchläuft, konnte erstmals die Anwendung von thermoplastischen FKV in einer Flügelsekondärstruktur eines Airbus Flugzeugs erreicht werden. Die feststehende Flügelvorderkante, die sogenannte J-Nose, wird von der Niederländischen Firma Stork/Fokker

Special Products mit einem hohen Anteil aus glasfaserverstärktem Polyphenylensulfid (GF/PPS) hergestellt, s. Bild 1.2.



Bild 1.2: Feste, widerstandsgeschweißte Flügelvorderkante des A340-500/600 mit GF-PPS-Komponenten, Stork/Fokker, Niederlande, 2001, [5]

Dieser Durchbruch gelang vor allem durch die Anwendung innovativer Schweißverfahren, die nur durch die Schmelzbarkeit des Thermoplasten anwendbar sind und, im Vergleich zu rein duroplastischen Matrixsystemen, prinzipiell eine nietfreie Montage und eine wirtschaftlichere Fertigung der J-Nose erlauben [6]. Trotz dieses Erfolgs haben die thermoplastischen FKV bisher nicht in die höchstbelastete Primärstruktur, z.B. Flügelkasten und Rumpfschalen von Verkehrsflugzeugen vordringen können.

Die Gründe hierfür sind die hohen Kosten, die eingeschränkte Verfügbarkeit und die mit hohem Aufwand verbundene Verarbeitung der einzigen bis heute für Luftfahrt-Primärstrukturen zugelassenen thermoplastischen Matrix, dem Polyetheretherketon, PEEK.

Trotzdem lässt das Festhalten der Luftfahrtindustrie an der potenziellen Nutzung der thermoplastischen HT-Matrices und geeigneter Fertigungsprozesse die aktuelle Nachfrage nach dieser FKV-Klasse deutlich erkennen [6, 7]. Die Markteinführung von neuen, zudem qualitativ höherwertigen PEEK-basierten Halbzeugen sorgt für die Verbesserung der Verfügbarkeit. Damit ist auch die Grundlage zur Weiterentwicklung der Prozesse gelegt. Das von der Luftfahrt favorisierte Thermoplasttapelegeverfahren und die potenzielle Anwendung für komplexe Rumpfstrukturen (s. Bild 1.3) zeigen das kurz- bis mittelfristige Ziel dieser Entwicklungen.



Bild 1.3: Vision für die Herstellung einer Cockpitsektion mit dem Thermoplast-Tapelegeverfahren [8]

1.2.2 Off-Shore

Ein weiteres Anwendungsgebiet für Hochleistungs-FKV ist durch die Offshore-Industrie gegeben. Dabei öffnen die Ansprüche an neu zu entwickelnde Systeme zur meeresbasierten Ölförderung, welche die Verwendung von metallischen Strukturen aus rein physikalischen und wirtschaftlichen Gründen ausschließen, den FKV ein breites Anwendungsfeld. Durch die Tendenz, in immer größerer Fördertiefen vorzudringen, werden die heute verwendeten Metall- oder Metall-FKV-Hybrid-Rohrleitungssysteme, die sogenannten „Drilling Risers“ und „Production Riser“ (s. Bild 1.4) so schwer, dass die zusätzlich an den schwimmenden Produktionsstätten anzubringenden Auftriebshilfen und die kraftleitenden Anschlüsse völlig unwirtschaftlich und teilweise aufgrund der Überschreitung der Reißlänge der metallischen Werkstoffe nicht machbar würden [9, 10].

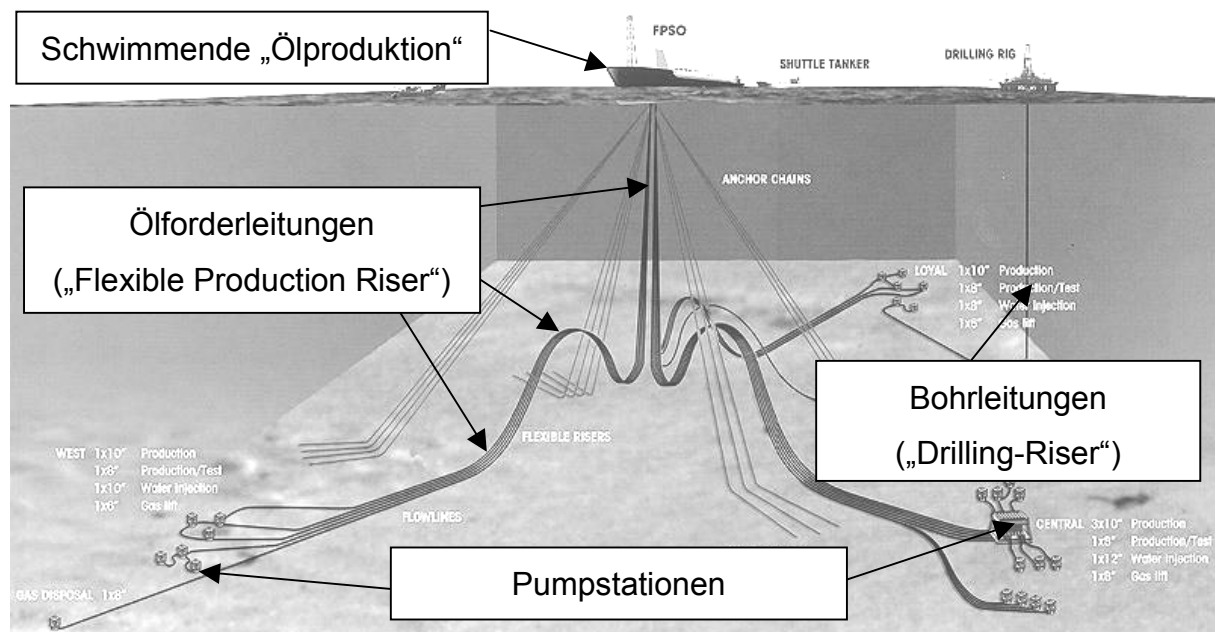


Bild 1.4: Aufgabe der Riser bei der Off-Shore Ölförderung, [11]

Auch hier haben sich die auf Duroplast-Matrices basierenden FKV bisher durchsetzen können und sogar den Weg in die industrielle Anwendung gefunden [12].

Eine Besonderheit sind jedoch die Anforderungen an die Struktur und an das Material von Förder- bzw. Bohrleitungen im Tiefwasserbereich, d.h. bis zu 2.500 m. Einerseits erschweren die sich daraus ergebenden Längen der Riser (bis zu 3.000 m) die Verwendung kurzer, untereinander mechanisch verbundener Rohrstücke, andererseits ergeben sich durch die Strömungen komplexe dynamische Belastungszustände. Darüber hinaus gelten den Impact betreffend aufgrund der Leckagegefahr hohe Sicherheitsanforderungen, die selbst dem Einsatz duroplastischer FKV hier im Wege stehen. Für den Offshore-Bereich wird deshalb auch verstärkt an der Weiterentwicklung von thermoplastischen Matrix-Materialien, FKV-Halbzeugen und den notwendigen Verfahren gearbeitet [13]. Das Ziel ist dabei die Herstellung kontinuierlicher, monolithischer Riser, um die Probleme heutiger Hybridstrukturen (z.B. interne Beschädigung unter dynamischen Lasten durch Reibung, hohes Gewicht) zu umgehen.

1.3 Ziele der Arbeit

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Verbesserung des Verständnisses der technischen Randbedingungen für die Weiterentwicklung der Verarbeitungsverfahren für uni-direktional verstärkte thermoplastische FKV, um die zukünftige wirtschaftliche Fertigung komplexer Komponenten mit faserverstärkten thermoplastischen Tapes zu ermöglichen.

Auf dem Wege der Prozessanalyse und –modellierung soll ein Werkzeug entwickelt werden, welches einerseits den Zugang zu einem grundlegenden Prozessverständnis vereinfacht, andererseits die anlagentechnische Prozessentwicklung unterstützt, bzw. die Basis eines Prozesssimulationsgliedes der Prozesskette darstellt. Bei der Realisierung der genannten Zielsetzung soll nicht außerachtgelassen werden, dass eine nur auf die theoretischen, d.h. physikalischen, thermodynamischen und/oder numerischen Hintergründe bezogene Prozessmodellierung zwar möglich, der Umsetzung der Verfahren zur Verarbeitung von thermoplastischen Bändchenhalbzeugen aber nicht dienlich ist. Daher soll die praxisnahe Verifikation und/oder die empirische Ermittlung schwer zugänglicher Prozessparameter ebenfalls Inhalt der Arbeit sein.

Die Ziele der Arbeit lassen sich also wie folgt zusammenfassen:

- Prozessanalyse, -modellierung und -simulation des Thermoplast-Wickel- und -Tapelegeprozesses, und damit
- die Entwicklung eines Simulationswerkzeugs als Hilfsmittel zur Prozessentwicklung, welches ausbaubar ist zum
- Kernmodul einer automatisierbaren Prozesskette der Verfahren und
- die Erarbeitung von Methoden zur empirischen Ermittlung von Prozessrandbedingungen als Eingabedaten der Simulation.

2 Halbzeuge und Verarbeitung

Die Entwicklung von Verarbeitungsverfahren zur Herstellung von Bauteilen aus thermoplastischen Hochleistungsfaserkunststoffverbunden wurde in den frühen achtziger Jahren in den USA durch ein umfangreiches Forschungsprogramm für den Kampffjet F22 („Raptor“) gefördert. Dabei versprach man sich durch den Einsatz dieser Materialien sowohl Kosten- als auch Gewichtsvorteile gegenüber Metall-, aber auch gegenüber duroplastischen Bauweisen. Gleichzeitig galt aber die Forderung, keine Einbuße der mechanischer Eigenschaften im Vergleich zu Duroplasten zuzulassen und Einsetzbarkeit bei Temperaturen von bis zu 120 °C zu ermöglichen. Trotz der Erfüllung der beiden letztgenannten Forderungen konnten die hohen Erwartungen nur teilweise umgesetzt werden, was sich am relativ geringen Anteil der Thermoplastbauteile am Flugzeuggesamtgewicht ablesen lässt [7].

Die Gründe für diese Entwicklung sind vielfältig. So haben auf der einen Seite die Halbzeuge nicht die geforderten Qualitäten erreicht, auf der anderen Seite lag der Schwerpunkt der Forschungsvorhaben auf rein theoretischen Arbeiten, wie in den späteren Ausführungen zum Stand der heutigen Modellentwicklung deutlich wird. Die entwickelten Modelle wurden zwar auf ein breites Spektrum der während der Verarbeitung relevanten physikalischen Effekte ausgeweitet, eine Verifikation und damit die Auswirkung auf die eigentliche Prozessentwicklung wurde jedoch vernachlässigt. Eine spürbare Marktdurchdringung thermoplastischer Tapes kann deshalb bis heute nicht festgestellt werden. Seit Beginn des neuen Jahrhunderts erleben Bändchenhalbzeuge mit thermoplastischer Matrix aus Hochtemperaturpolymeren eine Renaissance. Sowohl auf deutscher, auf europäischer, aber auch auf weltweiter Ebene beschäftigen sich Forschungsprogramme mit der Entwicklung von neuen Halbzeugen, neuen Matrixsystemen und neuen oder verbesserten Verarbeitungsverfahren.

Aus den Arbeiten zum F22 hat sich bis heute nur ein einziges, bei den großen Luftfahrzeugherstellern Boeing und Airbus qualifiziertes, uni-direktionales Thermoplastbändchenhalbzeug ergeben. Das kohlenstoffaserverstärkte Polyetheretherketon (CF/PEEK) APC-2 (Aromatic Polymer Composite 2) der Firma Cytec Engineered

Materials wurde ursprünglich von ICI hergestellt. Die dabei von der Fa. Victrex bezogene PEEK-Matrix wird bis heute exklusiv nur von Cytac Engineered Materials verwendet, wobei die ihr zur Viskositätsabminderung zugefügten Additive nicht genau bekannt sind [14]. Diese Monopolstellung, die einer für den Verarbeiter zwingend notwendigen wirtschaftlichen Preisgestaltung im Wege steht, wird erst in jüngster Zeit durch Materialien der Firmen Gurit Suprem (Schweiz, vor 2002 Sulzer Composites) und TOHO (Japan) geschwächt. Neben den Tapematerialien auf PEEK Basis, kommen für Hochtemperaturanwendungen auch faserverstärktes Polyphenylensulfid (PPS) und Polyetherimid (PEI) zum Einsatz, wobei ersteres nicht die mechanischen Eigenschaften, letzteres nicht die Chemikalienbeständigkeit der PEEK-Matrix besitzt.

2.1 Charakteristische Eigenschaften

Thermoplastische Tapes vereinigen in sich die Eigenschaften ungestörter unidirektional ausgerichteter Verstärkungsfasern und die der thermoplastischen Matrix. Sie bieten daher die Möglichkeit einer fasergerechten Konstruktion und Herstellung von FKV-Bauteilen und die folgende Vorteile gegenüber vielen duroplastischen FKV:

- unbegrenzte Lagerfähigkeit
- Verarbeitbarkeit in nicht-klimatisierter Umgebung
- autoklavfreie Verarbeitung möglich
- sehr gute Impacteigenschaften
- außerordentliche Chemikalienbeständigkeit (bei teilkristallinen TP)
- sehr gute Thermo-Formbarkeit
- kurze Verarbeitungszyklen möglich
- keine Styrolausdünstung während der Verarbeitung
- Schweißbarkeit

In Tabelle 2.1 zeigt sich, dass diese Vorteile nur mit geringen Einbußen im mechanischen Eigenschaftsprofil gegenüber duroplastisch, d.h. beispielsweise mit Epoxidharz imprägnierten Tapes für HT-Anwendungen erkaufte werden müssen.

Tabelle 2.1: Übersicht über die Eigenschaften von Kohlenstofffasern, HT-Matrices und zwei UD-Tapes, zusammengestellt aus [14, 15, 16]

Faser/Polymer/Verbund		C-Faser	PEEK	PPS	PEI	C-Faser	C-Faser
Eigenschaft	Einheit	AS4				PEEK AS4 APC-2	Epoxy AS4 3501-6
Dichte	[g/cm³]	1,78	1,32	1,36	1,27	1,6	1,58
Zug-E-Modul, parallel	[GPa]	228	3,24	3,3	3	138	142
Zug-E-Modul, quer	[GPa]	15	3,24	3,3	3	10,2	10,3
Schubmodul	[GPa]	-	-	-	-	5,7	7,2
Druck-E-Modul, parallel	[GPa]	-	3,4	2,96	-	113	-
Druck-E-Modul, quer	[GPa]	-	3,4	2,96	-	8,9	-
Querkontraktionszahl	-	-	0,4	0,37	0,37	0,3	0,27
Zugfestigkeit, parallel	[MPa]	4,150	100	82,7	105	2,070	1,830
Zugfestigkeit, quer	[MPa]	-	100	82,7	105	86	57
Schubfestigkeit	[MPa]	-	55	62	-	186	71
Druckfestigkeit, parallel	[MPa]	-	118	148	-	1,360	1,096
Druckfestigkeit, quer	[MPa]	-	118	148	-	253	228
Bruchdehnung parallel	[%]	1,8	50	5	60	1,45	1,29
Wärmeausd.-koeff., parallel	[10 ⁻⁶ /°C]	-0,9	47	49	56	0,5	-0,9
Wärmeausd.-koeff., quer	[10 ⁻⁶ /°C]	-	47	49	56	30	27
Wärmeleitfähigkeit, parallel	[W/mK]	16	0,25	0,28	-	5,5	
Wärmeleitfähigkeit, quer	[W/mK]	3	0,25	0,28	-	0,7	
Faservolumengehalt	[%]	-	-	-	-	61	60
Maximale Kristallinität	[%]	-	48	65	-	-	-
Glasübergangstemperatur T _g	[°C]	-	143	90	217	143	-
Schmelztemperatur T _m	[°C]	-	343	290	-	343	-
Rekristallisationstemperatur	[°C]	-	175	120	-	175	-
Kristallisationstemperatur	[°C]	-	340	245	-	343	-
Verarbeitungstemperatur	[°C]	-	400	343	343	400	-
Schmelzenthalpie 100% krist.	[J/g]	-	130	14,7	-	130	-

Ein großes Problem der in Tabelle 2.1 dargestellten Thermoplaste und ihrer Verbunde sind jedoch die Kosten für diese Halbzeuge. So sind für luftfahrtzugelassene Materialien mit PEEK-Matrix die drei- bis vierfachen Kosten im Vergleich zu leistungsäquivalenten Duroplasthalbzeugen in eine Wirtschaftlichkeitsuntersuchung einzube-

ziehen. Eben solche Untersuchungen haben deshalb auch deutlich gemacht, dass eine Verbesserung der Kostenaspekte für thermoplastische Hochleistungsverbunde vor allem durch Verbilligung der Halbzeuge zu erreichen ist. Wie bereits angedeutet hat sich die Marktsituation im Bereich der Halbzeugherstellung in den letzten Jahren jedoch gewandelt. Die Hersteller nutzen dabei unterschiedliche Verfahren zur Fertigung der Tapes.

2.2 Herstellung

Um kontinuierlich, uni-direktional faserverstärkte Thermoplast-Tapes zu fertigen, müssen die trockenen Fasern mit der thermoplastischen Matrix imprägniert werden. Man bedient sich dabei vor allem der folgenden drei Imprägnierverfahren:

- **Schmelzprägnierung:**
Die trockenen Fasern werden direkt durch ein Schmelzbad gezogen und während der Umlenkung und Aufspreizung an Pins mit Matrix durchsetzt [17].
- **Pulverprägnierung:**
Bevor auch bei dieser Herstellvariante die Matrix im schmelzflüssigen Zustand die Fasern tränkt, werden zerkleinerte Matrixpartikel als Pulver in einer Flüssigkeit dispergiert, durch die dann die trockenen Fasern transportiert und so mit den Pulverpartikeln benetzt werden. Abschließend findet eine Formgebung des Tape in einer Schmelzkalibrierdüse statt [18, 19, 20].
- **Lösungsmittelprägnierung:**
Eine weitere Variante stellt die thermoplastische Matrix als Bestandteil einer Lösung dem Imprägnierprozess zur Verfügung [21]. Aufgrund der sehr guten Chemikalienbeständigkeit teilkristalliner Thermoplaste eignet sich diese Technik jedoch vor allem für amorphe Thermoplaste.

Die heute am Markt erhältlichen HT-TP-Tapes mit PEEK und PPS-Matrix werden nur mit den beiden ersten Verfahren hergestellt.

2.3 Verarbeitung

Die Schmelzbarkeit der Polymermatrix thermoplastischer Tapes erweitert das Spektrum der Verarbeitung solcher Verbunde im Vergleich zu anderen Systemen. So sind dem Aushärtevorgang nachgeschaltete, plastische Verformungen von duroplastischen Verbunden nicht mehr möglich. Vielmehr müssen mit diesen Matrices Net-Shape Verfahren, Klebtechniken, mechanische Verbindungen oder der Harzinjektion vorgeschaltete textile Preformtechniken genutzt werden um die Bauteilkomplexität bzw. das Integrationsmaß zu erhöhen. Im Gegensatz dazu erlauben Thermoplaste Verfahren, welche die plastische Fließfähigkeit schmelzflüssiger Stoffe ausnutzen, also ähnlich vieler formgebender Metallverarbeitungsprozesse. Die wesentlichen Verarbeitungsschritte für thermoplastische Tapes lassen sich daher in drei einfache Punkte unterteilen:

1. Aufschmelzen
2. Konsolidieren und/oder Fügen und/oder Formen
3. Abkühlen

Diese Gemeinsamkeit von Thermoplasten und die damit verbundene Einfachheit ihrer Verarbeitung hat sich in vielen verschiedenen Prozessen niedergeschlagen. So sind neben den in Kap. 2.2 beschriebenen Tapeherstellungsverfahren, auch Presstechnologien zur Halbzeugherstellung faserverstärkter thermoplastischer Kunststoffe entwickelt worden. Beispiele hierfür sind die Doppelbandpresstechnik oder die Intervallheißpresstechnik, wobei letztere sogar die Herstellung von (geschlossenen und offenen) Profilen erlaubt [22].

Neben Technologien zur Halbzeugherstellung sind aber auch Schweißverfahren entwickelt worden, die eine Montage ähnlich der metallischer Strukturen zulassen, wie beispielsweise das Induktionsschweißen [23] oder das Widerstandsschweißen [24]. Ebenfalls entwickelt wurden auch Kombinationen aus Umform- und Schweißtechnik die, basierend auf den drei Prozessschritten: Aufschmelzen, Konsolidieren/Verschweißen/Formen und Abkühlen, eine Fertigung integraler thermoplastischer FKV erlauben [25].

3 Prozessanalyse

Für die Verarbeitung unidirektional faserverstärkter Thermoplaste, den Tapes, haben sich vor allem zwei Verfahren als geeignet erwiesen, die im folgenden detailliert beschrieben und analysiert werden. Die beiden im Rahmen dieser Arbeit analysierten Prozesse, der Thermoplastwickelprozess und das Thermoplasttapelegen können als direkte Adaptierung der am Markt etablierten duroplastischen Wickel- und Fiber-Placementprozesse auf thermoplastische Tapes verstanden werden. Der hauptsächliche Unterschied besteht jedoch im Wegfall nachgeschalteter Prozesse zur Aushärtung der polymeren Matrix in Öfen oder Autoklaven, die für die Mehrzahl der HT-Duroplaste heute notwendig sind.

3.1 Thermoplasttapelegen

Der Thermoplasttapelegeprozess wird typischerweise mit Hilfe eines Legekopfes durchgeführt, der an einem Portalsystem, Bild 3.1, oder an einem Industrieroboter programmgesteuert im Raum geführt wird.

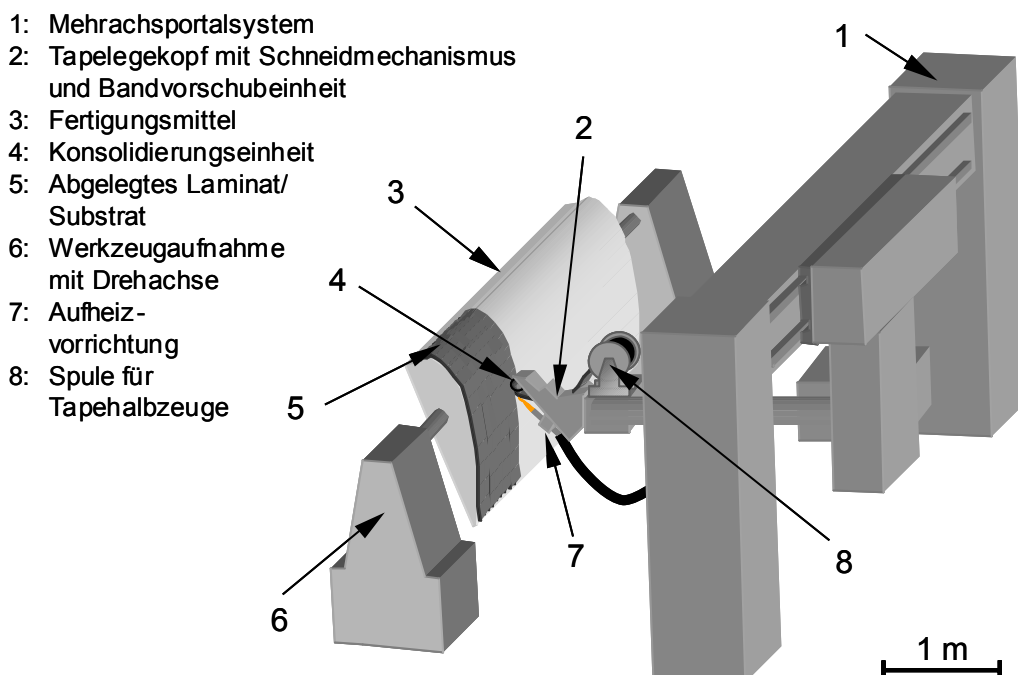


Bild 3.1: Funktionsprinzip des Thermoplasttapelegen [26, 27]

Der Legekopf zieht dabei durch einen integrierten Vorschubmechanismus ein thermoplastisches Tape von einer Spule ab. Auf dem Weg von der Spule zum Kopf können sowohl Bandbremssysteme als auch Vorheizsysteme eingebaut sein. Zur eigentlichen Laminatherstellung wird das Tape dann durch den Kopf bis zur Konsolidierungseinheit vorgefördert und auf dem Fertigungsmittel (FeMi) aufgesetzt. Das Tape wird dabei entweder auf bereits abgelegte Lagen, das sogenannte Substrat, oder mit Hilfe von Adhäsionskräften [28] auf das metallische FeMi direkt positioniert. Während duroplastische Tapes eine Eigenklebrigkeit besitzen, fehlt diese den thermoplastischen Tapes. Deshalb, und um eine strukturelle Integrität mit dem Substrat zu erreichen, werden Tape und Substrat kurz vor der Konsolidierungsrolle mit Hilfe eines Hauptheizsystems, z.B. einer Wasserstoff-Sauerstoff-Flamme über die Schmelztemperatur der Matrix erwärmt. Das nachfolgende Anpressen des schmelzflüssigen Tapes auf das ebenso schmelzflüssige Substrat verschweißt beide miteinander durch den gleichzeitigen Entzug von Wärme. Dadurch werden beide unter die Schmelztemperatur abgekühlt.

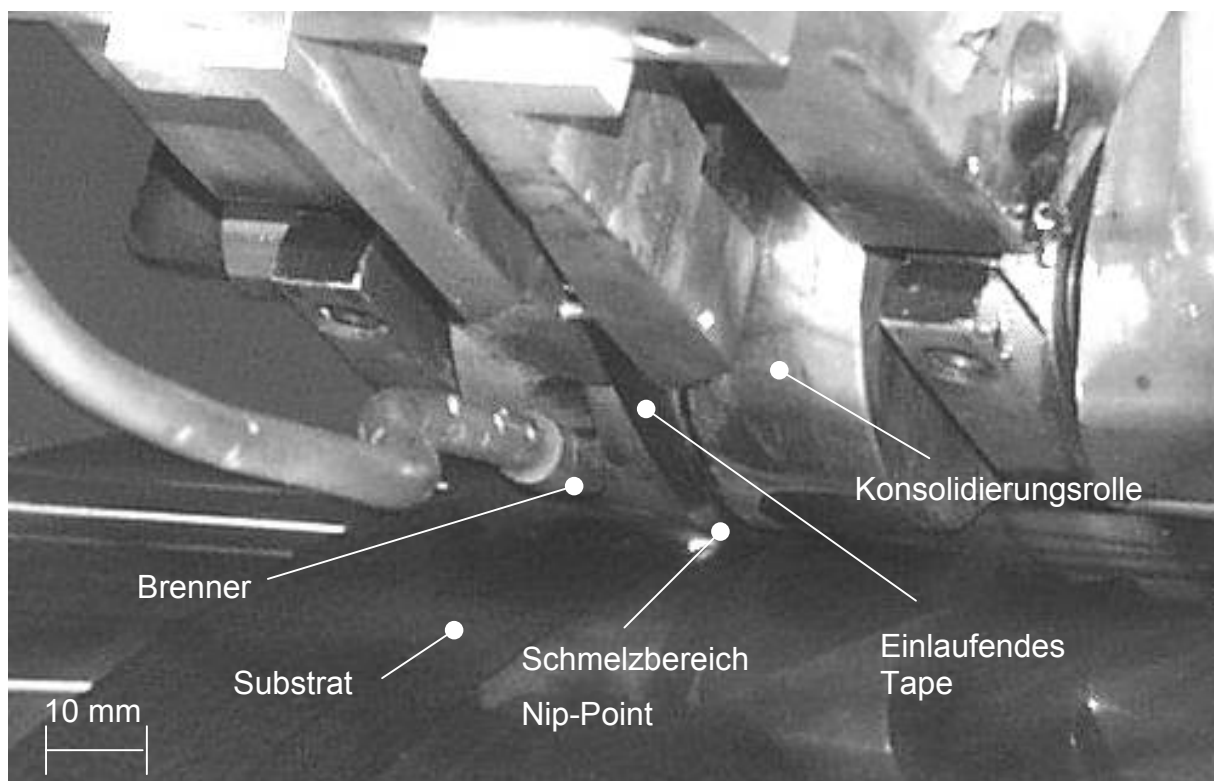


Bild 3.2: Nahaufnahme der Konsolidierungszone beim Thermoplasttapelegen

Zum Abschluss einer Bahn wird im Tapelegekopf das Tape programmgesteuert durch einen Schneidmechanismus durchtrennt und so ein Net-Shape-nahes Bahnelement abgelegt. Durch das Ablegen der nächsten Bahn neben der vorhergehenden usw. entsteht eine komplette Lage. Auf diese Art wird das Bauteil Lage für Lage schichtweise aufgebaut. Die Möglichkeit, Bahnen an einer beliebigen Stelle zu beginnen und durch das Schneiden von Tapes auch wieder mitten auf dem Substrat oder FeMi zu beenden, erlaubt die Aufdopplung an besonders belasteten Stellen, sowie die Herstellung von Ausschnitten im Bauteil. Das Ablegen einer Bahn unmittelbar neben deren Vorgänger, wobei sowohl Lücken also auch Überlappungen aus strukturmechanischer Sicht zu verhindern sind, zeigt bereits eine besondere Komplexität des Prozesses auf. So muss bereits vor der Konsolidierung des Tapes, welches sich dabei aufgrund des durch die Rolle aufgebrauchten Drucks verbreitert, dessen Abmessung im abgelegten Zustand bekannt sein, um die Programmierung der Bahnen vornehmen zu können. Dies ist nur ein Hinweis auf die Tatsache, dass für die betrachteten Prozesse das Verhalten der Materialien bereits vor der eigentlichen Verarbeitung bekannt, also beispielsweise simuliert sein muss. In Anlehnung an die Gestaltung von Anlagen zur Verarbeitung duroplastischer Tapes, die im amerikanischen Sprachgebrauch auch als Fiber oder Tow Placement Machines beschrieben werden, wird für den thermoplastischen Prozess ebenfalls die drehbare Lagerung des FeMi erforderlich, um so die Flexibilität der darstellbaren Geometrie zu erhöhen. Dadurch werden allerdings die Grenzen zu dem nachfolgend beschriebenen Wickelprozess fließend.

3.2 Thermoplastwickeln

Zur Herstellung von rotationssymmetrischen Bauteilen, wie z.B. Rohren oder Druckbehältern wird seit Jahren der Wickelprozess eingesetzt. Dabei werden die Tapes nicht durch einen Vorschubmechanismus zum Fertigungsmittel, in diesem Fall spricht man vom Wickelkern, transportiert, sondern durch die Rotation des Kerns von der Spule abgezogen. Auch hier können Bandbrems- und Vorheizeinrichtungen zwischen Spule und Wickelkopf platziert sein, s. Bild 3.3.

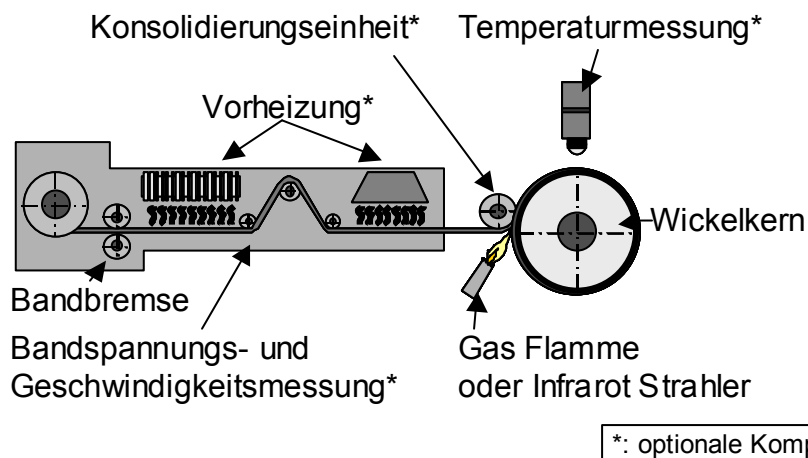


Bild 3.3: Der Thermoplast-Wickelprozess [29]

Das Aufschmelzen geschieht wie beim Thermoplasttapelegen durch ein Hauptheizsystem im Kopf, wobei erst in neueren Anlagenentwicklungen eine Konsolidierungsrolle zum Verschweißen des einlaufenden Tapes und bereits abgelegter Lagen verwendet wird. Ursprünglich waren Thermoplast-Wickelköpfe meist nur mit einer Tapeführung oder einem Anpressschuh ausgestattet. Im Gegensatz zum Tapelegen, kommen für die Wickeltechnik häufig auch polymere Kerne zum Einsatz, sogenannte Liner, die nach Abschluss des Wickelns als integraler Bestandteil im Bauteil, oft als Diffusionsbarriere, verbleiben. Trotz der anlagentechnischen Ähnlichkeit der beiden Verfahren lässt sich der Wickelprozess vor allem durch die nicht-vorhandene Tape-Schneidemöglichkeit und damit kontinuierliche Fertigung rotationssymmetrischer Bauteile vom Tapelegen unterscheiden.

Ein Variante des Wickelns besteht im sogenannten Pullwinding [30]. Bei dieser Verarbeitungsvariante wird nicht der Wickelkopf mit Hilfe eines Manipulators geführt, sondern ein Liner oder Kern wird durch mehrere hintereinandergeschaltete Wickelstationen gezogen, die um die Achse des Liners/Kern rotieren. Dieses Verfahren ermöglicht die Herstellung kontinuierlicher Rohre, deren Längen nur durch die zur Verfügung stehenden Halbzeug-, d.h. Tapelängen oder einen notwendigen nachfolgenden Transport limitiert sind. Das Prinzip der prozesstechnischen Umsetzung dieser Variante des Wickelverfahren wird durch Bild 3.4 verdeutlicht.

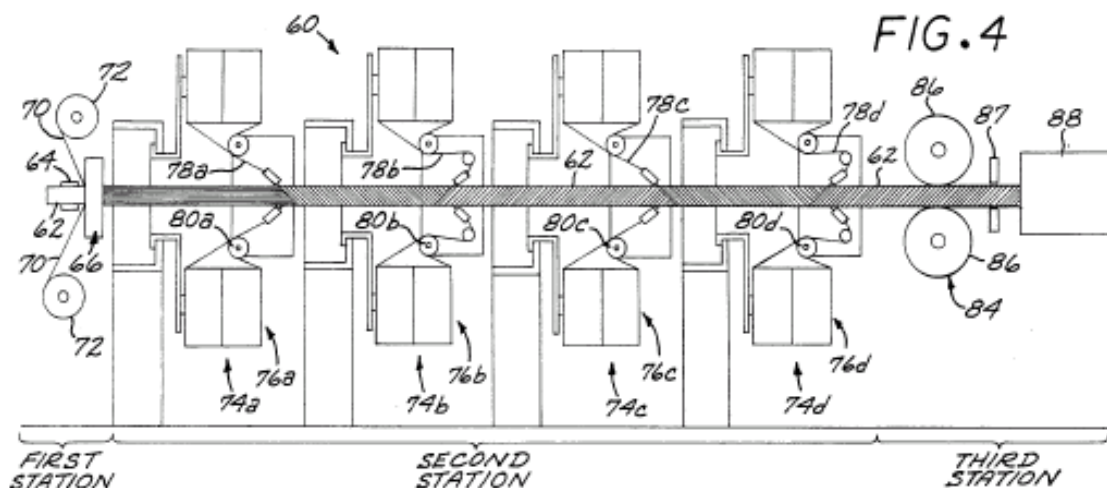


Bild 3.4: Pullwinding-Prozess zur kontinuierlichen Rohrherstellung [30]

Die anlagentechnische Umsetzung des Thermoplastwickelprozesses leitet sich zunächst aus dem industriell umgesetzten Duroplastwickelprozess ab. So wird für die Verarbeitung thermoplastischer FKV ebenfalls auf Portalsysteme zurückgegriffen, an denen ein, einem Thermoplast-Tapelegekopf ähnlicher, Wickelkopf appliziert ist, wobei eine kopfintegrierte Vorheizung und ein am Kopf befindliches Konsolidierungssystem optional sind. Ein Beispiel für einen Thermoplastwickelkopf zeigt Bild 3.5.

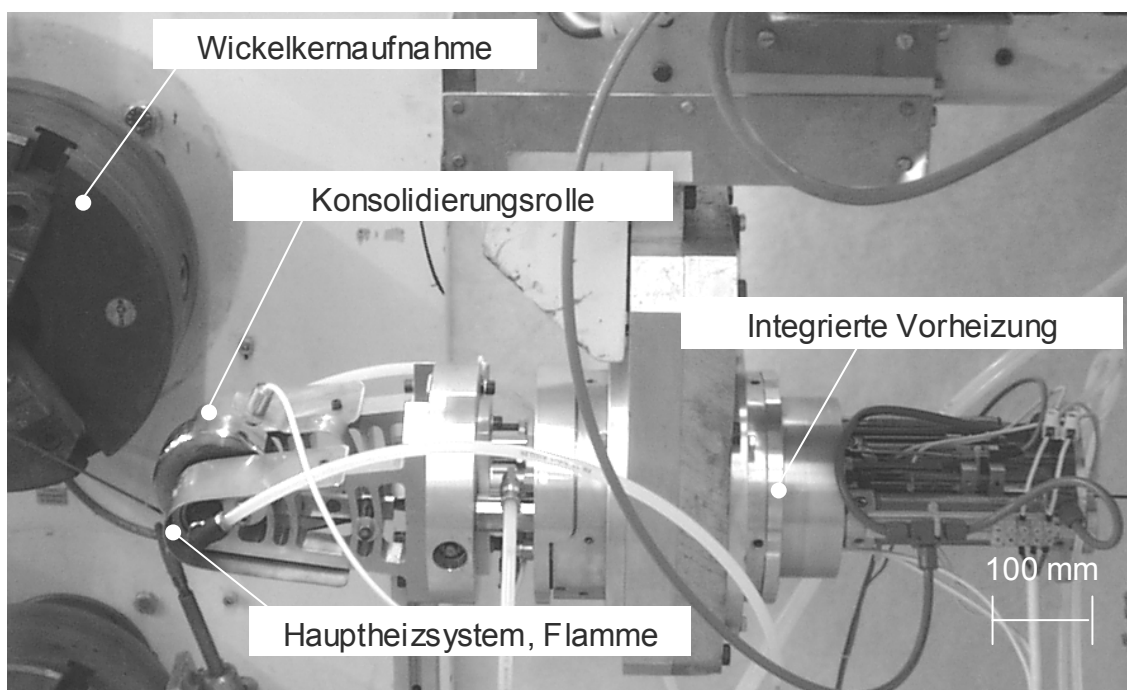


Bild 3.5: Thermoplastwickelkopf der IVW GmbH

Die Gemeinsamkeiten der vorgestellten Prozesse erlauben auch weitestgehend eine sowohl den Tapelege- als auch den Wickelprozess umfassende Analyse und Abstraktion, welche im folgenden dargestellt und die Grundlage und Motivation der anschließenden Modellierung sind.

3.3 Thermodynamische Abstraktion

Beide beschriebenen Verarbeitungsverfahren lassen sich unter thermodynamischen Gesichtspunkten im Bereich der Hauptheizung in ein Ersatzsystem überführen, welches in Bild 3.6 dargestellt ist. Sämtliche auf das thermoplastische Halbzeug einwirkenden, prozessrelevanten Wärmeströme sind als \dot{Q} ebenfalls in die Abstraktion integriert worden. Die in Tabelle 3.1 erläuterten Indizes geben dabei den jeweiligen Partner des Wärmetransfers an.

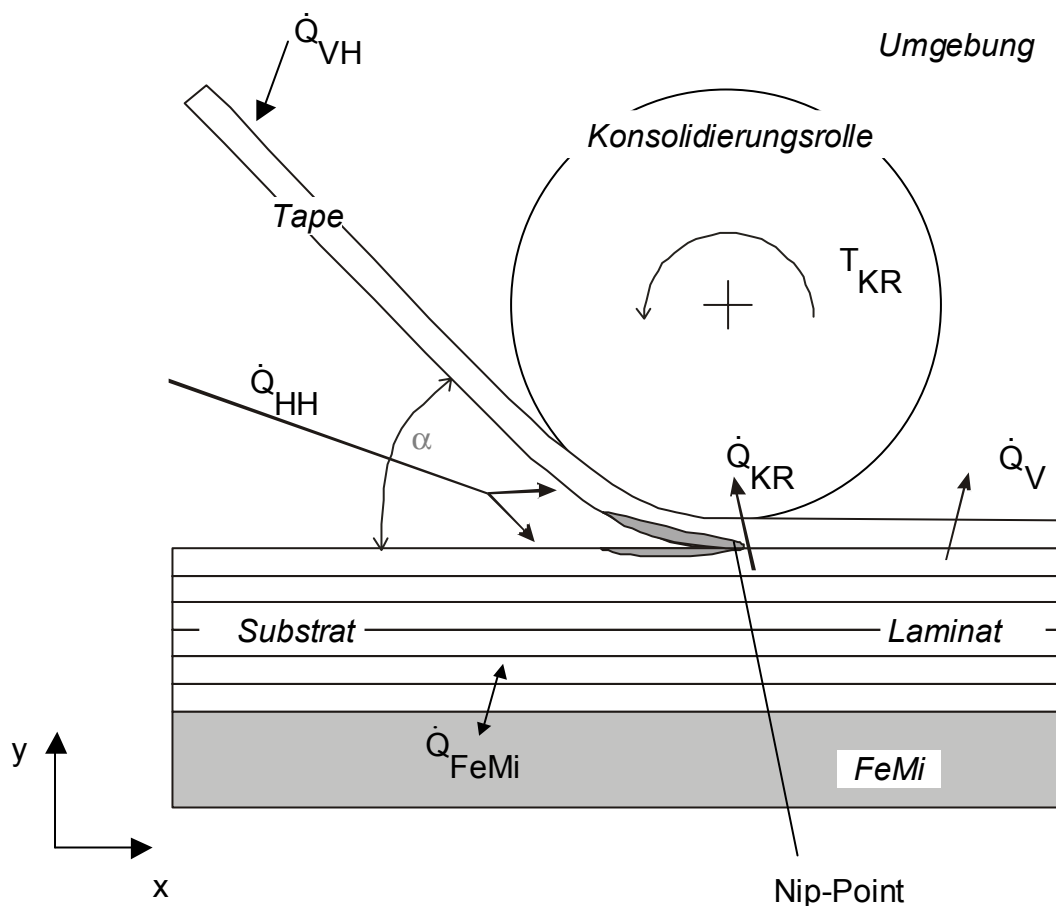


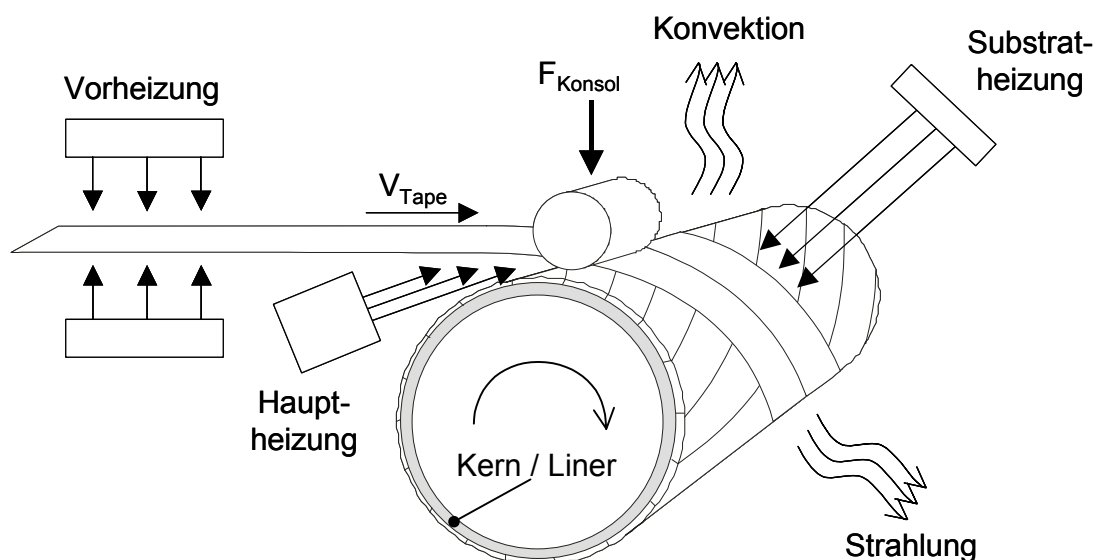
Bild 3.6: Thermodynamische Abstraktion des Thermoplast Tapelegeprozesses

Tabelle 3.1: Indizes für die prozessrelevanten Wärmeströme

Index	Wärmeaustausch zwischen
VH	Tape und Vorheizung
HH	Tape/Substrat und Hauptheizung
FeMi	Substrat und Werkzeug/Fertigungsmittel
KR	Laminat und Konsolidierungsrolle
V	Tape/Substrat/Laminat und Umgebung (Verluste)

Der in Bild 3.6 hervorgehobene Nip-Point ist der Punkt, in dem das einlaufende Tape und bereits abgelegte Tapes, das Substrat, in den schmelzflüssigen Zustand und durch die Applikation des Konsolidierungsdrucks durch die Konsolidierungsrolle in Kontakt gebracht werden. Ferner wird der Einlaufwinkel des Tapes mit α bezeichnet.

Ein ähnliches Bild ergibt sich für den Wickelprozess, wobei das Laminat in gekrümmter und geschlossener Form vorliegt. Bild 3.7 zeigt deshalb die thermodynamische Prozessabstraktion des Thermoplast-Wickelprozesses ohne die Detaillierung im Nip-Point.

**Bild 3.7: Thermodynamische Abstraktion des Thermoplast Wickelprozesses**

Die Hauptenergieströme und die jeweils dazu gehörige Station im Prozess aus Sicht eines auf dem Tape befindlichen Beobachters lassen sich in Anlehnung an Bild 3.6 und Bild 3.7 in vier Schritten beschreiben.

3.3.1 Vorheizung

Für Faserkunststoffverbunde mit Hochtemperaturthermoplastmatrizes wie PEEK oder PPS ermöglicht die Integration einer geeigneten Vorheizung vor der Führung des Tapes zum Nip-Point eine signifikante Steigerung der Prozessgeschwindigkeit. Die Hauptheizung hat dadurch nur noch die Aufgabe, das einlaufende Tape von einer in der Nähe der Verarbeitungstemperatur liegenden Temperatur auf die Schmelztemperatur der polymeren Matrix zu erwärmen. Technische Lösungen sind Infra-Rot basierte Systeme, wie auch Heiß-Gas Vorheizstufen [31]. Darüber hinaus sind Ansätze zu Kontakt basierten Systemen vorhanden [32]. Der abrasive Verschleiß solcher Kontaktheizsysteme verhindert jedoch die Anwendungen bei höheren Prozessgeschwindigkeiten. Darüber hinaus können die durch die kompakte Bauweise der Tapelege- oder Wickelköpfe nur kleine Umlenkstrahlen verwirklicht werden, die leicht zu Faserbrüchen im Tape führen.

3.3.2 Hauptheizung

Um das einlaufende Tape und die bereits abgelegten/gewickelten Lagen miteinander verschweißen zu können, müssen beide aufgeschmolzen werden. Dies kann ähnlich der Vorheizung, aber fokussiert mittels einer Heißgasdüse erfolgen [33, 34, 35] oder durch ein Lasersystem [36]. Den gleichen physikalischen Effekt wie die Laser nutzend, kommen auch Infra-Rot-Systeme zum Einsatz [37]. Für alle rein strahlungs-basierten Heizsysteme darf das aufzuheizende Halbzeug für das emittierte Strahlungsspektrum keine Transparenz aufweisen. Dies führt bei kurz- bis mittelwellenlängigen Strahlern wie Laser und Hallogen-Infra-Rot basierenden Systemen zu Problemen bei der Aufheizung von glasfaserverstärkten Thermoplasten. Für kohlenstofffaserverstärkte Thermoplaste sind aber beide geeignet.

Neben den genannten Heizquellen, die auch für Schweiss- [23] und Umformtechniken [38] thermoplastischer FKV zum Einsatz kommen, wird seit Jahren sowohl für die Wickel-, als auch für die Tapelegetechnik eine Wasserstoff-Sauerstoffflamme erfolgreich eingesetzt [39, 40].

3.3.3 Werkzeugheizung

Neben den Systemen zur Aufheizung des Tapes und/oder des Nip-Points hat sich auch die Temperierung des Werkzeugs, also des Kerns beim Wickeln oder des FeMi beim Tapelegen, aufgrund mehrerer Faktoren als vorteilhaft erwiesen. Eine geregelte Temperatur der Werkzeuge lässt z.B. die Beeinflussungen der Kristallinität der Matrix und der Eigenspannungen des Bauteils während des Prozesses zu [41, 42]. Darüber hinaus sind durch die erhöhten Substrattemperaturen die bis zum Erreichen der Schmelztemperatur der Matrix im Nip-Point notwendigen Energiemengen/-dichten abgesenkt, was eine höhere Verarbeitungsgeschwindigkeit zulässt. Ferner können durch eine geschickte Temperierung Adhäsionskräfte zwischen dem metallischen FeMi und einem auf ihm applizierten Tape erzeugt werden, was das Ablegen der ersten Lage ohne Mitwirken weiterer Hilfsstoffe (z.B. Klebeband) oder Hilfsmittel (z.B. Ansaugung durch Perforation im FeMi) ermöglicht [28].

3.3.4 Verluste

Neben allen dargestellten, seitens der Prozesstechnik dem Tape oder dem Substrat zugeführten Energien, spielen verschiedenste Verluste innerhalb des Gesamtsystems Wickeln oder Tapelegen eine wichtige Rolle. So kann einerseits in den häufigsten Fällen auch durch eine Isolation nicht verhindert werden, dass sich Systemkomponenten, beispielsweise Trägerstrukturen des Wickel- oder Legekopfes, über die Prozessdauer hinweg aufheizen, andererseits sind Verluste durch Konvektion und Strahlung an die Umgebung für größere Bauteile nur durch eine unverhältnismäßige komplexe und teure Kapselung erreichbar. Systemkomponenten, die im direkten Kontakt mit dem Tape oder dem Substrat stehen und im Laufe einer Bauteilherstellung unkontrolliert ihre Temperatur verändern, verhindern damit einen stationären Prozesszustand. Der aber wiederum ist für eine einfach zu handhabende Regelung der Temperaturen eine Notwendigkeit.

3.4 Energietransfer

Die gezielte Erwärmung oder Abkühlung des Tapes und/oder des Substrats wird durch die Nutzung verschiedenster physikalischer Energieübertragungsmechanismen ermöglicht. Unterscheiden lassen sich dabei die im folgenden beschriebenen,

für eine thermische Betrachtung relevanten Varianten. Allen gemein ist die Tatsache, dass der Energiefluss immer in Richtung der niedrigeren Temperaturen hin stattfindet.

3.4.1 Konduktion

Überall dort, wo Materie im Raum vorhanden ist, d.h. innerhalb eines Kontinuums, kann oberhalb des absoluten Nullpunktes eine Energieübertragung durch Konduktion, also Wärmeleitung von warmen zu kühlen Stellen erfolgen. Dabei wird durch die Bewegung der Atome/Moleküle kinetische Energie durch Impulsübertragung transportiert, die wiederum an anderer Stelle durch die Erhöhung der Atom-/Molekularbewegung einen Temperaturanstieg zur Folge hat.

Der übertragende Wärmestrom \mathbf{q} ist dabei direkt proportional dem örtlichen Temperaturgradienten ∇T an den betrachteten Orten im Kontinuum multipliziert mit einer Stoffeigenschaft, der sogenannten Wärmeleitfähigkeit λ . Gleichung (1) zeigt den als Fourier'sches Wärmeleitungsgesetz bekannten Zusammenhang in vektorieller Form, also anwendbar für mehrdimensionale Beschreibungen des Phänomens.

$$\mathbf{q} = -\lambda \nabla T \quad (1)$$

Für isotrope Materialien, wie z.B. Metalle, ist die Wärmeleitfähigkeit für alle Orientierungen im Material gleich und wird somit zum Skalar. Hingegen gilt bei herrschender Anisotropie ein vektorieller Zusammenhang der Fourier'schen Wärmeleitungsgleichung, d.h. die Wärmeleitfähigkeit wird in Form eines Tensors in Gleichung (1) behandelt.

3.4.2 Konvektion

Konvektiver Wärmetransport findet überall dort statt, wo ein Fluid, d.h. ein Gas oder eine Flüssigkeit an einem Festkörper entlang strömt und beide unterschiedliche Temperaturen besitzen. Dabei wird die Wärme im eigentlichen Sinne auch durch Wärmeleitung, nämlich in der sogenannten Grenzschicht vom oder zum Fluid transportiert, da sich diese durch die Haftbedingung relativ zum Festkörper an dessen

Oberfläche nicht bewegt. Der Transport der Wärme im Fluid wird dann durch die strömungstechnischen Verhältnisse bestimmt und findet durch den Stofftransport und Wärmeleitung innerhalb der Strömung statt.

Die skalare mathematische Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs ist gegeben mit

$$q = \alpha(T_s - T_e) \quad (2)$$

d.h. der über die Systemgrenze zwischen fester Oberfläche (Index s) und umgebenden Fluid (Index e) übertragene Wärmestrom ist direkt proportional zur Temperaturdifferenz zwischen beiden. Der Proportionalitätsfaktor α , der sogenannte Wärmeübergangskoeffizient hängt von einer Vielzahl strömungsmechanischer Faktoren ab und kann nur über Ähnlichkeitsbetrachtung näherungsweise berechnet werden. Allerdings stehen mathematische Beschreibungen nur für stark vereinfachte Fälle zur Verfügung und führen meist zu einem mittleren Wert des Wärmeübergangskoeffizienten.

3.4.3 Strahlung

Während die beiden zuvor beschriebenen Wärmeübertragungsmechanismen den Energietransport durch Impulsübertragung auf molekularer bzw. atomarer Ebene ermöglichen, sind im Fall der Strahlung elektromagnetische Wellen dafür verantwortlich. Strahlung kann dadurch auch im Vakuum Energie übertragen. Dabei spielen bei der Beschreibung der Energie, die von einem Strahler z.B. auf ein Tape oder vom Tape an die Umgebung übertragen wird eine Vielzahl von Effekten eine Rolle, wie in Bild 3.8 verdeutlicht.

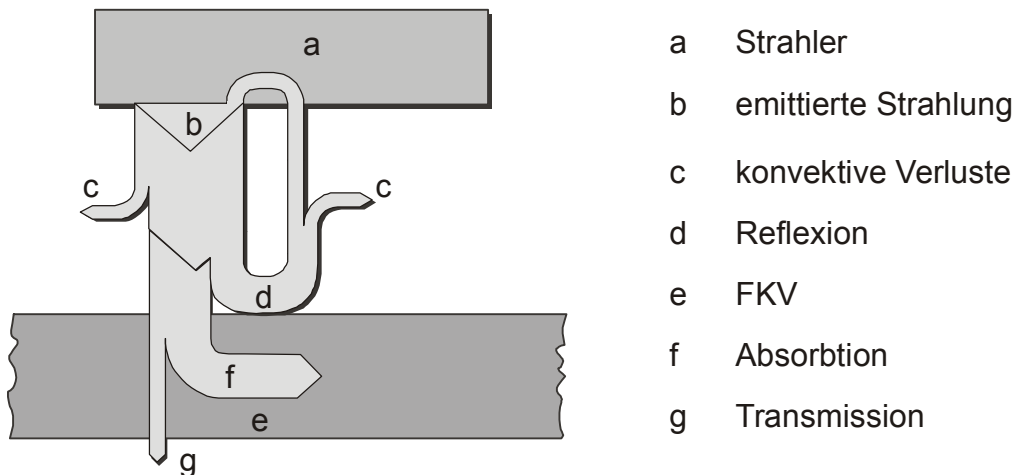


Bild 3.8: Energieströme bei der Strahlungserwärmung eines FKV-Teils, [43]

Die skalare mathematische Beschreibung der Strahlung ist durch das folgende Gesetz gegeben:

$$q = \sigma \varepsilon (T_s^4 - T_e^4) \quad (3)$$

mit

σ $5,667 \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$ Stefan-Boltzmann Konstante

ε effektiver Emissionskoeffizient

und den bereits in Gleichung (2) verwendeten Indizes. Ferner gilt, dass der Emissionskoeffizient gleich dem Absorptionskoeffizienten ist. Das Maß der bspw. vom FKV absorbierten Strahlung hängt dadurch vor allem von zwei Faktoren ab.

1. Der Absorptionskoeffizient ist eine Materialeigenschaft und nimmt für den ideal Schwarzen Strahler den Wert 1 an. Die Absorptionskoeffizienten von kohlenstofffaserverstärkten Polymeren liegen im Bereich von 0,80 – 0,95 und somit sehr nahe am Schwarzen Strahler. Führende Hersteller von berührungslösen Temperaturmessgeräten (Pyrometern) geben für die Messung von Kunststoffoberflächentemperaturen einen Emissionsgrad von 0,95 an [44].

2. Die geometrische Beziehung in der Strahler und Tape zueinander stehen ist relevant. Für einfache Fälle (z.B. konzentrische, parallel und senkrecht zueinander angeordneter Strahler und Absorber) sind Ansätze zur Berechnung der Strahlungsanteile, die nicht durch Reflexion in die Umgebung verloren gehen bekannt. Das geometrische Verhältnis zweier strahlungsaustauschender Körper wird für einfache Fälle mit bekannten Form- oder Sichtfaktoren beschrieben, die als Proportionalitätskonstante in Gleichung (3) auf der rechten Seite ergänzt werden. Häufig lassen sich diese Faktoren jedoch nur durch sehr aufwendige Raytracingverfahren finden. Abhilfe kann hier die Messung für den Prozess typischer Bedingungen schaffen. Sichtfaktoren und Emissionskoeffizient des Materials lassen sich dann in einem effektiven Emissionskoeffizienten zusammenfassen.

Für alle beschriebenen Wärmeübertragungsmechanismen wird die Abhängigkeit von Materialparametern und strömungsmechanischen oder geometrischen Faktoren deutlich. Der Zugang zu diesen Daten ist eine besondere Schwierigkeit bei der mathematischen Behandlung solcher Problemstellungen und nur selten rein theoretisch möglich. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit für einige Teilaspekte der experimentelle Zugang zu diesen Parametern adressiert.

3.5 Heizungssysteme

Um die für die Verarbeitung faserverstärkter thermoplastischer Matrices notwendige Schmelzenergie in das Polymer einzubringen, sind verschiedenste physikalische und technische Möglichkeiten vorhanden:

- Heißgas [31, 45],
- Laser [37, 46, 47],
- Induktion [23].

Für den Tapelege- bzw. Wickelprozess bedient man sich jedoch vor allem Infra-Rot-Strahlern und einer Wasserstoff-Sauerstoffflamme.

3.5.1 Infrarot Strahler

Für das Umformen 2-dimensional textil verstärkter Thermoplaste, sogenannter Organobleche, bei dem die Aufgabe einer flächigen Erwärmung im Vordergrund steht, werden Strahlerfelder bestehend aus Keramik- oder Halogen-Infra-Rot-Strahlern eingesetzt [25]. Unter Zuhilfenahme einfacher optischer Maßnahmen, wie etwa parabolischer Spiegel oder durch Bedampfen der Rückseite des Strahlers mit einer reflektierenden Schicht, kann der emittierte Strahl jedoch auch fokussiert werden. Damit steht diese Technik auch zur Erwärmung des Nip-Points beim Wickeln oder Tapelegen zur Verfügung. Halogen-Infra-Rot Strahler sind jedoch primär zur Aufheizung kohlenstofffaserverstärkter Thermoplaste geeignet, da das emittierte Spektrum im kurzwelligen Bereich liegt, und für glasfaserverstärkte Polymere so weitestgehend Transmission vorliegt. Neben der dominanten Wärmestrahlung werden geringe Mengen an Wärme auch durch konvektiven Wärmeübergang vom Strahler durch die Umgebungsluft an das Tape übertragen. Halogen-Strahler sind im Hinblick auf die erreichbaren Wärmeströme Keramikstrahlern überlegen. Die Wolfram-Wendel, die im Inneren eines Glasrohres aufgehängt ist, wird durch einen Wechselstrom über Widerstandsverluste auf über 2000 °C erwärmt und emittiert so dem Planck'schen Strahlungsgesetz folgend [48] ein kurz- bis mittelwelliges (1,6 – 2,5 µm, [43]) Spektrum elektromagnetischer Wellen. Durch das ebenfalls in der Glasröhre eingeschlossene Edelgas Halogen, wird die Wendel vor thermisch induzierten Oxidationsvorgängen geschützt. Der Zusammenhang zwischen elektrisch umgesetzter Leistung und emittierter Wärmeleistung ist nicht linear und nur durch Experimente bestimmbar. Auch mathematische Modellierungen dieses Vorgangs basieren daher auf experimentell ermittelten Daten [49, 50].

3.5.2 Offene Flamme

Eine weitere Technologie zum fokussierten Aufheizen thermoplastischer FKV hat sich ebenfalls als sehr effektiv erwiesen [39, 40]. Die Wasserstoff-Sauerstoffflamme stellt ein, sowohl die Investition als auch den Betrieb betreffend, wirtschaftliches Heizsystem dar, mit dessen Hilfe die Erwärmung von kohlenstofffaserverstärkten Hochtemperaturthermoplasten wie z.B. CF/PEEK von Raum- auf Schmelztemperatur (über 343 °C) auch bei Wickel-/Tapelegegeschwindigkeiten von mehr als 20 m/min

möglich ist. Experimente mit CF/PEEK Tapes mit einer Dicke von 0,28 mm haben gezeigt, dass das Tape dabei durchgeschmolzen wird, obwohl die Flamme nur einseitig einwirkt. Untersuchungen an anderer Stelle haben darüber hinaus ergeben, dass die Flammtemperatur über 2400 °C beträgt, und dass die Erwärmung durch eine offene Flamme überwiegend durch Strahlung und nicht durch Konvektion stattfindet [51]. Dabei wird sowohl durch Rußpartikel als auch durch gasförmig vorliegende Verbrennungsprodukte Strahlung emittiert [52], wohingegen der vorhandene Abgasstrahl eher als schwache konvektive Heizung oder sogar Kühlung auf das Tape wirkt, als die Erwärmung zu unterstützen. Ähnlich den Infra-Rot-Strahlern gestaltet sich die Berechnung der Wärmeübertragung einer Flammheizung ausgesprochen schwierig und fehlerbehaftet. Auch für dieses Hauptheizungssystem ist somit die direkte Berechnung der thermodynamischen prozessrelevanten Parameter kaum möglich.

3.6 Konsolidierung

Zur lagenweisen Herstellung eines Bauteils aus thermoplastischen Tapes, sowohl im Wickel- als auch im Tapelegeverfahren, müssen wie bereits beschrieben, abgelegtes Substrat und abzulegendes – vom Nip-Point aus betrachtet also einlaufendes – Tape zu einer monolithischen Struktur miteinander verbunden werden. Der dazu benötigte Druck wird dabei entweder durch eine Konsolidierungsrolle oder durch die am Umfang eines Wickelkörpers senkrecht dazu wirkende Komponente der Bandspannung des Tapes erzeugt. Da die polymere Matrix im Augenblick der Konsolidierung über die Schmelztemperatur erwärmt ist, kann sie durch den herrschenden schmelzflüssigen Zustand auf den aufgebrachten Konsolidierungsdruck mit Fließvorgängen reagieren. Darüber hinaus können im Tape vorhandene Poren komprimiert werden, und somit das Tape durch die Überlagerung dieser Vorgänge merklich deformiert werden. Die Dimension des abgelegten Tapes ist somit abhängig von ursprünglicher Breite und Höhe und den eben beschriebenen Vorgängen. Bild 3.9 zeigt diesen Zusammenhang schematisch.

Die ersten Modelle zu diesem Prozessabschnitt basierten zunächst auf einer 1-dimensionalen Analyse des Deformationsverhaltens eines Tapes während der Konsolidierung [53, 54], wurden dann aber erweitert von Muzzy et al. [55] zu einem einfachen Modell zur Vorhersage der Höhenabnahme eines porenbehafteten Tapes. Das Ergebnis dieser Berechnungen ist die Abhängigkeit der Tapehöhe von der Position unter der Konsolidierungsrolle.

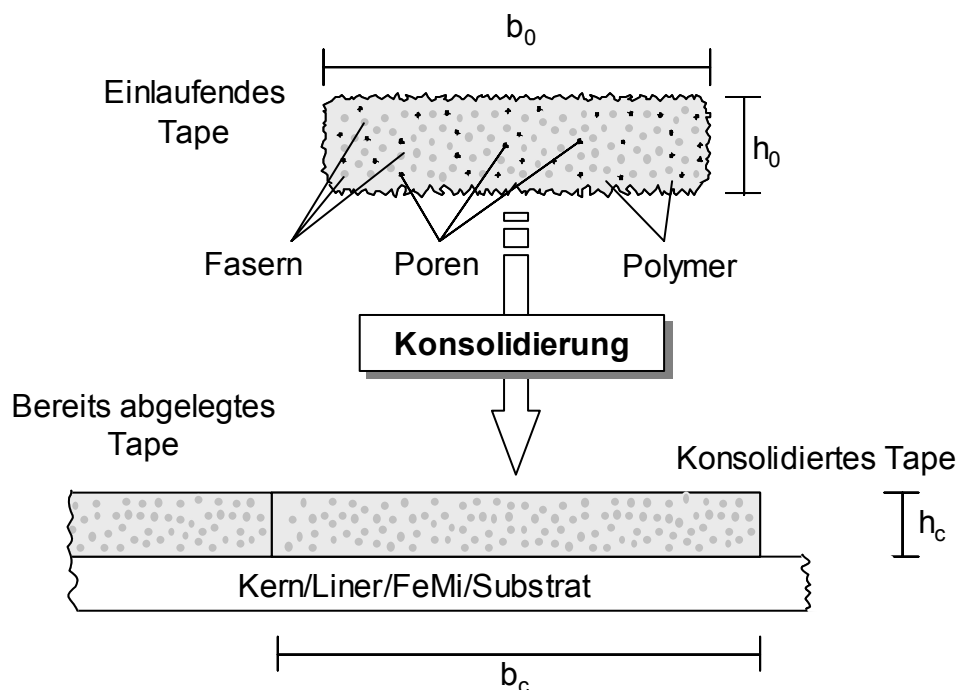


Bild 3.9: Schematische Darstellung der Konsolidierung

Ein Problem dieses Modells ist jedoch die fehlende Korrelation der elastischen Antwort der Tapes und des Substrats zu einer matrixeigenen Materialeigenschaft. Folglich müssen Konsolidierungsversuche rekursiv und iterativ zu diesem als so genannten „Bulk-Modul“ in das Modell integrierten Parameter führen. Weiterführende Arbeiten von Barnes und Cogswell [56] haben darüber hinaus gezeigt, dass die Breitenzunahme nicht vernachlässigt werden darf. Ein 2-dimensionales Modell zur Vorhersage der Breitenzunahme des Tapes während der Konsolidierung macht dies deutlich. Eine Erweiterung dieses Modells zur Simulation des Porenwachstums und deren nachfolgende Reduktion wurde von Pitchumani vorgenommen [57]. Da das am Markt etablierte und luftfahrtzugelassene APC-2a, welches als Grundlage aller US-

amerikanischer Modellansätze verstanden werden kann, in seiner bis vor kurzem erhältlichen Form einen Porengehalt von mehr als 2% aufwies, ist mit letztgenanntem Modell der Versuch unternommen worden, die Auswirkung der Konsolidierung auf die im Tape enthaltenen Poren in zwei Stufen zu beschreiben. Pitchumani geht davon aus, dass das in den Poren eingeschlossene Gas zunächst komprimiert wird, und nach der Überführung der thermoplastischen Matrix in den festen Zustand teilweise durch Expansion zu einem erneutem Wachstum der Poren führt. Arbeiten zu Imprägnierverfahren für thermoplastische Organobleche haben jedoch ein zusätzliches Phänomen die Poren betreffend gezeigt. So geht Mayer [22] davon aus, dass das in den Poren gefangene Gas zusätzlich zu den oben beschriebenen Vorgängen in der Matrix gelöst wird, und somit ebenfalls eine Reduktion des Porengehalts stattfindet. Eine umfassende mathematische Beschreibung, die beiden Ansätzen gerecht wird, ist bis jetzt jedoch nicht vorhanden. Die Notwendigkeit, den Aspekt des Porenwachstums mit anschließender Abnahme zu beschreiben, ergibt sich jedoch nach der Markteinführung von Konkurrenzprodukten zum APC-2a und auch des Nachfolgeproduktes APC-2-TIF nicht mehr. Bei den heute zur Verfügung stehenden thermoplastischen Tapehalbzeugen kann erstens von einer guten bis sehr guten Imprägnierung der Faserbündel durch die Matrix ausgegangen werden. Zweitens ist die geometrische Konstanz der Bändchenquerschnitte stark verbessert worden. Gleiches gilt für die Topographie der Oberflächen. Die positiven Veränderungen im Bereich der Tapes führen zu einer Vereinfachung der Randbedingungen im Prozess, was einige der im folgenden vorgestellten Teilmodelle heute hinfällig werden lässt. Die Modelle sollen aber dennoch aufgrund ihrer Popularität innerhalb der bisher bekannten Gesamtprozessmodelle kurz erläutert werden.

3.6.1 Matrixfließen

Für die Deformation des Tapes während der Konsolidierung ist vor allem das Fließen der thermoplastischen Matrix verantwortlich. Für diese Fließvorgänge hat Cogswell vier grundlegende Mechanismen beschrieben [16]. Die zwei wichtigsten sind dabei die Nachimprägnierung vorhandener trockener Bereiche [57] und das transversale Fließen der Matrix [58].

3.6.2 Fasernetzwerkdeformation

Während Fließvorgänge der Matrix zu einer Deformation des Tapes unter der Konsolidierungseinheit und damit einer Dickenabnahme führen, nimmt zeitgleich die Packungsdichte der Fasern zu. Dies geschieht bis zum Erreichen eines Maximums. Danach wird die Konsolidierungskraft von einem teilelastischen Faserpaket aufgenommen. Auch für diesen Vorgang sind Modelle entwickelt worden. Experimentelle Untersuchungen wurden dabei in ein mechanisches Modell überführt welches allerdings nur bedingt eine verallgemeinerbare Gültigkeit besitzt [59, 60, 61].

3.6.3 Verschweißen

Während der Konsolidierungsphase verändert nicht nur das einlaufende Tape seine Geometrie und einige seiner Eigenschaften, sondern auch das bereits abgelegte Material, das Substrat, wird dadurch beeinflusst. Im Augenblick des Kontaktes der beiden Fügepartner vollzieht sich der eigentliche Füge-, d.h. Verschweißprozess [62]. Dieser Mechanismus lässt sich wiederum in zwei Untermechanismen unterteilen.

Erster Kontakt

Obwohl die Imprägnierungsqualität heute erhältlicher CF-PEEK-Tapes die Modellierung des Kontaktes zwischen Tape und Substrat hinfällig werden lässt, soll auf die umfangreichen Arbeiten zu diesem Teilaspekt der Verarbeitung von Tape eingegangen werden. Der erste Kontakt zwischen Tape und Substrat, in der englischsprachigen Literatur als "intimate contact" bezeichnet, wurde erstmals von Dara und Loos [63] beschrieben, als Kontakt zweier Oberflächen mit gewissen Rauigkeiten. Diese Oberflächenimperfectionen wurde dabei durch eine Reihe unterschiedlich großer rechteckiger Berge und Täler beschrieben. Die Komplexität dieses Modells ließ jedoch keine experimentelle Verifikation zu. Lee und Springer haben dieses Modell dahingehend vereinfacht, dass die Rechtecke alle die gleiche Geometrie besitzen [64]. Mantell und Springer erweiterten das Modell dann mit zeitabhängigen Materialparametern und Randbedingungen [65]. Die Rechtecke deformieren sich bei diesem Modell unter dem während des Kontaktes entstehenden Drucks zwischen den Fügepartnern. Dadurch vergrößert sich die Kontaktfläche und der wirksame Druck nimmt über die Zeit ab (bei konstanter Konsolidierungskraft). Bild 3.10 verdeutlicht die Ansätze des Modells.

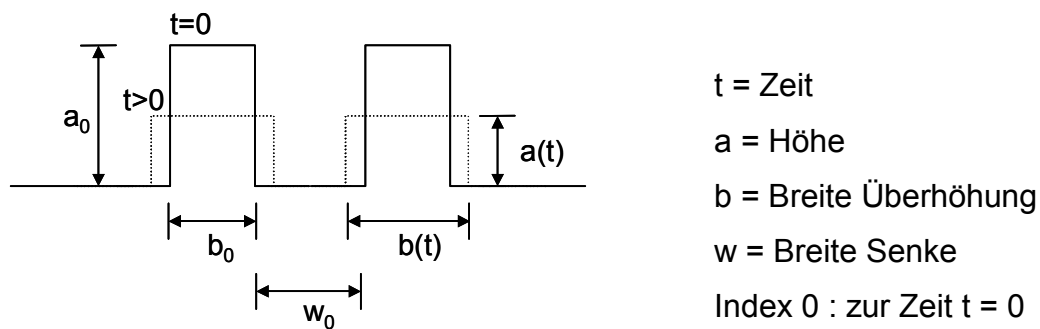


Bild 3.10: Idealisierte Darstellung von Oberflächenrauigkeiten durch periodische, rechteckige Elemente [65]

Ein großes Problem beim Einsatz dieses Modells für den realen Prozess, bzw. für reale Materialien, ist die Tatsache, dass die messbare Oberflächenrauigkeit des Tapes in die im Modell verwendeten Parameter zur geometrischen Beschreibung der Rechtecke nicht überführt werden kann. Daneben wird das viskose Fließverhalten der Matrix, welches temperaturabhängig ist [66], vernachlässigt. Beide Faktoren führen zu einer sehr geringen Aussagekraft des Modells und geben den Hinweis auf die Notwendigkeit der experimentellen Untersuchung dieses Prozessabschnitts.

Autohäsion

Während der beschriebene Vorgang des ersten Kontaktes zunächst nur die Ausbreitung der in Kontakt stehenden Oberflächen des einlaufenden Tapes und des Substrates beschreibt, wird dadurch noch keine mechanisch belastbare Verbindung der Fügepartner erzeugt. Der hierfür verantwortliche Mechanismus, die Autohäsion, basiert auf der Fähigkeit der thermoplastischen Polymerketten im schmelzflüssigen Zustand zu interdiffundieren; d.h. die langmolekularen Polymerketten des einen Fügepartners dringen in die Oberfläche des anderen Partners ein, verhaken sich dort und bilden dadurch eine stoffschlüssige Verbindung. Die Beweglichkeit der Molekülketten ist dabei jedoch nicht vollständig frei. De Gennes beschrieb erstmals mit seiner „Reptation Theory“ die Limitierung dieser Kettenbewegung [67]. Wool et al. erweiterten diese Theorie auf Polymerketten, die Interfaces zwischen zwei Thermoplasten überqueren [68, 69]. Das Ergebnis dieses Modells ist eine direkte Proportionalität zwischen der Kontaktzeit und der Polymerviskosität zum Erreichen einer abgeschlossenen Autohäsion. Allerdings sind die beschriebenen Zusammenhänge nur für isotherme Prozesse gültig.

Eine Erweiterung auf nicht isotherme AutohäSION wurde erst vor kurzem durch Yang [70] vorgestellt. Dabei ist auf Grundlage der Reptation Theory ein analytischer Ansatz entwickelt worden, der durch numerische Integration einen Zusammenhang zwischen der zeitabhängigen Temperaturhistorie des Tapes bzw. des Substrates und der zwischen den beiden ausgebildeten monolithischen Verbindung, bzw. der mechanischen Qualität dieser Verbindung erzeugt. Eine gekoppelte Analyse des „ersten Kontaktes“ und der AutohäSION zeigt darüber hinaus, dass theoretisch beide Mechanismen zur Vorhersage der Fügefestigkeit für das Thermoplastwickeln und Tapelegen in Betracht gezogen werden müssen, wobei an dieser Stelle erneut die Probleme der Verwendbarkeit der „künstlichen“ Oberflächenrauigkeit erwähnt sein sollen. Ein erster Hinweis für die Sensibilität der Fügequalität in Bezug auf die Zeit, die den Polymeren zur Interdiffusion zur Verfügung steht, ist in folgendem Bild angedeutet.

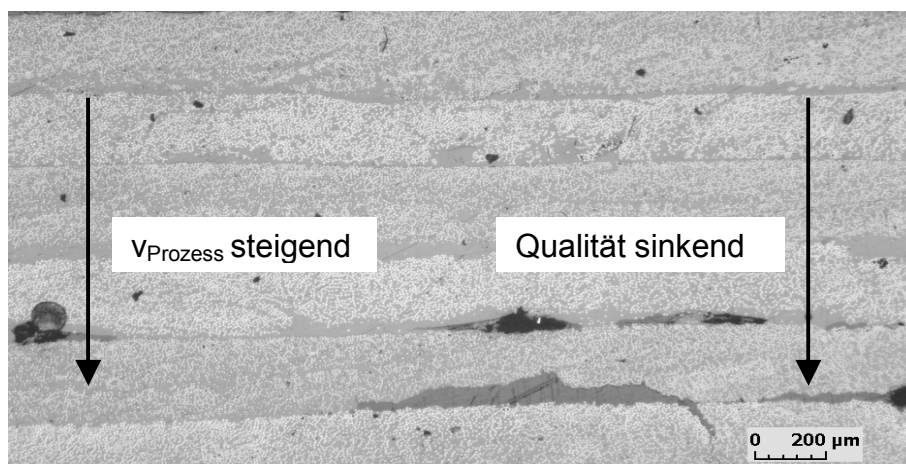


Bild 3.11: Schliffbild eines wickeltechnisch, mit steigender Wickelgeschwindigkeit, hergestellten Laminats [41]

Während die Fügung der oberen Lagen in Bild 3.11 mit geringer Prozessgeschwindigkeit, und damit höheren AutohäSIONszeiten, rein optisch schon ein besseres Ergebnis liefert, nimmt die visuell erfassbare Qualität (interlaminare Luft einschlüsse) mit steigender Prozessgeschwindigkeit bei den unteren Lagen stetig ab.

Einige Parameter, die Eingang in die beschriebenen Teilmodelle finden, sind stark materialabhängig, während z.B. die Prozessgeschwindigkeit eine verfahrenstechnische Randbedingung darstellt. Für die Erstgenannten sind oftmals temperaturabhängige Materialeigenschaften verantwortlich, die deshalb prozessrelevant sind und näher beleuchtet werden müssen.

3.7 Prozessrelevantes Werkstoffverhalten

Untersuchungen der Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften von Thermoplasten haben gezeigt, dass für die mathematische Beschreibung des Materialverhaltens eine Temperaturabhängigkeit nicht vernachlässigt werden sollte. Während sich die Variation der Dichte in relativ kleinen Bereichen bewegt, zeigt die spezifische Wärmekapazität eine auffälligere Temperaturabhängigkeit, wie Bild 3.12 verdeutlicht.

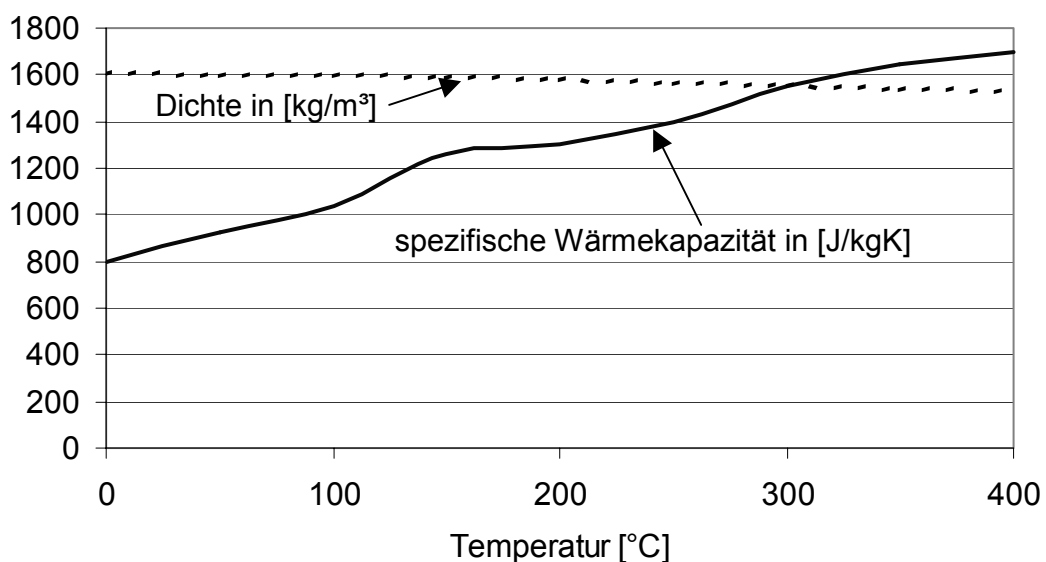


Bild 3.12: Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität von CF/PEEK [16], Schmelzpeak geglättet

Die Glättung des Schmelzpeaks im Bereich von 340 – 360 °C wurde durchgeführt, um eine einfachere mathematische Ersatzbeschreibung (Regression) dieses Materialverhaltens durchführen zu können. Eine Besonderheit stellt die thermische Anisotropie kohlenstofffaserverstärkter Thermoplaste dar. Die damit verknüpfte thermische Leitfähigkeit zeigt nicht nur eine Temperaturabhängigkeit, sondern zusätzlich einen in Faserrichtung ca. zehnmals höheren Wert als quer dazu.

Die Ursache liegt hauptsächlich in der diese Eigenschaft des uni-direktionalen FKV betreffenden Dominanz der Fasern gegenüber der Matrix. Daneben verhalten sich die Kohlenstofffasern selbst auch anisotrop [16]. Die starke resultierende Anisotropie dieser Eigenschaft kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe ist beispielhaft in Bild 3.13 für ein CF/PEEK dargestellt.

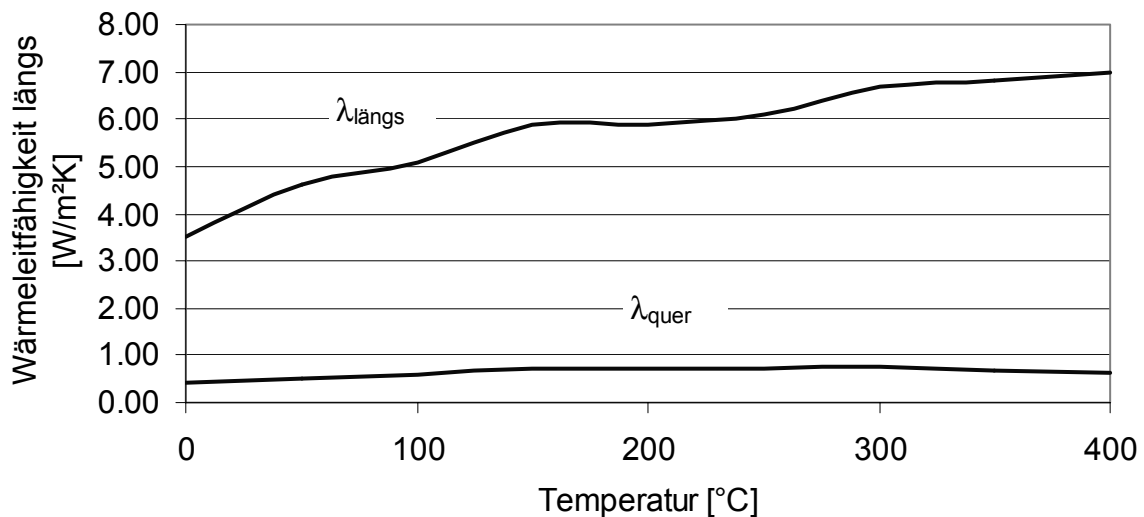


Bild 3.13: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für CF/PEEK, [16]

Das temperaturabhängige Verhalten der gezeigten Materialeigenschaften gibt einen eindeutigen Hinweis auf die Notwendigkeit einer umfassenden mathematischen Beschreibung dieses Verhaltens innerhalb einer Simulation der Verarbeitung von (faserverstärkten) Thermoplasten.

3.7.1 Degradation

Für die Verarbeitung thermoplastischer Polymere existiert neben den beschriebenen Kristallisationsbereichen ein weiterer, ebenso wichtiger Temperaturbereich, der in der Prozessführung zu berücksichtigen ist. So ist oberhalb der Schmelztemperatur nur in einem diskreten Bereich die Verarbeitung unter normalen Bedingungen, d.h. Sauerstoffexposition, möglich. Oberhalb einer bestimmten Temperatur beginnt sich das Matrixpolymer überwiegend durch oxidative Reaktionen zu zersetzen. Man spricht dann auch von der Degradation der Matrix. Darüber hinaus besteht ein Zusammenhang zwischen dem Grad des Abbaus und der Expositionsdauer bei bestimmten Temperaturen.

Ein Modell für diesen Zusammenhang wurde von Nam et al. entwickelt und liefert maximal ertragbare Temperaturen in Abhängigkeiten der Expositionszeit für verschiedene Thermoplaste, bzw. den oxidativen Abbau des Polymers [71]. Die mechanischen Eigenschaften werden erst durch einen Verlust des Molekulargewichts von mehr als 0,06% negativ beeinflusst. Einige Richtwerte für den Temperatur-Zeit-Zusammenhang liefert Bild 3.14.

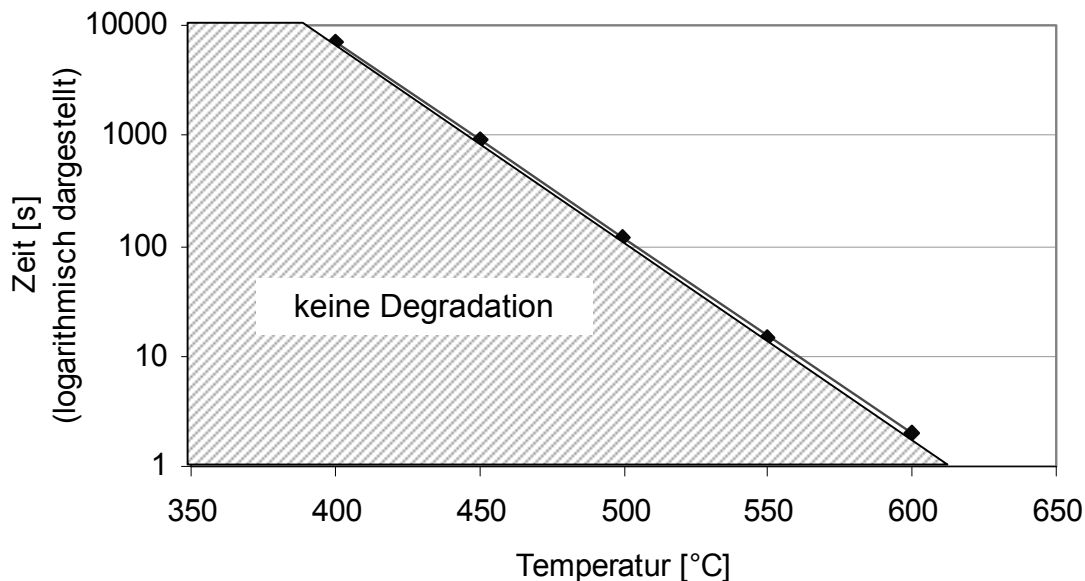


Bild 3.14: Grenzkurve der ertragbaren Expositionszeit von PEEK, [16]

Die im Rahmen der Arbeit untersuchten Prozesse und die Temperatur-Prozessgeschwindigkeitskombinationen führen zu Verweilzeiten bei Temperaturen in dem in Bild 3.14 schraffierten Bereich. Degradationseffekte können somit ausgeschlossen werden. Sollten aber niedrigere Prozessgeschwindigkeiten oder höhere Temperaturen im Prozess erreicht werden, sollte der Zusammenhang und ein evtl. Zustandekommen von Degradationsphänomenen untersucht werden.

3.7.2 Kristallisation

Die herausragende chemische Beständigkeit teilkristalliner Thermoplaste hat zu einer Vielzahl von Anwendungen dieser Materialien aus Spritzgussprozessen geführt. Diese für die Anwendung dieser Materialien positive Eigenschaft erschwert jedoch deren Verarbeitung dadurch, dass ein weiterer Verarbeitungsparameter hinzukommt, der für die meisten Anwendungen in bestimmten Grenzen gehalten werden muss.

Der Kristallinitätsgrad, also der Anteil der thermoplastischen Molekularstruktur, der in kristalliner Form vorliegt, beeinflusst nämlich nicht nur die chemischen Eigenschaften. Die folgende Tabelle zeigt repräsentativ am Beispiel des Polyetheretherketons 150P, dass vor allem die strukturmechanischen Eigenschaften in einer engen Abhängigkeit zum Kristallinitätsgrad der Matrix stehen.

Tabelle 3.2: Mechanische Eigenschaften von PEEK 150P als Funktion der Kristallinität [72]

Eigenschaft		15% Kristallinität	40% Kristallinität	Veränderung
Zugmodul	MPa	3447	4482	23 %
Zugfestigkeit	MPa	69	97	29 %
Schubmodul	MPa	1207	1379	13 %
Schubfestigkeit	MPa	41	62	33 %
Druckfestigkeit	MPa	152	172	12 %

Wie in Tabelle 3.2 zu sehen ist, haben variierende Kristallinitätsgrade massive Änderungen der mechanischen Eigenschaften zur Folge. Während Moduli und Zähigkeit mit zunehmender Kristallinität zunehmen gilt für die Schlagzähigkeit allerdings ein entgegengesetzter Zusammenhang [16]. Dieses Verhalten konnte auch für FKV mit teilkristalliner thermoplastischer Matrix nachgewiesen werden [73]. Die Kristallisationskinetik von Hochtemperaturthermoplasten ist in mehreren Studien umfassend beschrieben worden [74, 75, 76]. Einen mathematischen Zugang zur Abhängigkeit der Kristallinität von den Verarbeitungsparametern zu entwickeln gelang zunächst Seferis und Velsaris [77, 78]. Sie stellten einen funktionellen Zusammenhang der Kristallisationsrate $d\chi/dt$ während der Verarbeitung mit der Kristallinität χ selbst, mit der Temperatur T und mit dem Temperaturgradienten dT/dt auf. Da dieser Zusammenhang sehr komplex und nur schwer berechenbar ist, haben Maffezzoli et al. [79] für den Aufheizvorgang, Lee und Springer [64] für die Abkühlung einfachere Modelle entwickelt. Muzzy et al. vereinfachten diese Modelle erneut. Experimentelle Untersuchungen von Blundell [80] können jedoch zunächst als Anhaltspunkt für die Abhängigkeit des Kristallisationsgrades von der Abkühlgeschwindigkeit herangezogen werden. Sie dienen oftmals auch als Kalibrierkurven für die mathematischen Ersatzmodelle, wie Bild 3.15 zeigt.

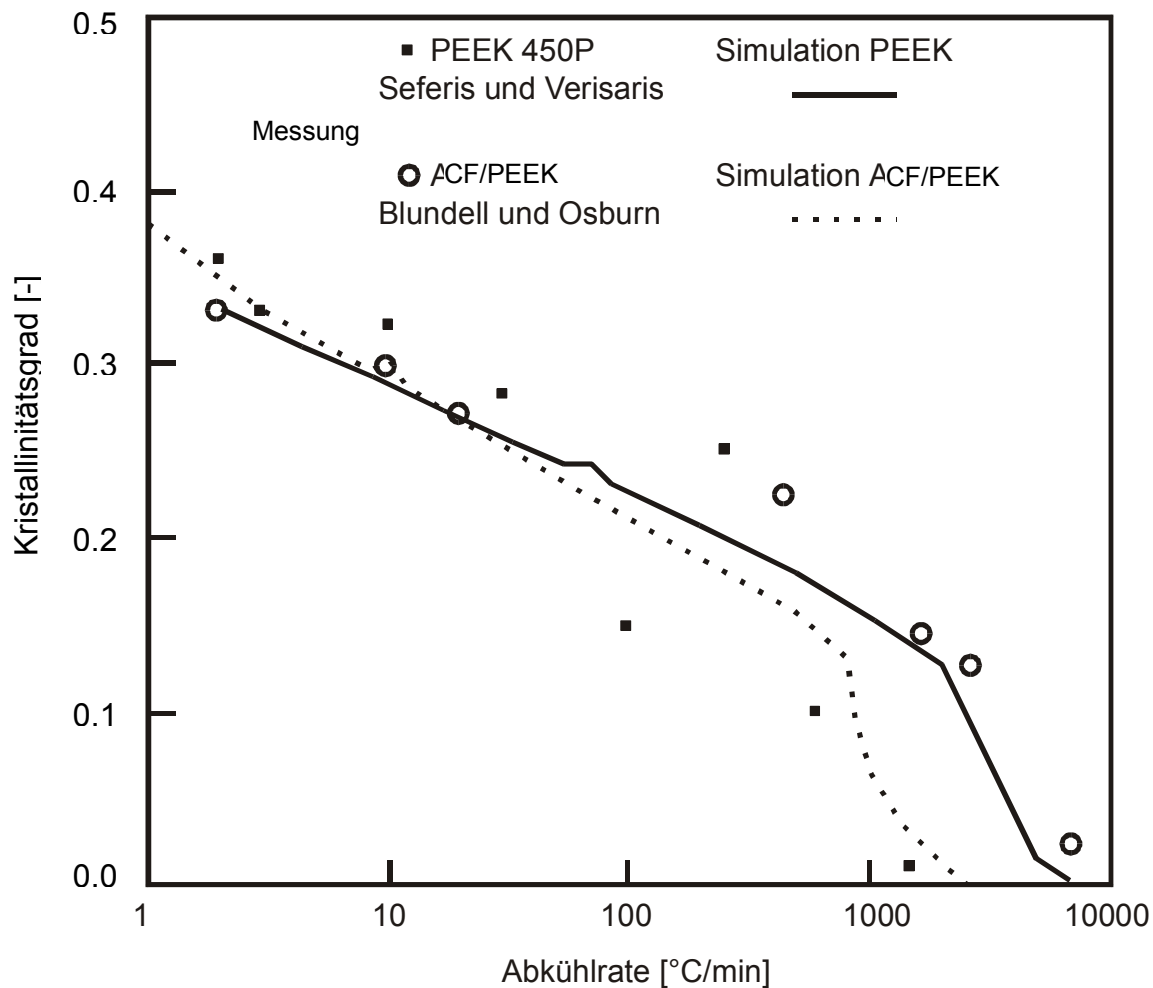


Bild 3.15: Kristallinität in Abhängigkeit der Abkühlrate von PEEK 450P und CF/PEEK [55]

3.8 Stand der Prozesssimulationssoftware

Obwohl eine Vielzahl von Ansätzen zur mathematischen Beschreibung der physikalischen Zusammenhänge während des Thermoplastwickelns bzw. -tapelegens entwickelt wurden, sind programmtechnische Umsetzungen nach umfangreichen Recherchen dieser Arbeit bislang nicht über den universitären Rahmen hinaus erfolgt. Daher wurde im Rahmen der Arbeit der Versuch unternommen, das FEM-Paket ANSYS®, welches mittlerweile auch Anwendung im Bereich der strukturmechanischen Auslegung faserverstärkter Kunststoffe gefunden hat, auf die Berechnung der prozessrelevanten Problemstellungen, vor allem die Temperaturfeldberechnungen anzuwenden.

Die Nutzbarkeit scheiterte an dem Versuch, die Prozessgeschwindigkeit als Parameter in die Simulation sinnvoll zu integrieren. Dies liegt vor allem an der strukturellen Entwicklungshistorie und der damit verbundenen Numerik des Paketes. Auch der Blick auf prozessnahe Software-Tools, beispielsweise Pfadgenerierungsprogramme (Cadwind, Ariane, Ingersoll CPS, Cincinnati Machine Pfadgenerierung), die im industriellen Einsatz an Duroplastwickel- und Duroplasttapelegeanlagen sind, zeigte die Defizite dieser Programme für eine Erweiterung auf Thermoplastprozesse. So sind diese Tools zwar in die Prozessketten der genannten Verfahren weitestgehend integriert, Anforderungen an die Prozesssimulation, die aus der Verwendung thermoplastischer Halbzeuge herrühren, sind aber weder implementiert, noch ist die Erweiterung ohne weiteres möglich. Ein Beispiel hierfür ist das in allen Programmen fehlende Paket zur Berechnung der Temperaturverteilung im Tape/Substrat.

3.9 Bewertung vorhandener Modelle

Betrachtet man die vorhandenen Modelle, deren theoretischen Hintergrund und die experimentelle Verifikation wird eines sehr deutlich. Zwar wurden vor allem in militärisch geprägten US-Forschungsprogrammen viele theoretische Studien zur Verarbeitung thermoplastischer Tapes durchgeführt, eine umfassende Verifikation steht bisher jedoch aus. Ein Indiz hierfür ist der bisher ausstehende Marktdurchbruch von FKV mit Hochtemperaturthermoplastmatrix sowie der zugehörigen Prozesse, trotz der hohen Erwartung aus den verschiedensten Technologiebereichen. Ein Beispiel für die Trennung zwischen der Erarbeitung des grundlegenden Prozessverständnisses in Form von Prozessmodellen und deren Verifikation ist durch die Tatsache gegeben, dass in Modellen der Energietransfer durch Strahlung bisher aufgrund der komplexen, nicht-linearen Zusammenhänge vernachlässigt wird, die wenigen Wickel- und Tapelegeexperimente aber mit Pyrometern durchgeführt wurden. Die wenigen Verifikationsversuche nutzen also die auf Wärmestrahlung basierte Messung von Temperaturen, während die Modellierung diesen Energietransfermechanismus vernachlässigt.

Zusammenfassend kann davon ausgegangen werden, dass bisher die Fokussierung auf die Erarbeitung von Modellen ohne direkten Bezug zu einer industriell umsetzba-

ren Verarbeitungstechnik für eine Verbreitung der thermoplastischen Wickel- und Tapelegeverfahren eher im Wege stand als sie zu unterstützen. Auch umfassende Integrationsversuche der beschriebenen Teilmodelle haben daran bis heute nichts geändert.

Dennoch soll an dieser Stelle auf die Arbeiten zur Prozessmodellierung an den verschiedensten Forschungseinrichtungen durch die nachfolgende Tabelle nochmals hingewiesen werden. Die in Tabelle 3.3 dargestellte Übersicht zeigt die heute bekannten Modelle, deren Umfang und evtl. vorhandene Verifikationsplattformen. Obwohl teilweise Simulationswerkzeuge entwickelt wurden, sind bisher keine dieser Programme frei erhältlich oder in kommerzielle Software-Pakete integriert worden. Auch sind teilweise genutzte Verifikationsplattformen bisher nicht industriell umgesetzt worden, bzw. nicht erhältlich. Die Ausrichtung aktueller Arbeiten zu semi-empirischen, teils mit neuronalen Netzen unterstützten Entwicklungen (z.B. Arbeiten der Gruppe am CCM in Tabelle 3.3, Zeile 1) lässt als Fazit zum Stand der heutigen Technik zu, dass auch an anderer Stelle erkannt wurde, dass eine rein theoretisch fokussierte Unterstützung der Prozessentwicklung nicht zum erhofften Ziel führt.

3.10 Lastenheft für eine Prozesssimulation

Für die dargestellten Prozesse Thermoplastwickeln und Thermoplasttapelegen lassen sich auf Basis des Standes der Technik für die Entwicklung einer Prozesssimulation folgende Anforderungen ableiten:

- Entwicklung eines numerischen Simulationstools für die Berechnung der thermodynamisch dominanten Prozesskenngrößen, vor allem des Temperaturfeldes,
- Integration der Strahlungsrandbedingung,
- Integration der Prozessgeschwindigkeit,
- Bereitstellung des Temperaturprofils für ergänzende Berechnungen,
- Entwicklung eines vereinfachten Konsolidierungsmodellansatzes,
- Bereitstellung empirischer Parameterermittlungsmethoden,
- prozessnahe Verifikation,
- modulare programmtechnische Umsetzung zur einfachen Erweiterbarkeit bzw. Integrierbarkeit in automatisierte Gesamtprozessketten und
- die Unterstützung der anlagen- und materialbezogenen Prozessentwicklungsarbeiten.

Da diese Anforderungen gar nicht oder nur teilweise in die vorhandenen Modellansätze integriert wurden, liegt der Schluss nahe, ein neues Prozesssimulationswerkzeug sowie eine Möglichkeit zur experimentellen Verifikation bzw. Parameterermittlung zu entwickeln. Diese Aufgabe stellt sich als Kern der vorliegenden Arbeit dar. Die nachfolgenden Kapitel zeigen daher die Entwicklung der Prozesssimulationssoftware ProSimFRT (**Process Simulator for Fiber Reinforced Thermoplastic Tapes**) und einer Experimentalplattform, einem Thermodynamikprüfstand.

Diese Arbeit soll damit einen wichtigen Grundstein der Gesamtprozesskette für die mittel- bis langfristig zu automatisierenden Verarbeitungsverfahren Thermoplasttapelegen und –wickeln legen. Der Weg zur Automatisierung und somit zur Qualitätssicherung dieser Prozesse führt unweigerlich über die Bereitstellung theoretisch basierter Softwarewerkzeuge und entsprechender Experimentalanlagen.

4 Prozessmodellierung

Um die Verarbeitungsverfahren Thermoplastwickeln und –tapelegen einer mathematischen Beschreibung zugänglich zu machen, muss zunächst der reale Prozess systematisch analysiert und nachfolgend in dominante physikalische Kategorien abstrahiert werden. Beispiele für solche mathematischen Modelle sind bereits beschrieben worden. In Abhängigkeit des Abstraktionsgrades und der daraus resultierenden mathematischen Beschreibung lassen sich entweder analytische Lösungen finden oder es müssen numerische Lösungsverfahren genutzt werden.

4.1 Modellierung des Wärmetransfers

Wie die umfassende Untersuchung vorhandener Modellansätze gezeigt hat, ist die Temperatur die dominante Prozessgröße während der Verarbeitung thermoplastischer Tapes. Daher muss für die theoretische Beschreibung der Hintergründe des Thermoplasttapelegens und –wickelns die mathematische Ermittlung der Temperatur im Zentrum der Bemühungen stehen. Ein üblicher Ansatz hierfür ist die Berechnung der Temperatur als Feldgröße und damit als Unbekannte einer Energiebilanzgleichung, wie z.B. der folgenden, abgeleitet aus dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik.

$$\rho c \frac{DT}{Dt} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c \mathbf{v} \nabla T = \nabla(\lambda \nabla T) + \dot{Q} \quad (4)$$

mit

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad : \quad \text{Einfluß der transienten Temperaturänderung,} \\ \text{(instationäres Problem)}$$

$$\rho c \mathbf{v} \nabla T \quad : \quad \text{Energietransport durch Massenfluß}$$

$$\nabla(\lambda \nabla T) \quad : \quad \text{Energietransport durch Wärmeleitung im Volumen}$$

$$\dot{Q} \quad : \quad \text{Innere Wärmequellen oder –senken}$$

Die in Gleichung (4) aufgestellte Energiebilanz beschreibt den Zusammenhang verschiedener Energieübertragungsmechanismen, die jeweils als Einzelterm in dieser partiellen Differentialgleichung (PDGL) enthalten sind. Die Geschwindigkeit \mathbf{v} und die Wärmeleitfähigkeit λ sind als Vektor bzw. Tensor hervorgehoben. Mit dieser PDGL wird das Temperaturfeld somit in einem beliebigen 3-dimensionalen Kontinuum beschrieben. Problematisch ist jedoch die Lösung der PDGL nach der Temperatur. Analytische Verfahren sind hier ohne Vereinfachungen der Gleichung nicht anwendbar. Vielmehr müssen numerische Lösungsmethoden wie z.B. Finite-Differenzen-Methoden oder Finite-Elemente-Methoden genutzt werden. Diese numerischen Verfahren überführen die PDGL in ein Gleichungssystem, welches dann mit Hilfe einfacher Verfahren, z.B. Gauss-Algorithmus, gelöst werden kann. Die Qualität der Lösung ist abhängig von der örtlichen und zeitlichen Diskretisierung, d.h. der Feinheit des Netzes, auf dessen Knoten die Lösung ermittelt werden soll, und der Zeitschrittweite für transiente Rechnungen. Finite-Differenzen Verfahren stellen eine einfache Methode zur Diskretisierung von PDGL dar, wobei Einschränkungen für die Netzgestaltung im Hinblick auf geometrische Freiheiten und den Zusammenhang der Netzfeinheit mit zeitlichen Schrittweiten gelten. Für die vorliegende Aufgabe wurde daher die Finite-Elemente-Methode zur Lösung der Energiebilanzgleichung gewählt. Die Methodik der Diskretisierung ist in Anhang A detailliert beschrieben.

An dieser Stelle sei jedoch auf die besondere Bedeutung des Diffusionsterms $\rho c \mathbf{v} \nabla T$ in Gleichung (4) hingewiesen. Mit Hilfe dieses Terms kann die Bewegung des Tapes und des bereits abgelegten oder aufgewickelten Substrats relativ zum Tape- oder Wickelkopf in die Rechnung direkt integriert werden. Würde man auf diesen Anteil der Energiebilanz verzichten, müssten sämtliche Rechnungen transient mit sich bewegenden Randbedingungen durchgeführt werden und Kontaktprobleme bewegter Körper (z.B. Tape \Leftrightarrow Konsolidierungsrolle) könnten gar nicht berechnet werden. Für die prozessrelevanten Materialeigenschaften, die Geschwindigkeit, die Quell- bzw. Senkterme und die Randbedingungen gelten die in Tabelle 4.1 dargestellten Einschränkungen.

Tabelle 4.1: Parameter und deren Vereinfachung in der Energiebilanz

Eigenschaft/Parameter	Bemerkung/Begründung
$\rho = const.$	Die Dichtenvariation von TP-FKV über der Temperatur ist sehr gering [16].
$\varepsilon = const.$	Die Variation des Emissionsgrades über der Temperatur ist in dem relevanten Temperaturbereich ebenfalls sehr gering.
$\alpha = const.$	Durch fehlerbehaftete semi-empirische Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten wird wie bei den Ähnlichkeitsbetrachtungen von einem konstanten mittleren Wert ausgegangen.
$T_e \neq T_e(T)$	Die Umgebungstemperatur kann zeitvariant aber nicht abhängig von der Oberflächentemperatur modelliert werden. Gültig durch großes Volumen der Umgebung im vgl. zu Prozessteilnehmern oder durch große Trägheit der Umgebung.
$q_s \neq q_s(T)$	Ein aufgeprägter Wärmefluss wird nicht durch die Temperatur beeinflusst. Verluste können aber durch Konvektion und/oder Strahlung modelliert werden.
$\mathbf{v} \neq \mathbf{v}(T)$	Die Lege- bzw. Wickelgeschwindigkeit wird nicht als Funktion der Temperatur angenommen.
$c_p = c_p(T)$	Die spezifische Wärmekapazität von TP-FKV ist stark temperaturabhängig und daher als Funktion der Temperatur implementiert, s. Kap. 3.7, Bild 3.12.
$\lambda = \lambda(T)$	Die Wärmeleitfähigkeit von TP-FKV ist stark temperaturabhängig und daher als Funktion der Temperatur implementiert, s. Kap. 3.7, Bild 3.13
$\dot{Q} = \dot{Q}(T)$	Die Quell- und Senkterme sind ebenfalls temperaturabhängig in die Energiebilanz aufgenommen worden.

Die Randbedingungen lassen sich in die Energiebilanzgleichung nach den ersten Schritten der Diskretisierung, s. Anhang A Gleichung (A 14) einfach einbeziehen. Dabei werden die in Kap. 3.4 beschriebenen mathematischen Formulierungen für Konvektion und Strahlung angewendet.

Während die bisher beschriebenen Zusammenhänge unmittelbar zur Lösung der Energiebilanzgleichung und somit der Lösung des Temperaturfeldproblems dienen, sind andere Phänomene als Untermodelle von der eigentlichen Energiebetrachtung entkoppelt. Dies ist gültig für Teilprozesse, die keine direkte Rückwirkung auf die Temperatur haben bzw. für Degradationsprozesse, solange der Massenabbau die geometrischen, rheologischen oder thermodynamischen Grenzen des betrachteten Materials nicht zu sehr verändert (z.B. Abbrand der Tapeoberfläche). Für Kristallisationsvorgänge ist zwar ein prinzipieller Zusammenhang zwischen der Kristallisation und der dadurch frei werdenden bzw. gebundenen Energie bekannt, für das hauptsächlich untersuchte Material CF/PEEK kann dies jedoch vernachlässigt werden [55].

4.2 Degradationsmodell

Das Degradationsmodell, welches zur Implementierung in die Prozesssimulation zur Berechnung des thermischen Abbaus der thermoplastischen Matrix gewählt wurde, basiert auf den Arbeiten von Nam und Seferis [71]. Das Modell ist gültig für PEEK-basierte FKV und beschreibt den prozentualen Abbau des Molekulargewichts Δw_d als

$$\Delta w_d = 36\alpha_d \quad (5)$$

Für die zeitliche Ableitung des Abbaus wird angenommen, dass

$$\frac{d\alpha_d}{dt} = k[w_1(1-\alpha_d) + w_2\alpha_d(1-\alpha_d)] \quad (6)$$

wobei

$$k(T) = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (7)$$

mit

α_d : Degradationskoeffizient

E : Aktivierungsenergie, 240,2 kJ/mol, [71]

A : empirischer Faktor, $8,265 \times 10^{12} s^{-1}$, [71]

R : Allgemeine Gaskonstante, 8,314 kJ/kmol K

w_1 : Wichtungskoeffizient, 0,0215, [71]

w_2 : Wichtungskoeffizient, 0,9785, [71]

gilt.

Aus Gleichung (6) lässt sich durch eine einfache Euler-Umformung eine Näherungsgleichung für den zeitlichen Verlauf des Degradationsgrades für CF/PEEK ermitteln:

$$\alpha_d|_{n+1} = \alpha_d|_n + k[w_1(1-\alpha_d) + w_2\alpha_d(1-\alpha_d)] \cdot \Delta t \quad (8)$$

mit

$\alpha_d|_{n+1}$: Degradation zum Zeitpunkt n+1

$\alpha_d|_n$: Degradation zum Zeitpunkt n

Δt : Zeitschrittweite

Die Anwendung von Gleichung (8) auf eine Temperatur-Zeit-Kurve einer instationären Temperaturmessung oder eine ortsfeste Temperaturberechnung an einem bewegten Tape erlaubt die Kalkulation der thermischen Degradation der thermoplastischen Matrix des Tapes.

4.3 Konsolidierungsmodell

Das Kontaktmodell von Mantell und Springer [65], als erster Teil eines Konsolidierungsmodells, wird in der Literatur von einer Vielzahl von Autoren zitiert und in eigene Modellansätze weitestgehend übernommen. Eine Ausnahme stellt hier nur die Modellierung der Oberflächenrauigkeiten als fraktale Verteilung von Bergen und Tälern von Yang und Pitchumani [102, 103] dar. Die Parameter dieses Modells lassen sich mit Messungen realer Oberflächen thermoplastischer Tapes, die mit Hilfe von Laserprofilometern durchgeführt werden können, korrelieren. Allen diesen theoretischen Beschreibungen des Kontaktproblems zwischen zwei Tapes ist jedoch eines gemein: Sie basieren ausschließlich auf der Verarbeitung älterer Tapeentwicklungen mit mangelhafter Qualität. Dass für dieses Material von einem Einfluss der Oberflächenrauigkeiten auf den direkten Kontakt zweier Tapes ausgegangen werden muss, verdeutlicht Bild 4.1 links. Ebenso deutlich wird aber auch der erreichte Fortschritt der Qualität heutiger Tapegenerationen durch die Veränderung der Imprägnierprozesse, s. Bild 4.1 rechts. Damit wird eine stark verbesserte Oberflächenrauigkeit zur Verfügung gestellt, welche die grundlegenden Annahmen der vorhandenen Kontaktmodelle nicht mehr rechtfertigt.

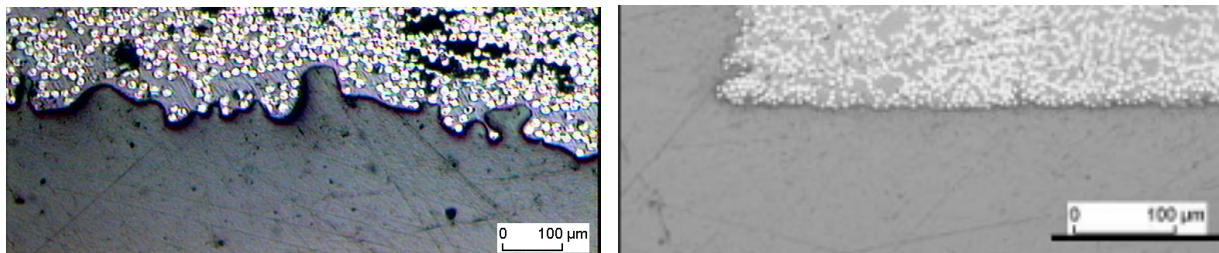
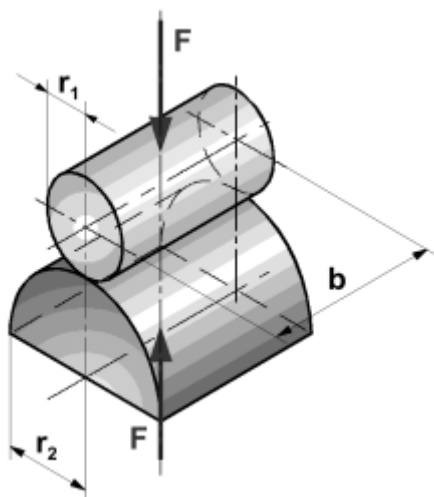


Bild 4.1: Schliff CF/PEEK, 1998 (links) und CF/PEEK, 2001 (rechts), beide 60 Faser-Volumen %

Im Rahmen der Arbeit wurde daher ein neuer, auf einer einfachen Annahme basierender Ansatz gewählt, um die Phänomene der Konsolidierung zu beschreiben. Betrachtet man den Belastungszustand eines Tapes, welches beispielsweise zwischen zwei Rollen im schmelzflüssigen Zustand hindurchgefördert und dabei durch den Druck der Rollen komprimiert wird, treten zunächst die bereits beschriebenen Phänomene des Matrixfließens und der Kompaktierung der Faserbündel auf. Entfernt man gedanklich das Tape, bildet der nun in Bild 4.2 skizzierte Belastungszustand der beiden Rollen untereinander eine der Hertz'schen Belastungen, den Rollenkontakt. Elastisches Materialverhalten und kleine Deformationen der Rollen im Kontaktbereich vorausgesetzt, lässt sich die folgende mathematische Beschreibung von Hertz anwenden, die eine Berechnung des mittleren Drucks im Kontaktbereich der Rollen ermöglicht [109].



$$p_{\text{mittel}} = \frac{\pi}{4} \sqrt{\frac{1}{\pi} \left(\frac{F}{b} \right) \frac{\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2}}{\frac{1-v_1^2}{E_1} + \frac{1-v_2^2}{E_2}}} \quad (9)$$

mit F = Kraft, E = E-Modul und ν = Querkontraktionszahl

Bild 4.2: Hertz'scher Kontakt zwischen zwei Rollen

Gleichung (9) besitzt auch Gültigkeit für den Kontakt einer Rolle mit einer Platte, wobei dann $r_2 = \infty$ zu setzen ist. Geht man nun davon aus, dass sich die Werkstoffigenschaften der Rollen und/oder der Platte mit der Zeit nicht verändern, lässt sich der beschriebene Ansatz als stationäres System darstellen, für den die obige Gleichung zeitlich unbegrenzte Gültigkeit besitzt. Eine wichtige Bedingung für den Hertz'schen Kontakt sei an dieser Stelle jedoch hervorgehoben. Beide Rollen, bzw. die Rolle und die Platte müssen über die gesamte Breite den gleichen Kontakt besitzen, d.h. also lotrecht ausgerichtet und nicht gegeneinander gekippt sein. Denkt man nun zurück an den realen Prozess, bleibt der stationäre Zustand der Belastung der beiden Kontaktpartner aus rein geometrischen Gesichtspunkten über die Prozessdauer hinweg nicht bestehen. Betrachtet man die untere Rolle im Fall des Wickelprozesses als Kern oder Liner verändert sich der Radius der Rolle mit stetig wachsender Substratdicke. Der Zuwachs wirkt sich jedoch nur bei kleinen Kerndurchmessern aus und ist für die Herstellung ebener Lamine von Beginn an unbedeutend, da es sich dann real um eine Platte handelt und $r_2 = \infty$ gilt. In der Hertz'schen Formulierung zum Druckprofil zwischen den Kontaktpartnern findet sich jedoch ein weiterer Parameter, dessen Entwicklung über die Prozessdauer genauer beleuchtet werden muss. Die Variation des Elastizitätsmoduls hat einen großen Einfluss auf den mittleren Druck, wie die exemplarische Rechnung in Bild 4.3 verdeutlicht. Eine Zunahme des E-Moduls um die Hälfte führt zu einer Erhöhung des Drucks um ca. 20 %.

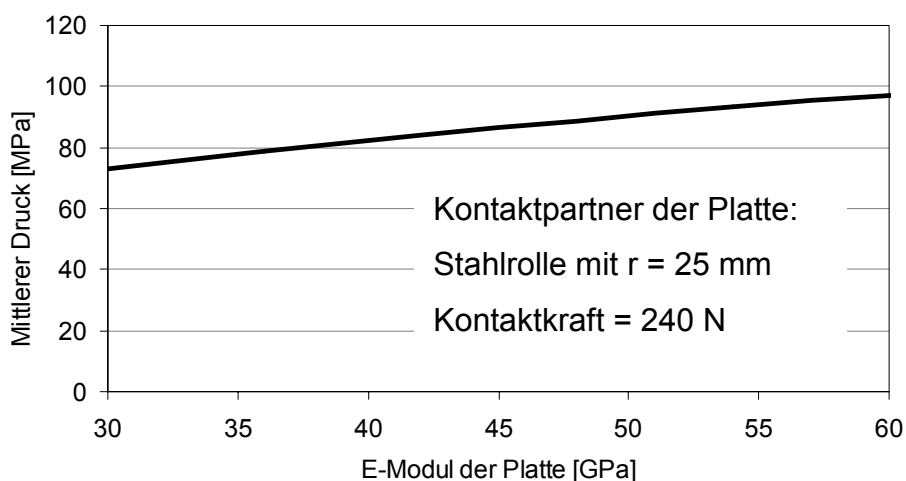


Bild 4.3: Folge eines veränderlichen E-Moduls der Platte einer Hertz'schen Rollen-Plattenpaarung

Um die Veränderung des E-Modul des Kontaktpartners der Konsolidierungsrolle in einer ersten Näherung berechnen zu können, ist die folgende stark vereinfachende Annahme getroffen worden. Wie in Bild 4.4 skizziert, wird das Kontaktgegenstück zur Rolle aus dem schichtweise aus Tapes aufgebauten Substrat und dem FeMi oder Kern gebildet. Jede der Tapeschichten trägt nun einen Teil zu den elastischen Eigenschaften des Substrats bei. Für eine Vereinfachung auf ein eindimensionales Ersatzsystem lässt sich also jede Lage durch eine Feder abstrahieren. Diese Vereinfachung wird zum einen durchgeführt, weil ein höherdimensionales Modell nicht mehr ohne komplexere mikromechanische Ansätze und numerische Lösungsmethoden zu behandeln ist. Zum anderen hat Christoforou nachgewiesen, dass für den Fall des Kontaktes einer Kugel mit einem dünnen Laminat, welches durch eine steife Platte gestützt wird, nur die mechanischen Eigenschaften in Belastungsrichtung relevant sind [104].

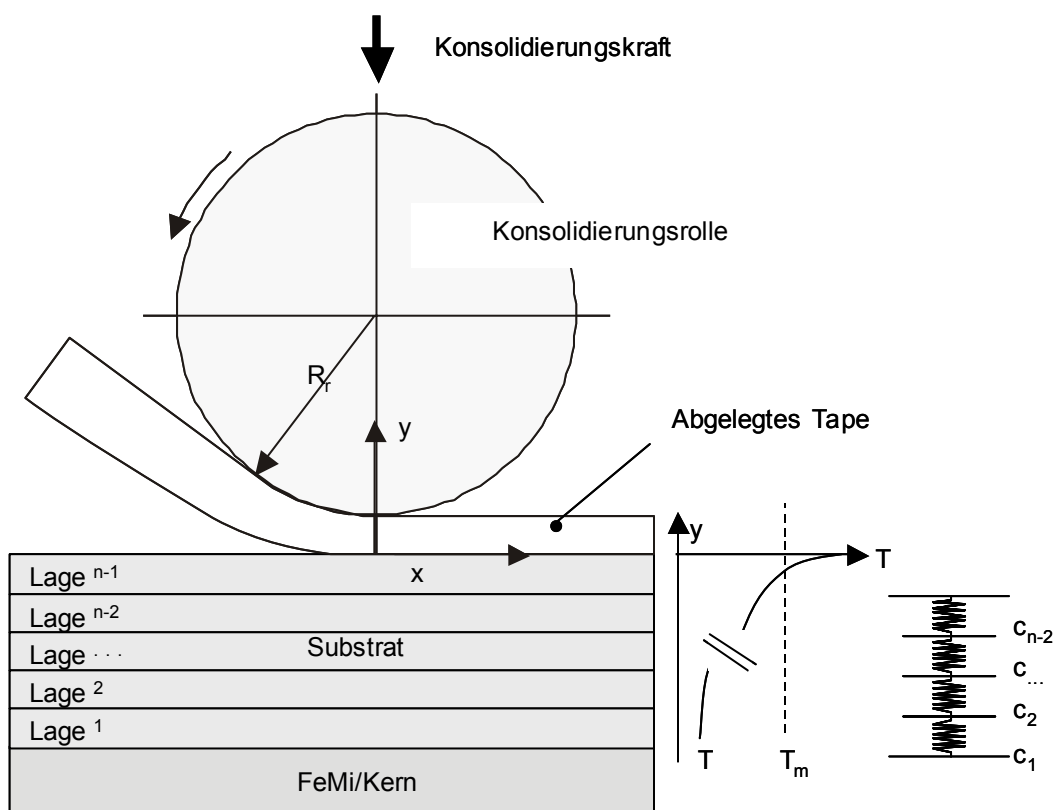


Bild 4.4: Grundlegende Annahme für den laminatintegrierenden Konsolidierungsmodellansatz

Die Modellierung der Federkonstanten der einzelnen Lagen muss mit den thermo-mechanischen Eigenschaften der Tapes verknüpft werden, da das Substrat im Bereich unter der Konsolidierungsrolle unter dem Einfluss eines mehrdimensionalen Temperaturfeldes steht. Dies erklärt sich aus der kurz vorher stattgefundenen Erwärmung mit dem Hauptheizsystem im Nip-Point und der wärmeentziehenden Wirkung der Rolle und wird darüber hinaus in den folgenden Kapiteln verdeutlicht. Betrachtet man also den Temperaturverlauf entlang einer lotrechten Geraden durch das Substrat unterhalb der Rollenachse lässt sich zu jeder Schicht ein mittlerer Temperaturwert zuordnen. Das Beispiel einer Simulation der Herstellung einer 14-lagigen Platte aus 0,14 mm dicken CF/PEEK Tapes mit Hilfe des Tapelegeprozesses in Bild 4.5 zeigt sowohl die wachsende Dicke des Substrats als auch die jeweils zugehörigen Temperaturverläufe unterhalb des Nip-Points.

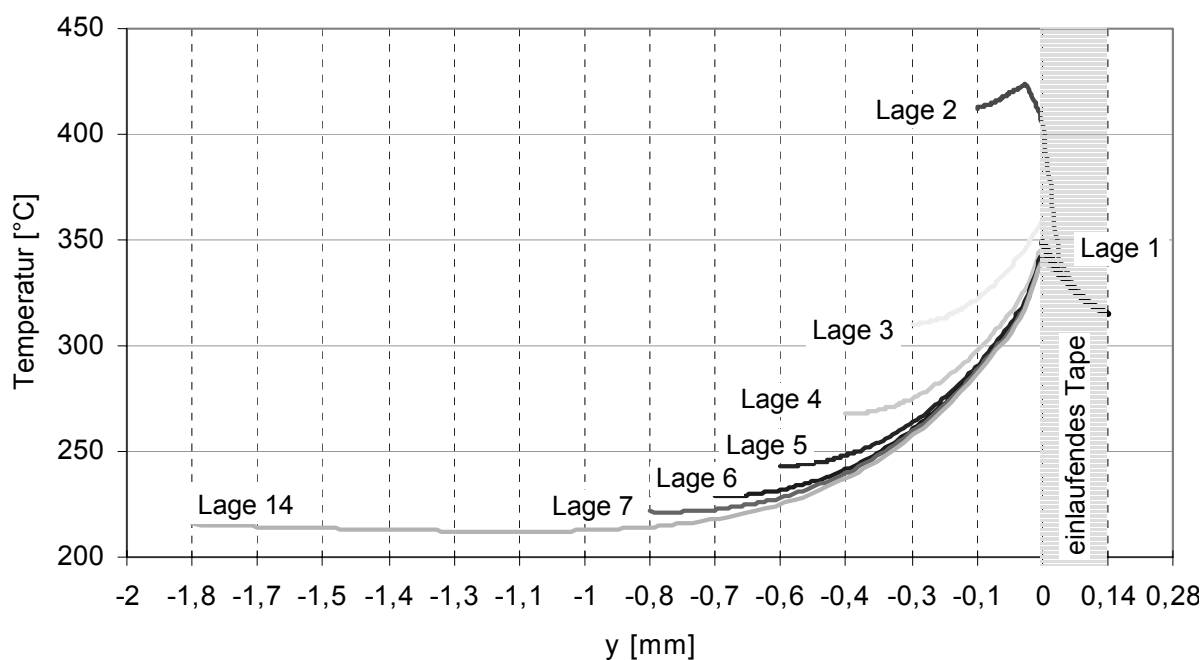


Bild 4.5: Temperaturverlauf unterhalb des Nip-Point während der Herstellung einer 14-lagigen Platte

Nachdem die Temperatur jeder Schicht im Substrat bekannt ist, kann z.B. anhand des Biegemodulverlaufs des Tapematerials in Abhängigkeit der Temperatur, dargestellt in Bild 4.6, jeder Schicht eine Steifigkeit zugeordnet werden.

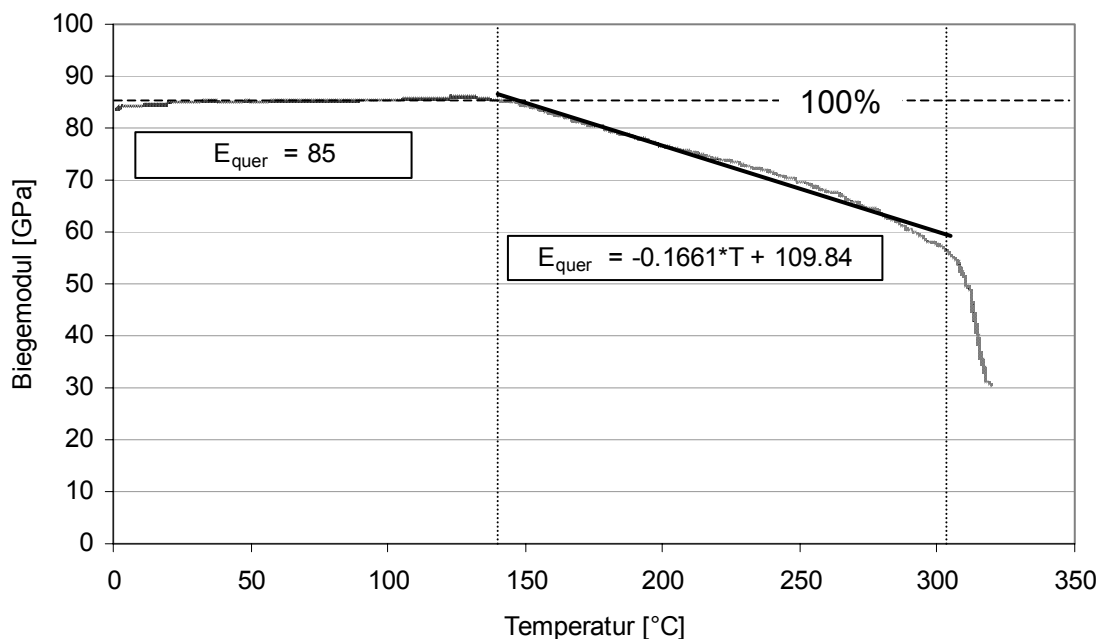


Bild 4.6: Biegemodulverlauf eines CF/PEEK Laminats über der Temperatur, ermittelt mit DMTA-Messung

Die Kurve des Biegemoduls lässt eindeutig die Glasübergangstemperatur der thermoplastischen, teilkristallinen PEEK-Matrix bei ca. 140 °C erkennen. Bis zu dieser Temperatur ist der Biegemodul annähernd konstant und wird somit auch als 100 %-Wert in die späteren Berechnungen übernommen. Bei höheren Temperaturen folgt die thermische Abhängigkeit zunächst einer Geraden, während über 300 °C ein weiterer, starker Abfall bis zum Versagen zu erkennen ist. Da die Belastung des Substrats durch die Konsolidierungsrolle zu einem mehraxialen Belastungs- und Spannungszustand in den Schichten führt ist die Vereinfachung auf ein eindimensionales Ersatzsystem fehlerbehaftet. Die nachfolgende Berechnung der Gesamtsteifigkeit des Substrats ist daher auch prozentual, relativ zum konstanten Anfangswert der Biegemodulkurve in Bild 4.6 durchgeführt worden. Der eindimensionalen Annahme folgend gilt für die Berechnung der Gesamtsteifigkeit der Zusammenhang einer Reihenschaltung von Federn. Sie setzt sich also zusammen aus den reziproken Schichtsteifigkeiten. Dabei liegen für alle Lagenanzahlen die vier obersten Schichten immer über 300 °C. Sie werden, ebenso wie das FeMi als stationärer Teil des Rollenkontaktpartners betrachtet und damit nicht in die Steifigkeitsermittlung integriert. Der Verlauf des Steifigkeit des Laminats ab der 5. Lage, in Bild 4.7 dargestellt, verdeutlicht dass, eine höhere Lagenanzahl zu einem bis zu 80 %-igen Abfall der Steifigkeit des Schichtpaketes unter der Konsolidierungsrolle führt.

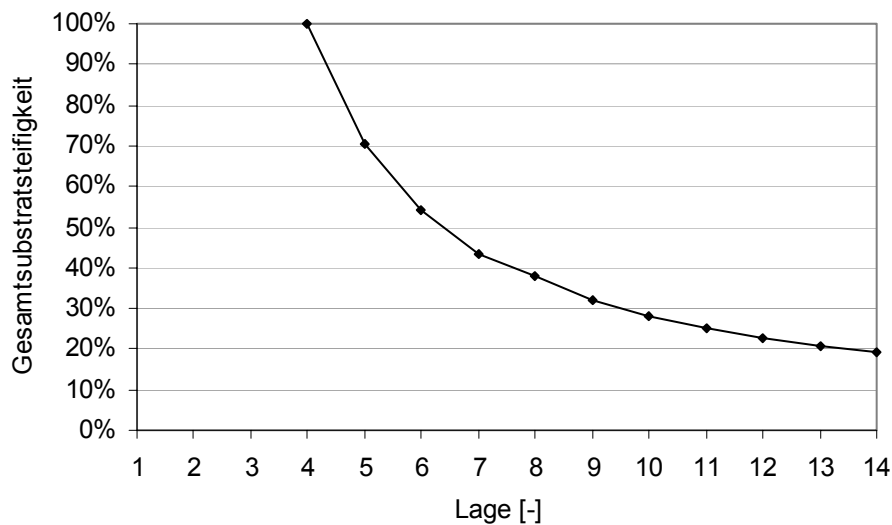


Bild 4.7: Steifigkeitsabfall des Rollenkontaktpartners während der Herstellung einer 14-lagigen Platte

Wird über die gesamte Bauteilherstellung hinweg ein konstanter Konsolidierungsdruck appliziert, hat der ermittelte Steifigkeitsabfall die Anpassung, also Abminderung der Konsolidierungskraft der Rolle zur Konsequenz. Zwei Punkte müssen an dieser Stelle jedoch zu dem vorgestellten Ansatz angemerkt werden. Erstens haben Vergleiche gemessener und simulierter Temperaturen für das Thermoplasttapelegen eine relativ starke Abweichung im Bereich der Herstellung der ersten 5 – 6 Lagen gezeigt, womit auch die Annahme, die dann geltende Steifigkeit zu 100 % zu setzen genauer hinterfragt werden muss. Zweitens konnte im Rahmen der Arbeit der Modellansatz aufgrund anlagentechnischer Probleme nicht verifiziert werden, da eine lotrechte Ausrichtung der Konsolidierungsrolle bisher nicht reproduzierbar möglich ist. Dennoch sollten die Ergebnisse der Modellierung als qualitative Aussage genutzt werden, die einen eindeutigen Hinweis geben, dass die Konsolidierungskraft eine Stellgröße und keine Konstante über der Prozessdauer bzw. Lagenanzahl darstellen muss.

5 Prozesssimulationssystem ProSimFRT

Die Umsetzung der FEM zur Lösung einer PDGL geschieht heute üblicherweise mit digitalen Rechnersystemen. Die Leistungsfähigkeit heutiger PCs erlaubt dabei auf Entwicklungsumgebungen zurückzugreifen, die nicht ausschließlich auf Workstation orientierten Betriebssystemen (UNIX) sondern auch auf Windows[®]-Rechnern schnelle und zuverlässige FEM-Berechnungen zulassen. Die über die Betriebssystemgrenzen hinweg standardisierte objektorientierte Programmiersprache C++ dient hierfür immer mehr als Basis und verdrängt damit klassische Fortran-Applikationen. Für die programmtechnische Umsetzung der FEM-Berechnung der Energiebilanzgleichung wurde daher eine modulare Simulationsarchitektur mit dem Namen ProSimFRT entwickelt. Der Name setzt sich zusammen aus **Process Simulator for Fiber Reinforced thermoplastic Tapes**.

5.1 Aufbau

Durch die Nutzung des Office-Betriebssystems Windows[®] können weniger rechenintensive Pre- und Post-Processingaufgaben mit Hilfe einer einfachen, visuell programmierbaren Sprache (Visual Basic VB, Visual Basic for Applications VBA) umgesetzt werden, und als austauschbare bzw. erweiterbare Module um das numerische Kernmodul arrangiert werden. Bild 5.1 zeigt die Architektur der Prozesssimulationsumgebung mit der primären Benutzerschnittstelle ProSimFRT Control Center, dem Kernmodul ProSimFRT Kernel, dem Excel Zusatzmodul ProSimFRT.xla und den Ausgabeoptionen des Simulationspaketes. Die Ergebnisaufbereitung und der Vergleich mit experimentell ermittelten Daten können auf diesem Weg in der für viele Anwender heute gewohnten Office-Umgebung stattfinden. Der Einzug von Windows[®] in die Automatisierungswelt, d.h. als zentrales Betriebssystem für die Prozessautomatisierung, gibt darüber hinaus die Möglichkeit, Versuchsdaten ohne langwierige und verlustbehaftete Konvertierungen einer Verifikation zugänglich zu machen, oder Berechnungsergebnisse direkt in eine Prozessautomatisierungskette zu integrieren.

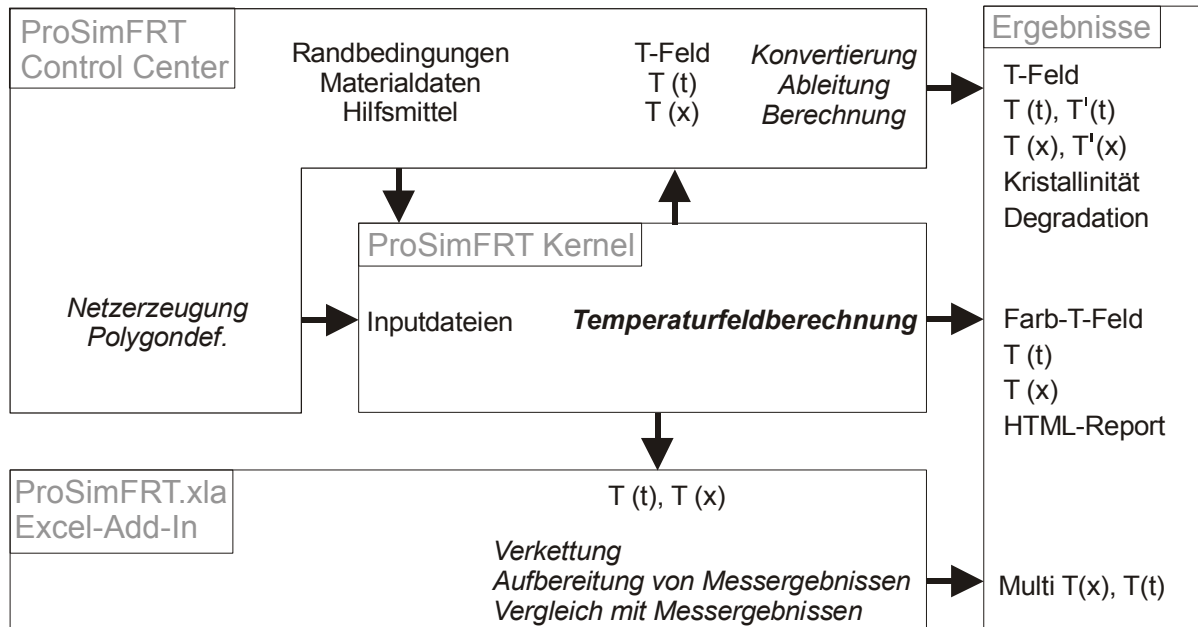


Bild 5.1: Architektur des Prozesssimulationssystems ProSimFRT

Die Architektur des Prozesssimulators erlaubt die Nutzung und Weiterentwicklung mit verschiedenen Kompetenzniveaus. Während Modifikationen des Pre- und Post-Processing mit den Kenntnissen einer strukturierten, semi-objektorientierten Programmiersprache (VB, VBA) möglich sind, lassen sich Veränderungen am Kernmodul nur nach tieferem Studium der voll-objektorientierten Hochsprache C++ durchführen.

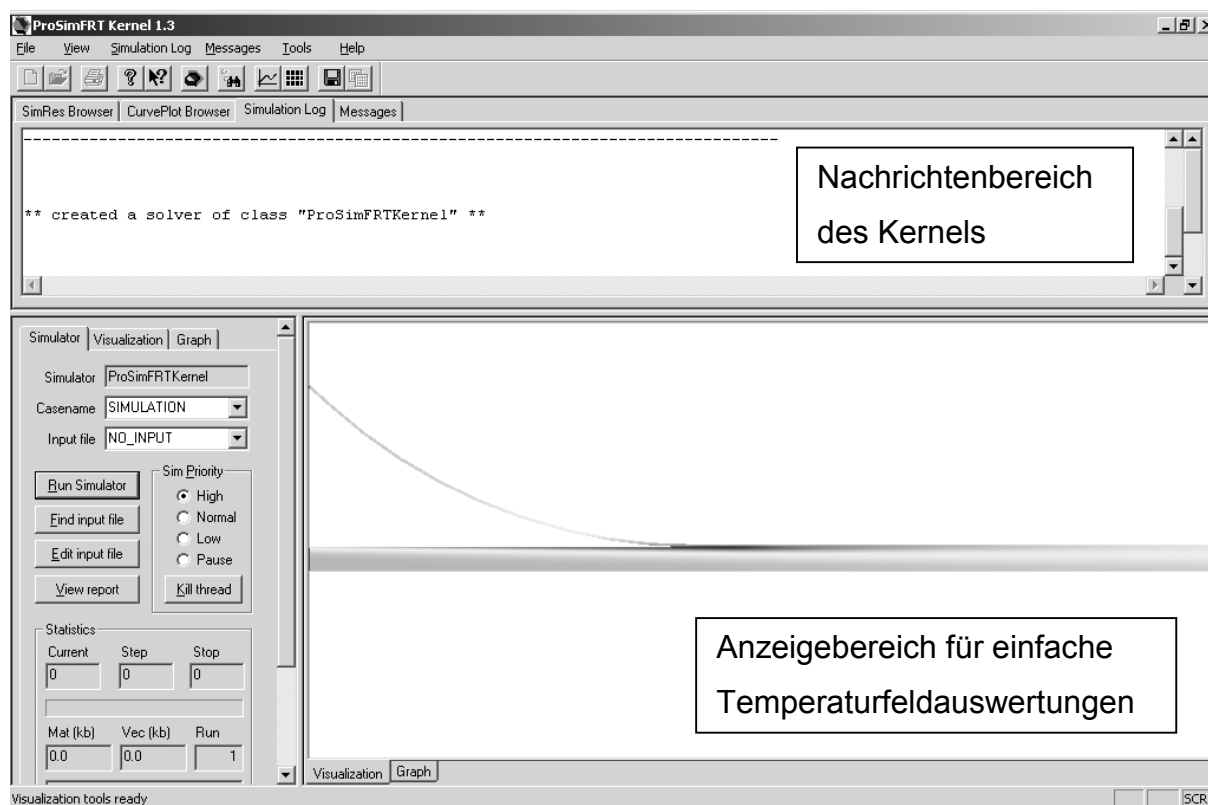
5.2 Implementierte Funktionen

Eine umfassende Beschreibung aller Funktionalitäten von ProSimFRT findet sich in einer separaten Dokumentation zum Prozesssimulationssystem ProSimFRT. An dieser Stelle seien nur die folgenden Möglichkeiten des Programms erwähnt:

- Parametrische 2-D/3-D Netzgenerierung oder
- Import von ANSYS[®]-, ABAQUS[®]- oder Nastran[®]-Netzen,
- linearer Löser,
- nicht-linearer Löser mit Newton-Raphson Iterationstechnik und interner Relaxation für sehr starke Nicht-Linearitäten
- Lösungen transienter und stationärer Probleme,
- automatische Berichtserstellung im HTML-Format

- Ausgabe von Temperaturprofilen entlang Schnittgeraden und Polygonen,
- virtuelle Thermoelemente für transiente Berechnungen,
- Berücksichtigung temperaturabhängigen Materialverhaltens,
- beliebige Anzahl von Materialien mit jeweils bis zu 50 kartesischen und 50 rotationssymmetrischen Lagen,
- ProSimFRT Control Center für Pre- und Postprocessingaufgaben und
- vollautomatische Variationsrechnungen.

Dem Benutzer werden die Funktionalitäten in einer gewohnten Windows® Optik zur Verfügung gestellt, wie Bild 5.2 zeigt. Die gesamte Benutzerführung und Ergebnisdarstellung findet in englischer Sprache statt, weshalb auch einige Ergebnisse in dieser Arbeit englischsprachig beschriftet sind.



**Bild 5.2: GUI (Graphical User Interface) des Simulationssystems
Control Center – oben / FEM-Kernmodul - unten**

Die Aufgaben des Programms und damit verbundene Aktionen des Anwenders lassen sich in einem Ablaufdiagramm einer typischen Simulation erkennen.

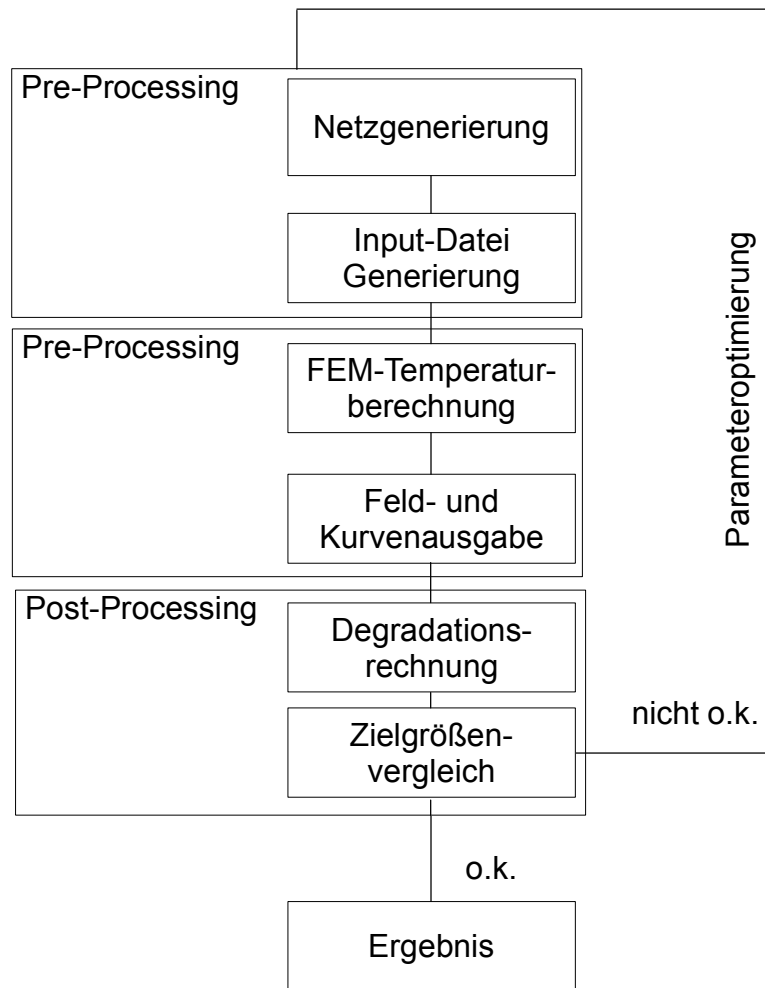


Bild 5.3: Ablauf einer Simulationsrechnung

Die in Bild 5.3 angedeutete Parameteroptimierung muss in der vorliegenden Version des Programms noch manuell stattfinden. Eine spätere Erweiterung dieses Rückkopplungskanals mit genetischen Strategien zur Optimierung von Anlagenstellgrößen im Hinblick auf konstante Prozessparameter (z.B. konstante Temperatur im Nip-Point bei variierenden Prozessgeschwindigkeiten, oder Ermittlung maximaler, konstanter Prozessgeschwindigkeiten) ist ohne weiteres möglich, ohne den numerischen Kern des Systems verändern zu müssen.

Eine Besonderheit des FEM-Kernmoduls, das im folgenden genauer beschrieben wird, ist die Verwendung einer kommerziell erhältlichen Numerikbibliothek, die aufgrund ihres Funktionsumfangs hier nur zum Teil vorgestellt werden soll.

5.3 Numerikbibliothek Diffpack

Ausgehend von Fragestellungen zur Simulation von Infiltrationsvorgängen im Bereich der Off-Shore Ölgewinnung wurde an der Universität Oslo, Norwegen eine objektorientierte, in C++ programmierte und damit betriebssystemunabhängige Numerikbibliothek mit dem Namen Diffpack entwickelt. Neben einigen Berichten auf der Homepage des mittlerweile kommerziellen Vertreibers Numerical Objects [105], gibt das Buch von Hans-Peter Langtangen einen umfassenden Überblick und Einblick in die Hintergründe von Diffpack [106].

Diffpack ermöglicht die Entwicklung maßgeschneiderter Simulationsprogramme, da es dem Entwickler zunächst einige substanzielle, für alle Fragestellungen gleiche Arbeiten, wie Netzverwaltung, Gleichungslösung u.ä. abnimmt. Den Kern eines numerischen Lösungsalgorithmus, die Diskretisierung der PDGL, muss der Entwickler jedoch selbst durchführen und programmieren. Die Notwendigkeit zum Umgang mit der numerischen Mathematik im Zusammenhang mit dem energiebilanzbasierten Prozessmodell beschränkt sich damit aber auf das Verständnis der PDGL und deren FEM-Diskretisierung. Alle grundlegenden FEM-, ebenso wie Datenverarbeitungsfunktionalitäten werden von der Bibliothek zur Verfügung gestellt und belasten somit nicht die wesentlichen Entwicklungsaufgaben. Dadurch, dass Diffpack konsequent objektorientiert in C++ vorliegt, lassen sich bei Bedarf vorhandene Basisklassen erweitern oder selbst entwickeln. Bild 5.4 stellt die Aufgaben der Numerikbibliothek nochmals in einer Übersicht vor.

Das auf Basis von Diffpack entstandene FEM-Kernmodul des Prozesssimulationssystems nutzt konsequent diese Fähigkeiten der Bibliothek. Wesentliche Funktionen und Erweiterungen im Vergleich zu Diffpack sollen an dieser Stelle jedoch kurz beleuchtet werden.

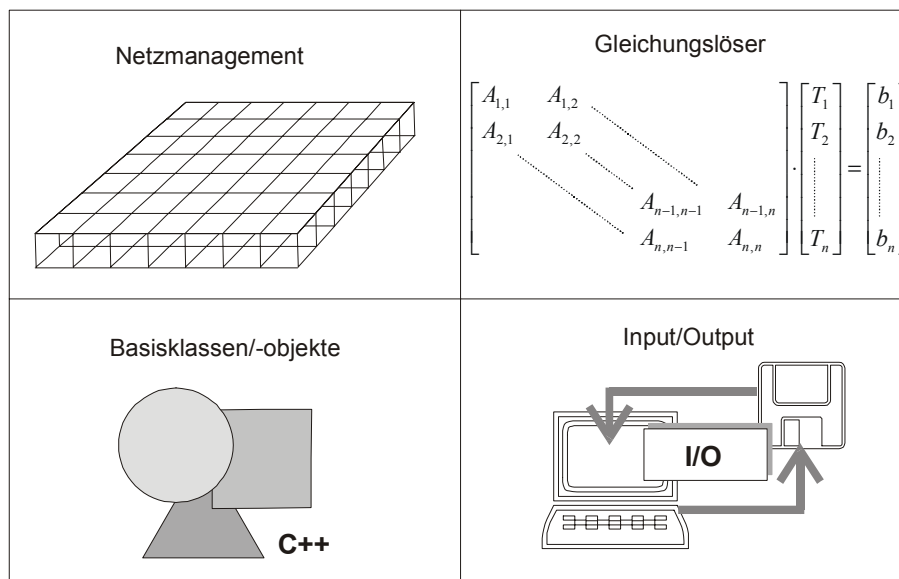


Bild 5.4: Aufgaben der Numerikbibliothek Diffpack

5.4 FEM-Temperaturfeldkernmodul

Das Temperaturfeldkernmodul kann auf Basis der Petrov-Galerkin Diskretisierung [107], Herleitung s. Anhang A, der Energiebilanzgleichung (4), s. Kap. 4.1, die Temperatur in Abhängigkeit des Ortes und der Zeit berechnen. Dabei können sämtliche bereits beschriebenen Randbedingungen, d.h. auch nicht-lineare Zusammenhänge wie die Strahlung in die Rechnung integriert werden. Die verwendete Diskretisierungstechnik hat gegenüber klassischen Ansätzen der Mechanik den Vorteil, dass vor allem Diffusionsvorgänge – d.h. in diesem Fall Wärme- durch Massentransport – numerisch stabil berechnet werden können und somit nicht der Zwang zu möglichst unverzerrten, quadratischen und sehr feinmaschigen Elementgeometrien entsteht. Diesen direkt als Vereinfachung für den Vernetzungsvorgang wirkenden Zusammenhang zeigt das folgende Beispiel.

Betrachtet man die in Bild 5.5 verglichenen Netze, die für zwei Temperaturberechnungen im Bereich des Nip-Points während des Thermoplasttapelegens verwendet wurden, erwartet man zunächst eine große Differenz der Ergebnisse, da es sich gerade im Fall des gröberen Netzes um relativ stark verzerrte Elemente handelt.

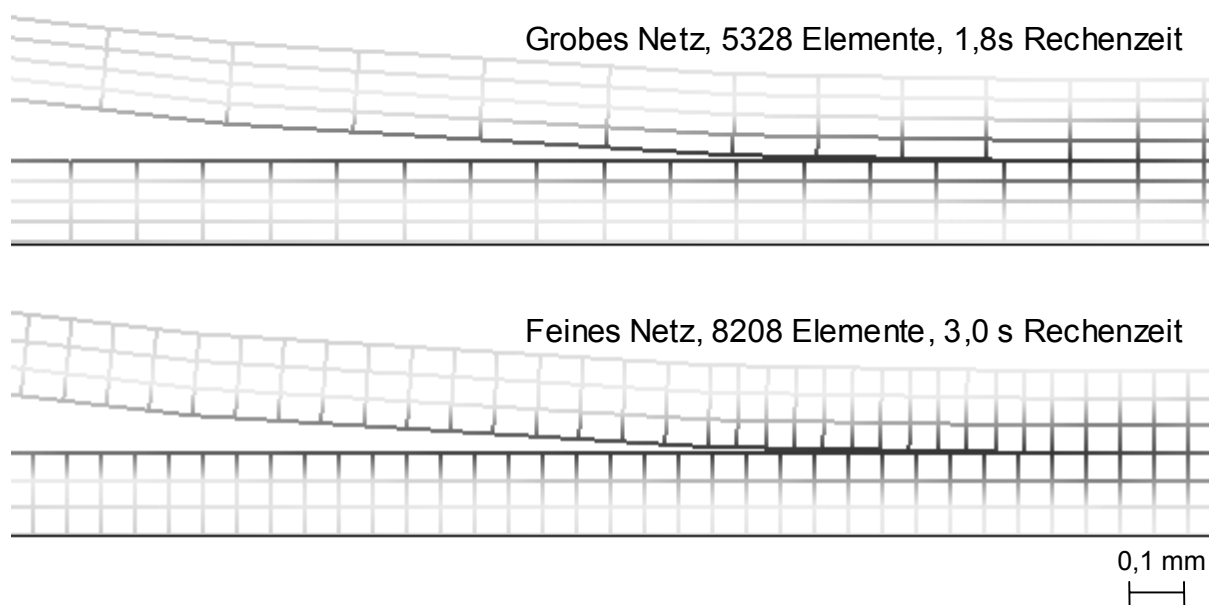


Bild 5.5: Ausschnitte von Berechnungsnetzen im Bereich des Nip-Points, Rechenzeiten für lineare Rechnungen

Die folgende Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse an der Oberseite des Substrates zeigt jedoch das gutmütige Verhalten der Diskretisierungsmethode auch für größere, verzerrte Netze.

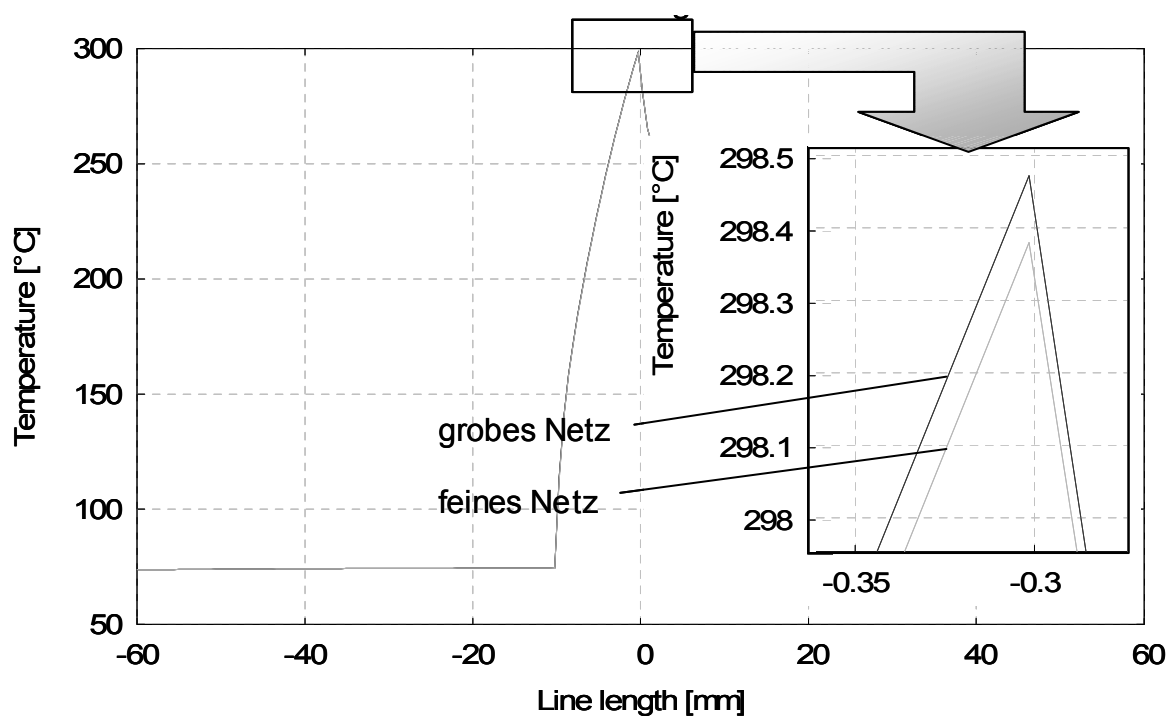


Bild 5.6: Vergleich zweier Temperaturberechnungen entlang einer Linie (Line) an der Substratoberseite

Da auch temperaturabhängiges Materialverhalten simuliert werden kann, sind sowohl ein linearer, sehr schneller expliziter als auch ein nicht-linearer iterativer Löser in das Kernmodul integriert. Der iterative Lösungsmechanismus basiert auf dem Newton-Raphson-Verfahren, welches zwar aufgrund der notwendigen Ableitungen des Gleichungssystems eine höhere Komplexität aufweist als direkt iterierende Substitutionsverfahren, aber durch die Methodik der Nullstellensuche mit Hilfe dieser Ableitungen in annähernd allen Fällen sehr schnell konvergiert und zu einer Lösung führt, s. Anhang A, [106] und [107]. Beide Löser sind direkt auf Basis von Diffpack mit C++ objektorientiert in ProSimFRT umgesetzt worden. Änderungen an beliebigen anderen Modulen haben somit sofort einen direkten Zusammenhang mit den beiden Lösern.

Eine Besonderheit der Netzverwaltung über die von Diffpack bereitgestellten Funktionalitäten hinaus ist die im Rahmen der Arbeit entwickelte Möglichkeit des FEM-Kerns, Elementorientierungen und Elementgeschwindigkeiten als Zusatzinformation auf dem Netz zu behandeln. Die Notwendigkeit für diese Fähigkeit wird bereits an einem sehr einfachen Beispiel deutlich. Bild 5.7 zeigt die Elementgeschwindigkeitsinformationen einer metallischen Konsolidierungsrolle, die sich gegen den Uhrzeigersinn mit der Ablegegeschwindigkeit, als Vektor am Rollenaußenradius angreifend, bewegt. Der vergrößerte Ausschnitt zeigt die am Umfang ausgerichteten Orientierungen der Elementgeschwindigkeiten im Bereich der Kontaktzone mit dem Tape.

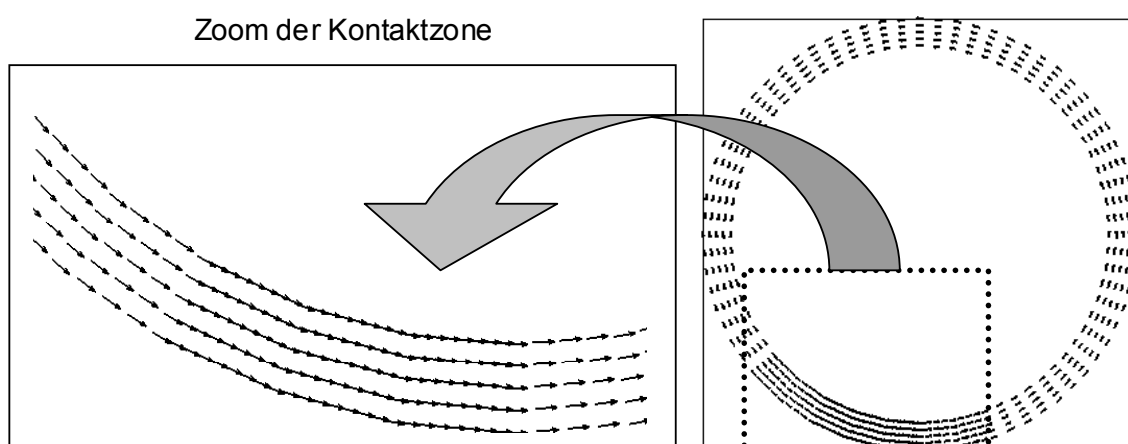


Bild 5.7: Elementorientierung in einer Konsolidierungsrolle

Für den Fall eines uni-direktional faserverstärkten thermoplastischen Materials kommt den Elementorientierungen eine weitere wichtige Bedeutung zu.

Da die dominierende Wärmeleitfähigkeit der Kohlenstofffasern zu einer starken Anisotropie dieser Transporteigenschaft im Tape führt, darf dieses Verhalten auch bei der Berechnung des Energietransports durch Wärmeleitung nicht vernachlässigt werden. Das FEM-Kern-Modul ist daher in die Lage versetzt worden, bis zu 50-lagige Lamine mit jeweils den einzelnen Lagen zugeordneten Orientierungen zu handhaben. Gleiches gilt für rotationssymmetrische Lamine für den Fall des Wickelns. Die Möglichkeit zur freien 3-dimensionalen Ausrichtung der Elemente komplettiert diese Fähigkeit. Gerade die Verbindung aus lokalen Elementausrichtungen und der Möglichkeit zur Berechnung von Diffusionsvorgängen bereitet anderen getesteten kommerziellen FEM-Paketen große Probleme.

5.5 Materialmodul

Aufgrund der Möglichkeit, temperaturabhängiges Materialverhalten in die Energiebilanzgleichung integrieren zu können, wurde im Quellcode des FEM-Kerns ein Modul entwickelt, welches diese Funktionalität direkt zur Verfügung stellt. Folgende Materialien stehen somit jeder Simulation ohne die Notwendigkeit der Beschaffung thermodynamisch relevanter Materialeigenschaften zur Verfügung:

- CF/PEEK (temperaturabhängig)
- Stahl (konstant)
- Aluminium (konstant)
- Luft (temperaturabhängig)
- „Gap“ (adaptive Kontaktelemente)

Eine Besonderheit stellt das letztgenannte „Gap“-Material dar. Regionen eines FEM-Netzes, die mit dieser Materialart belegt sind, können direkt zur Simulation von Wärmeübergangswiderständen genutzt werden. An dieser Stelle sei nur die Funktionsweise des Gap-Materials kurz erläutert. Basierend auf der Angabe eines Wärmeübergangswiderstandes, der üblicherweise in seiner reziproken Form als Ersatz-Wärmeübergangskoeffizient angegeben wird, und der Dicke der Schicht im Netz, die mit diesem Material belegt ist, berechnet sich das Materialmodul automatisch eine

dazu äquivalente Wärmeleitfähigkeit. Der mathematische Zusammenhang ist äußerst einfach, wie folgende Gleichung beweist.

$$R_{Leitung} = \frac{d}{\lambda A} = \frac{1}{\alpha_{Ersatz} A} = R_{Konvektion} \quad (10)$$

Dem konvektiven Wärmeübergangswiderstand $R_{Konvektion}$ mit dem Ersatz-Wärmeübergangskoeffizienten α_{Ersatz} auf die Fläche A wirkend wird, auf die gleiche Fläche bezogen, ein Wärmeleitungswiderstand $R_{Leitung}$ mit einer Wärmeleitfähigkeit von λ innerhalb der Schichtdicke d gleichgesetzt. Werden solche Schichten durch das Luft-Material simuliert, entstehen sehr dünne Schichtdicken im Bereich weniger 100stel Millimeter, was zu sehr feinen Netzen zwingt. Die Verwendung des „Gap“-Materials erlaubt hingegen, die Dicke der Schichten der Geometrie des übrigen Netzes anzupassen und so auf lokal verfeinerte Netze zu verzichten.

5.6 Kristallisationsmodul

Ein Kristallisationsmodul ist durch die Möglichkeit der Integration von Wärmequellen und –senken in die Energiebilanz, die sogar eine Temperaturabhängigkeit besitzen dürfen, prinzipiell gegeben und vorbereitet. Ein explizites in-situ Kristallisationsmodul ist im FEM-Kern aber nicht umgesetzt worden. Im Rahmen des Post-Processing bietet das Control Center aber die Möglichkeit über Abkühlgradienten den Kristallinitätsgrad von CF/PEEK zu berechnen. Die Erläuterung in Kap. 6.5 zu diesem Thema werden aber verdeutlichen, warum bisher auf eine komplexere, bzw. umfassendere Behandlung des Themas Kristallisation im Prozesssimulationssystem verzichtet wurde.

5.7 Degradationsmodul

Als Basis des Degradationsmoduls, welches als Post-Processing Routine mit Excel umgesetzt ist, dient das Modell von Nam et al. [71], welches eine Vorhersage des thermischen Abbaus, bzw. der Molekulargewichtsabnahme von PEEK in Abhängigkeit der Temperatur und der Zeit erlaubt und bereits in Kap. 3.7.1 erläutert wurde.

5.8 Parametrischer Pre-Processor

Zur einfachen Erzeugung von Finiten-Element-Netzen ist in das Control Center ein parametrischer Pre-Processor implementiert worden. Somit ist neben den manuellen Möglichkeiten zur Netzgenerierung von Berechnungskontinuen in Diffpack-Simulatoren [106] eine einfache Erzeugung prozessrelevanter Netze möglich. So können Netze parametrisch für folgende Prozessausschnitte generiert werden:

- simple konvektive und strahlungsbasierte Vorheizungen
- Kontaktprobleme Tape \leftrightarrow Rolle
- Nip-Point-Berechnung
- 3-D Plattenberechnung
- Doppelbandpressenberechnung

Bild 5.8 zeigt ein Beispiel der Eingabemaske zur parametrischen Berechnung des Netzes einer allgemeinen Vorheizungs Berechnung.

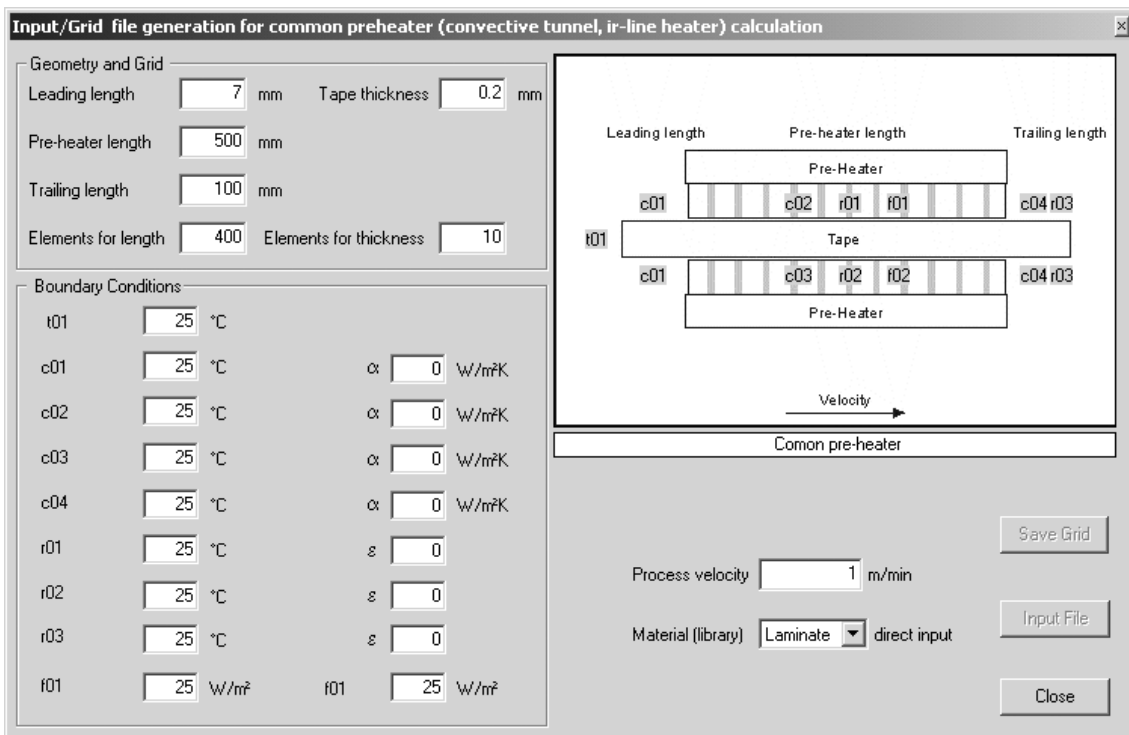
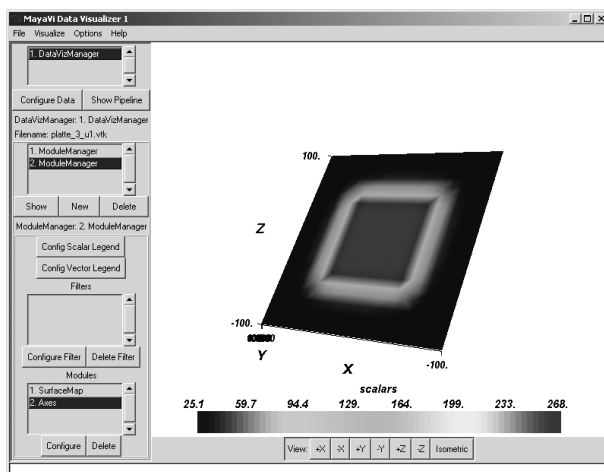


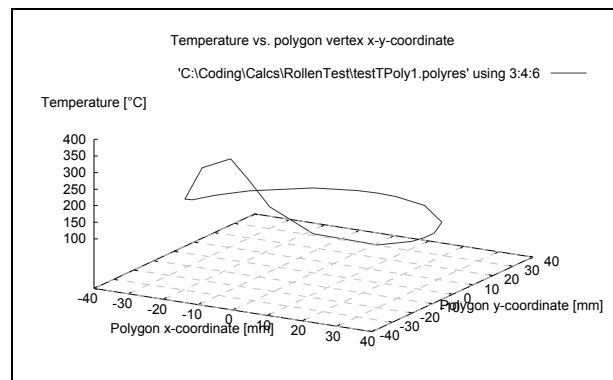
Bild 5.8: Eingabemaske zur Netzerzeugung für eine konvektive Vorheizung

5.9 Post-Prozessor

Neben den zum Kristallisations-, Konsolidierungs- und Degradationsmodul beschriebenen Möglichkeiten zur Weiterverarbeitung berechneter Temperaturverteilungen, sind grundlegende Post-Processing Aufgaben in das Control-Center integriert worden. So sind Vergleiche verschiedener Berechnung ebenso einfach möglich, wie die 2- und 3-dimensionale Darstellung der Temperaturfelder. Gerade die vergleichende Präsentation von Temperaturverläufen z.B. in Abhängigkeit der Zeit oder des Ortes setzt auf eine besondere Stärke des Eingabeformates von Diffpack-Simulatoren auf. So sind Parameterstudien auf Basis einer einzigen Steuerdatei (sog. Input-Datei) sehr einfach und erlauben eine schnelle Ermittlung von Sensitivitäten innerhalb des Prozesses. Zusätzliche Informationen über Elementorientierungen innerhalb des Netzes oder lokale Elementgeschwindigkeiten lassen sich ebenso mit dem Post-Processor grafisch aufbereiten. Bei Sensitivitätsanalysen kann es jedoch relativ schnell zu einer Vielzahl von Ergebnissen kommen, die der Anwender miteinander vergleichen will. Hierfür wurde ein Excel-Add-In entwickelt, welches diese Vergleiche um ein Vielfaches beschleunigt. Aufgrund der Nutzbarkeit dieses Add-Ins als Post-Processor der in Kap. 6.2 beschriebenen Experimentalplattform Thermoprüfstand, ist somit eine sehr schnelle und einfache Möglichkeit gegeben, Simulationsergebnisse mit experimentell ermittelten Temperatur-Zeit oder –Orts Kurven zu vergleichen bzw. zu kalibrieren. Abschließend sind in Bild 5.9 einige Beispiele für typische Post-Processing-Ergebnisse einer Simulation gegeben.



3-D Temperaturfeld einer Platte



Auswertung der Temperatur entlang eines Polygons

Bild 5.9: Post-Processing Möglichkeiten in ProSimFRT

5.10 Möglichkeiten zur Erweiterung

Da das Programm auf Basis einer objektorientierten (C++) Programmbibliothek entstanden ist, können auch bisher nicht genutzte Fähigkeiten dieser Bibliothek für zukünftige Erweiterungen als Basis dienen. So sind Kopplungen mehrerer Diffpack-Simulatoren möglich, die auf Basis ein und desselben Netzes die Berechnung abhängiger Feldgrößen erlauben. Eine beispielhafte Anwendung hierfür ist die Berechnung von prozessinduzierten Eigenspannungen in Wickelbauteilen, die zwar sowohl experimentell [40] als auch theoretisch [41] schon untersucht wurden, die Temperaturberechnung jedoch auf sehr starken Vereinfachungen basiert und mit großen Ungenauigkeiten behaftet ist. Eine weitere Möglichkeit, die durch die Verwendung der Diffpack-Bibliothek gegeben ist, ist die Kompatibilität zur kommerziellen FE-Paketen. Das erlaubt die Integration des Simulationskerns als „Speziallöser“ innerhalb solcher Pakete. Aufgrund der Plattformunabhängigkeit der verwendeten Hochsprache, ist im Falle der Notwendigkeit höherer Rechenleistungen der FEM-Kernel auch auf Workstations ausführbar, während die für den Benutzer relevante Schnittstelle, das Control Center in der gewohnten Windows-Umgebung verbleiben kann.

Die dargestellten Hintergrundinformationen zur programmtechnischen Umsetzung des Simulators verdeutlichen auch die Möglichkeit, unabhängig von Betriebssystemen oder verwendeten Datenerfassungssystemen den Prozesssimulator in eine automatisierte Prozesskette zu integrieren, da die verwendete Sprache des Kernmoduls und die Importmöglichkeiten die Netze betreffend genormt und weit verbreitet sind.

6 Verifikation und Experimente

Aufgrund des Resumés der Literaturrecherche und der bis heute durchgeführten Arbeiten zur Prozessmodellierung wurde bereits in Kap. 3.9 festgestellt, dass die experimentelle Verifikation ein im Vergleich zur theoretischen Simulation gleichgewichtiger Bestandteil einer ganzheitlichen Prozessbetrachtung darstellen sollte. Dennoch sind zunächst gewisse Funktionalitäten eines Simulationsprogramms auch ohne Versuchsreihen verifizierbar.

6.1 Vergleich mit alternativen Berechnungsmethoden

Der Nachweis der grundlegenden thermodynamischen Fähigkeiten, d.h. die Behandlung von Wärmeleitung und konvektiven Randbedingungen wurde daher auch mit analytischen Vergleichsrechnungen durchgeführt. Dabei konnten auch transiente Berechnungen erfolgreich verifiziert werden.

Für eine beispielhafte, analytisch nicht lösbare Problemstellung, die Berechnung einer rotierenden Rolle, wurde der Vergleich mit dem Simulationsergebnis einer ANSYS®-Rechnung zur Überprüfung von ProSimFRT herangezogen. Der Vergleich mit ANSYS® konnte für diesen Fall durchgeführt werden, da die Rolle als isotropes metallisches Material modelliert wurde und dadurch Probleme umgangen wurden, die sich für die Berechnung bewegter anisotroper FKV mit dem kommerziellen Programm ergeben hätten. Die Rolle wird in den verwendeten Modellen im Innern durch ein Fluid konvektiv gekühlt, an der Unterseite auf dem Außenradius der Rolle wird ein Kontakt mit einem erwärmten Material angenommen. Die Rolle dreht sich bei der statisch durchgeführten Rechnung gegen den Uhrzeigersinn. Der Vergleich von Bild 6.1 und Bild 6.2 zeigt deutlich die sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse dieser Simulationen. Mit den dargestellten Methoden wurden die Numerik des Simulationskerns auf die einwandfreie Funktion hin überprüft.

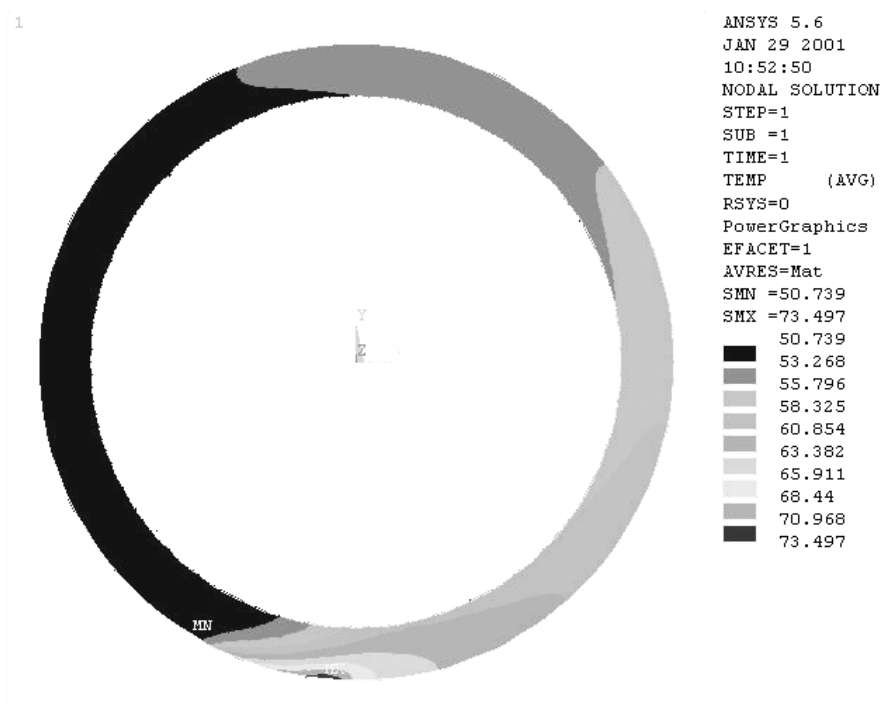


Bild 6.1: Ergebnis einer ANSYS®-Rechnung zu einer äußerlich lokal erwärmten, im Innern gekühlten, rotierenden Metallrolle

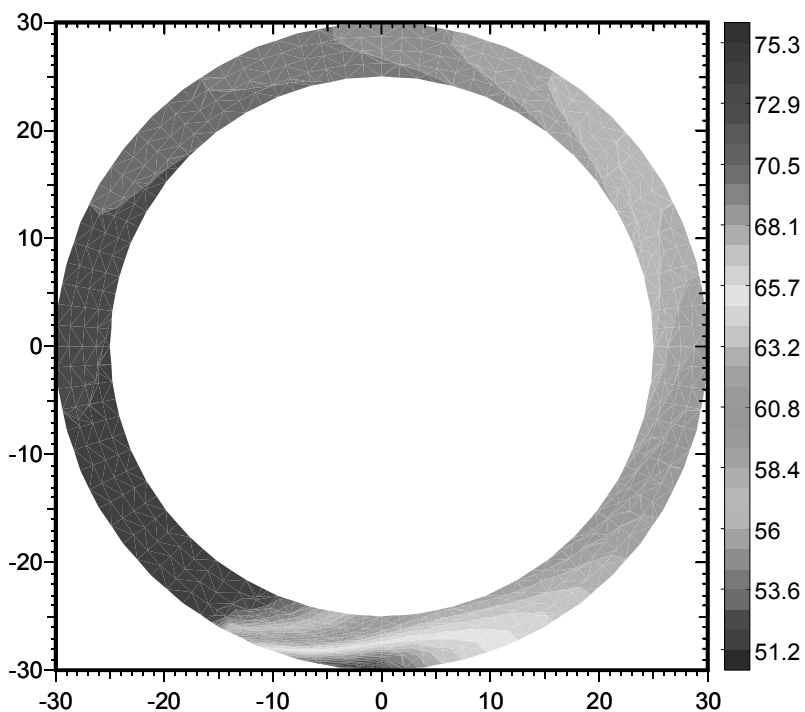


Bild 6.2: Ergebnis der äquivalenten ProSimFRT-Berechnung

Um eine Prozesssimulation jedoch auch in komplexeren Zusammenhängen als den bisher beschriebenen überprüfbar zu machen bzw. zu kalibrieren ist eine experimentelle Möglichkeit zur messtechnischen Ermittlung verschiedenster prozessrelevanter Parameter zwingend erforderlich. Eine Option hierfür ist die Messung an der eigentlichen Verarbeitungsanlage selbst. Das hat jedoch zum einen den Nachteil, dass dadurch der Betrieb der Anlage gestört wird und diese mit meist zusätzlicher Sensorik ausgerüstet werden muss, zum anderen ist der Austausch von Anlagenkomponenten bzw. die Überprüfung von Prototypen (z.B. neuen Vorheizmodulen) nur schwer möglich da bei der Konstruktion von Lege- oder Wickelköpfen zu recht auf ein kompaktes Design geachtet wird. Daher wurde eine wickel- bzw. tapelegeanlagenunabhängige Möglichkeit entwickelt, um die beschriebenen Verifikationsaufgaben prozessnah durchführen zu können.

6.2 Experimental- bzw. Verifikationsplattform: Thermoprüfstand

Parallel zu den theoretischen und numerischen Untersuchungen wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Verifikationsplattform entwickelt und gebaut. Der in Bild 6.3 gezeigte Thermoprüfstand wurde nicht nur zur prozessnahen Überprüfung der Simulationsergebnisse konstruiert, sondern bietet ebenfalls die Möglichkeit, theoretisch nur schwer zugängliche Prozessparameter experimentell zur ermitteln.

Der Basis-Rahmen, der Spulenspeicher und der Messstreckenaufbau wurden mit Aluminium-Profilen verwirklicht. Der Prüfstand ist dadurch im Aufbau sehr flexibel und verfügt über eine ausreichende Steifigkeit. Der An- und Einbau verschiedenster Module, Aktuatoren und Sensoren und pneumatisch angetriebener Konsolidierungssysteme ist somit einfach möglich.

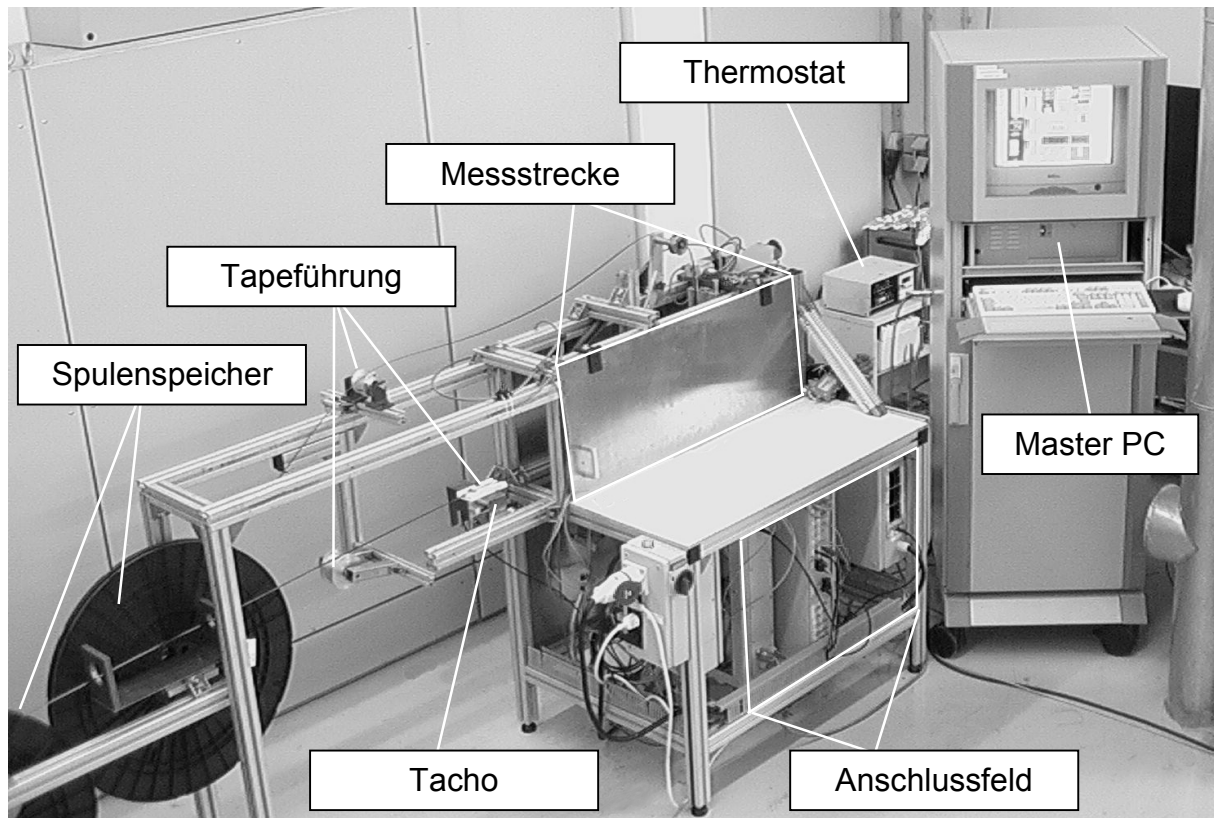


Bild 6.3: IVW-Thermoprüfstand

Die Steuerung und Messwerverfassung des Prüfstandes wird durch einen über ein digitales Feldbussystem mit den Sensoren/Aktuatoren verbundenen PC vorgenommen. Zur Datenerfassung wurde damit ein System etabliert, das auf Basis industrieller Standards zusätzlich zu den Versuchen an den Tapes selbst auch den modularen Einbau und die Verifikation neuer Anlagenkomponenten zulässt.

Die Nutzung der digitalen Datenübertragung zum Messwerverfassungsrechner, der gleichzeitig die Funktion der Anlagensteuerung/-regelung übernimmt, garantiert eine sehr gute, rauscharme Qualität der Sensor bzw. Aktuator signale (d.h sehr gute elektromagnetische Verträglichkeit) der Signale von gleichzeitig bis zu

- 8 Thermoelementen
- 5 Pyrometern
- 6 digitalen Sensoren

bzw. an

- 3 Phasenanschnittsteuerungen zur Leistungssteuerung von Infra-Rot Strahlern oder Heizplatten
- 1 prüfstand-integrierten Servomotor
- 1 Flammsteuerungsschnittstelle zur Steuerung einer Wasserstoff-Sauerstoffflamme

Die einzelnen Teilkomponenten und der modulare Aufbau des Prüfstands ermöglichen eine Vielzahl von Konfigurationen zur Simulation realer Teilsysteme des Wickel- und Tapelegeverfahrens. So sind Einzelexperimente zur Vorheizung ebenso möglich, wie die Untersuchung des Konsolidierungs- oder Deformationsverhaltens von Tapes. Die Möglichkeit für Verschweißversuche mehrerer Tapes runden das Einsatzspektrum des Thermoprüfstandes ab. Die unterschiedlichen Konfigurationen des Prüfstandes, die diese Flexibilität zulassen, sind in Bild 6.4 und Bild 6.5 schematisch dargestellt.

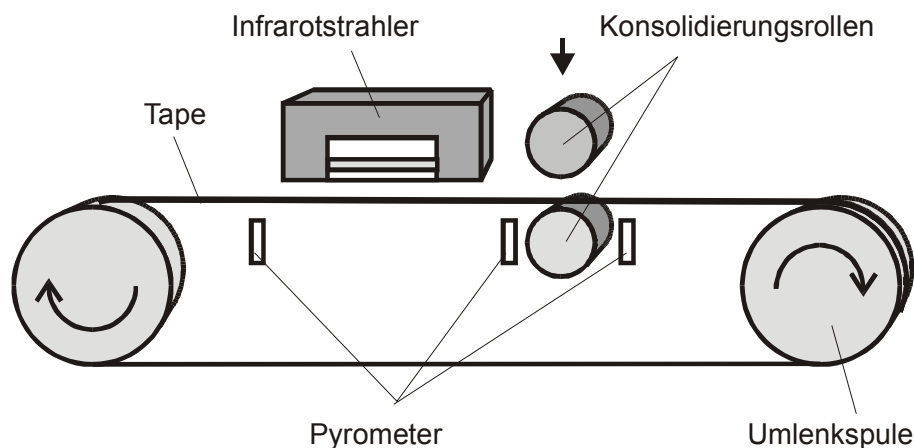


Bild 6.4: Vorheizungsversuch in Schleifenkonfiguration mit Infrarotstrahler

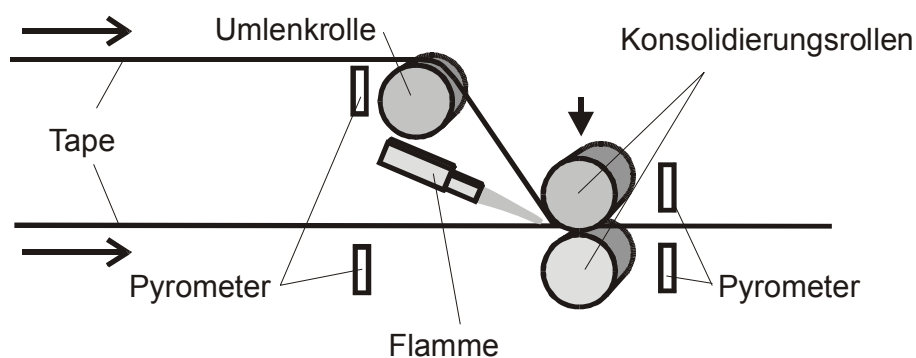


Bild 6.5: Aufbau zum Verschweißen von zwei Tapes mit Flammheizung

Insgesamt lassen sich die folgenden Aspekte als Teilaufgaben der Prozesssimulationsentwicklung bzw. der eigentlichen Prozessentwicklung mit dem Thermoprüfstand bearbeiten:

- **Ermittlung von Temperaturverläufen** an thermoplastischen Tapes während eines thermischen Fügevorgangs mit systematischer Anlehnung an das Tapelegen/Wickeln,
- **Variation der Aufheizverfahren** durch modularen Aufbau der Heizzone,
- **Variation von Aufheizparametern** (Art der Vorheizung und Zuführwinkel),
- **Variation der Konsolidierungsparameter** Temperatur, Druck und Geschwindigkeit,
- **Ermittlung** einfach ableitbarer **Verifikationsdaten für 2-dimensionale Prozessmodelle** durch, gegenüber dem Tapelege-/Wickelprozess, vereinfachte und reproduzierbare geometrische Randbedingungen,
- **Ermittlung empirischer Teilmodelle** für komplexe Teilprozesse (z.B. Flammheizung),
- **Ermittlung von Randbedingungsdaten** für die thermodynamische Simulation,
- **Untersuchung des Deformationsverhaltens** von Tapes und
- **Herstellung von Schälwiderstandsproben.**

In der Dokumentation und Bedienungsanleitung findet sich eine umfassende weiterführende Beschreibung zum Thermoprüfstand. Eine Besonderheit der vielfach am Prüfstand eingesetzten Messtechnik, die an dieser Stelle diskutiert werden muss, ist die Notwendigkeit, Temperaturen von bewegten Tapes zu erfassen. Dies ist reproduzierbar nur dann zu verwirklichen, wenn auf berührungslose Temperaturmesstechniken, d.h. Pyrometer zurückgegriffen wird. Ein Problem bei der Temperaturmessung mit Pyrometern ist die Abhängigkeit der Messung vom Emissionskoeffizienten des Messobjektes, also des Tapes. Zwar geben die Hersteller von Pyrometern als Anhaltswert für nicht opake Kunststoffe einen Emissionskoeffizient von 0,95 an, der auch prinzipiell durch Messungen an anderer Stelle bestätigt wird [37]. Ein Abgleich der von den Pyrometern gemessenen Temperaturen mit denen aus einer Kontaktmessung resultierenden ergibt jedoch eine höhere Verlässlichkeit.

Bevor also für ein neues Tapematerial Versuche durchgeführt werden, müssen die Pyrometer kalibriert werden. Hierfür stellt der Thermoprüfstand ein vollautomatisches Programm zur Verfügung. Die Kalibrierung sollte mit dem Winkel zwischen Pyrometer und Tape stattfinden, der sich im späteren Versuchsaufbau oder der Anlage darstellen lässt, siehe Bild 6.6.

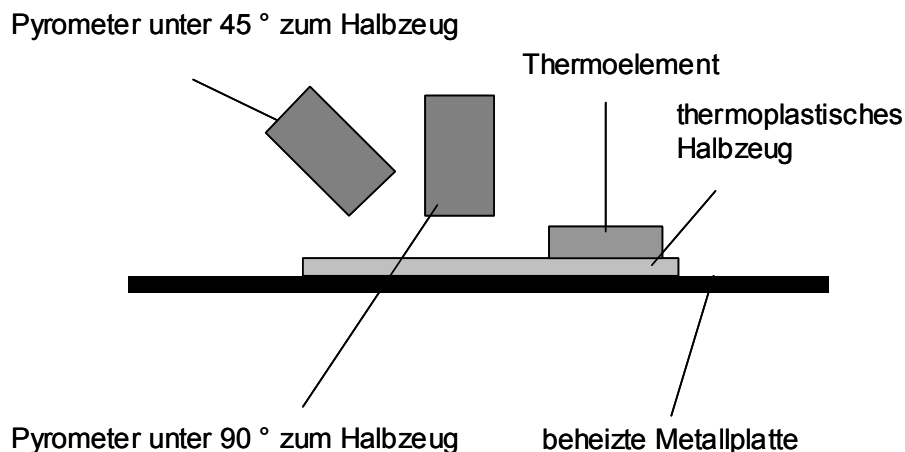


Bild 6.6: Aufbau zur Kalibrierung von Pyrometern auf thermoplastische Tapes

Die Rechtfertigung für dieses Vorgehen ist exemplarisch für eine 90° und 45°-Kalibrierung an einen kohlenstofffaserverstärkten Polyphenylensulfid (CF/PPS) in Bild 6.7 zu erkennen. Sollten also für die Nutzung von Pyrometern in einer Fertigungsanlage Einbaurestriktionen vorliegen, oder neuartige Materialien verarbeitet werden, so bietet der Thermoprüfstand die Möglichkeit zur automatischen Kalibrierung der Sensoren.

Die Mehrzahl der Tapetemperaturmessungen, die als Grundlage von Verifikations- oder Kalibriermessungen Inhalt dieser Arbeit sind, wurden mit Pyrometern der Firma Raytek vom Typ Thermalert M 100 durchgeführt, mit einem Messbereich von 0 – 500 °C und einer Messgenauigkeit von $\pm 3^{\circ}\text{C}$ bzw. $\pm 3\%$, wobei jeweils der höhere Wert gilt. Nur die Temperaturmessungen am bewegten Tapelegesystem wurden mit Pyrometern mit einer verbesserten Genauigkeit von $\pm 1^{\circ}\text{C}$ bzw. $\pm 1\%$ verwirklicht, wobei diese Pyrometer nicht mit einer aktiven Kühlung ausgestattet sind. Bei den Toleranzen handelt es sich um Herstellerangaben.

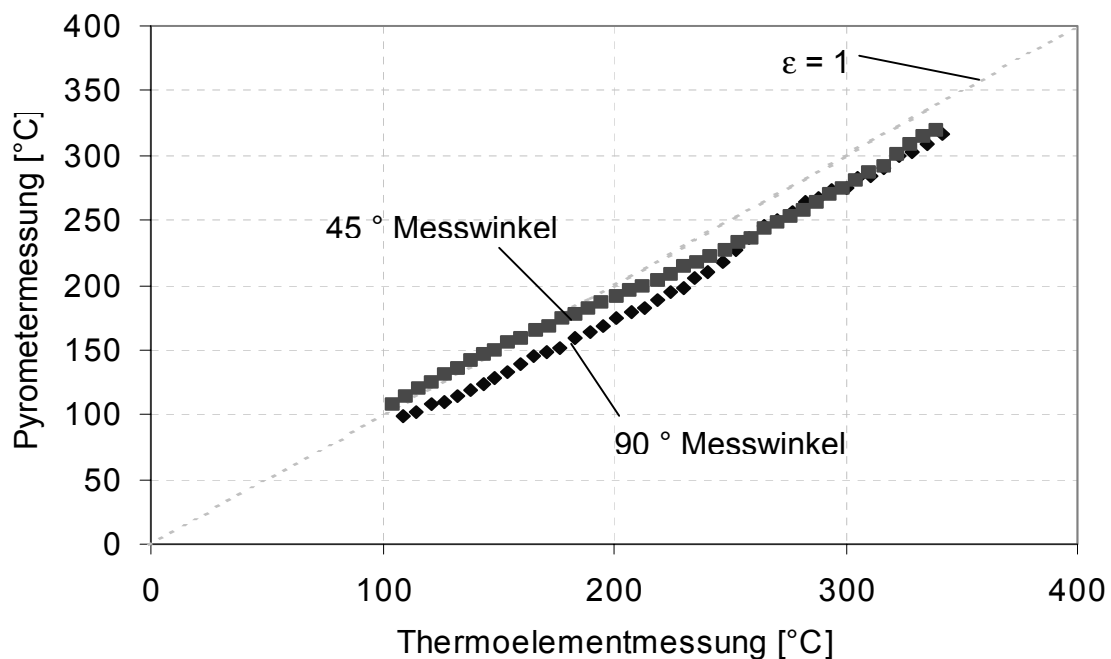


Bild 6.7: Einfluss des Messwinkels bei der Pyrometerkalibrierung

6.3 Semi-empirische Teilmodellentwicklung

Ein gemeinsames Defizit aller bisherigen Arbeiten zur Modellierung und Simulation der betrachteten Verarbeitungsverfahren ist die mangelhafte experimentelle Verifikation. Darüber hinaus finden sich in allen mathematischen Ansätzen diverse Faktoren, die theoretisch nur schwer berechenbar sind (z.B. Wärmeübergangskoeffizienten) oder keinerlei Verbindung zu messbaren Größen besitzen, in die Rechnungen aber proportional eingehen (z.B. der Rauigkeitswert beim „Ersten-Kontakt-Modell“ von Mantell und Springer [65]).

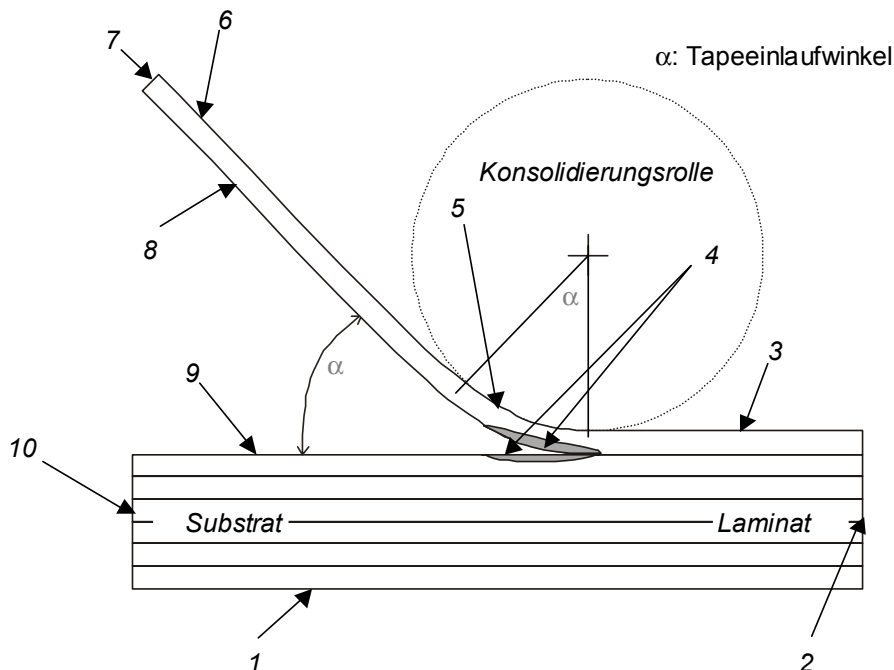
Die Notwendigkeit, auf dem experimentellen Weg den Zugang zu theoretisch kaum absicherbaren Parametern zu finden, erweitert die Aufgaben dieser Arbeit. Dabei wird auf die Methodik der Simulationskalibrierung zurückgegriffen, die deshalb kurz erläutert werden muss.

6.3.1 Simulationskalibrierung

Viele heute im Einsatz befindliche Simulationswerkzeuge, beispielsweise für die strukturmechanische Auslegung oder die prozessnahe Simulation von Harzinjektionsverfahren benötigen Material- oder Prozessparameter als Eingabedaten. Diese werden entweder in Materialgesetze, z.B. als Elastizitätsmodul, Bruchkriterium oder in das Fließgesetz in die Rechnung integriert. Vielfach ist aber die direkte messtechnische Ermittlung dieser Unbekannten nicht möglich. Dies gilt für letztgenanntes Gesetz, das für die Fließsimulation benötigt wird. Die Ermittlung, einer in das Fließgesetz einzusetzenden Materialeigenschaft, der Permeabilität geschieht üblicherweise deshalb durch die Messung von Fließweg-Zeit-Zusammenhängen an einfachen Proben und die Rückrechnung auf die Permeabilität. Die Simulation wird also bereits eingesetzt um für „sich selbst“ Eingabedaten zu ermitteln. Die Verifikation geschieht dann durch die Anwendung der so bestimmten Eigenschaft in einer Fließsimulation eines komplexeren Versuchs und die experimentelle Überprüfung. Eine ähnliche Vorgehensweise findet sich in der strukturmechanischen Dimensionierung von FKV-Bauteilen mit komplexeren, d.h. nicht quasi-isotropen Lagenaufbau. Anstatt fehlerbehaftete mikromechanische Ersatzmodelle für im Laminat vorliegende Biege-Torsionskopplungen zu nutzen, bedient man sich der experimentellen Ermittlung der Materialeigenschaften (besser Lamineigenschaften) auf Coupon-Level, d.h. mit kleineren Proben. Diese Daten werden dann für die Simulation des Komponentenverhaltens verwendet und im 1:1-Maßstab Strukturversuch verifiziert.

Die Philosophie, unbekannte Eingangsgrößen einer Simulation experimentell zu bestimmen und die Simulation „rückwärts“ und iterativ zur Berechnung der Parameter zu nutzen kann als Kalibrierung der Simulation verstanden werden. Durch die Veränderung anderer Parameter, die keinen direkten Einfluss auf die zur Kalibrierung genutzten Unbekannten haben, in einem zusätzlichen Versuch, und Vergleich mit der Simulation geschieht die abschließende Verifikation. Basierend auf dieser Methodik wurden im Rahmen der Arbeit thermodynamische Randbedingungen untersucht und ermittelt, die in die bisher bekannten Modelle nur auf Basis von Annahmen oder Richtwerten integriert wurden.

Bild 6.8 zeigt die vielfältigen thermodynamischen Randbedingungen im Ablegebereich, d.h. in der Nähe des Nip-Points.



Nr.	Kontakt des Tapes/Substrats mit	thermodynamische Rdbd.
1	Werkzeug (FeMi)	Kontakt mit Wärmeübergangswiderstand
2 *	Umgebung	Konvektion + Strahlung
3	Umgebung	Konvektion + Strahlung
4	Nip-Heizung	Wärmestrom/Konvektion/Strahlung
5	Konsolidierungsrolle	Kontakt mit Wärmeübergangswiderstand
6	Umgebung	Konvektion + Strahlung
7 *	Vorheizung	Konvektion + Strahlung / Temperatur
8	Umgebung	Konvektion + Strahlung
9	Umgebung	Konvektion + Strahlung
10 *	Umgebung / Laminat	Konvektion + Strahlung / Temperatur

*: Ränder können durch die Wahl der Systemgrenzen entstehen, dann sind entweder bekannte Temperaturen oder Isolationsrandbedingungen anzuwenden

Bild 6.8: Thermodynamische Randbedingungen im Ablegebereich

Die verschiedenen Randbedingungen lassen sich einteilen in

1. Kombination aus Strahlung und Konvektion
2. zusätzlicher Wärmestrom aus Hauptheizung
3. Kontakt mit Anlagenkomponenten

Für alle drei aufgeführten Randbedingungen sind mathematische bzw. physikalische Beschreibungen mit zunächst unbekanntem Parametern vorhanden, die von Fall zu Fall ermittelt werden müssen. Für die Konvektion bedient man sich beispielsweise der Ähnlichkeitsbeziehungen nach Prandtl und Reynolds [48]. Diese wiederum sind aber nur für Standardfälle, d.h. angeströmte Platten oder Rohrbündel und nicht für durch ein Fluid (Luft) bewegtes Tape vorhanden. Im Rahmen der Arbeit wurde daher der Weg der semi-empirischen Ermittlung der konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten begangen.

6.3.2 Konvektive Wärmeverluste

Eine der am häufigsten auf das Tape bzw. Substrat anzuwendenden Randbedingung, ist die der Konvektion. In den meisten Anlagen zum Wickeln oder Tapelegen thermoplastischer Tapes finden sich immer wieder Bereiche, in denen das Tape in unmittelbarem Kontakt mit der Umgebungsluft kommt. Daher findet dort auch ein Wärmetransport vom Tape zur Luft oder umgekehrt statt. Die in der Literatur dargestellten Methoden zur näherungsweise Berechnung der wirkenden Wärmeübergangskoeffizienten sind auf diese Phasen der Verarbeitung nicht anwendbar. Der komplexe strömungsmechanische und thermodynamische Zusammenhang des Energietransfers von einem sich durch die Luft bewegenden Tape wird durch die Ähnlichkeitsansätze offensichtlich nicht richtig erfasst. Als Beispiel hierfür soll die folgende Modellierung der Konvektion nach einem klassischen Ansatz und der Vergleich der Ergebnisse mit dem Experiment dienen.

In der einschlägigen Literatur [108, 109] sowie in Fachbüchern zur Wärmeübertragung, z.B. [48], finden sich Ansätze für die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für den Fall einer längs angeströmten Platte. Dieses Modell lässt sich auch

auf die Situation des durch die Luft bewegten Tapes anwenden, da die Relativbewegungen zunächst identisch sind. Verdeutlicht ist dieser Ansatz in Bild 6.9. Vernachlässigt wird dabei jedoch die Rückwirkung der Tapebewegung auf die Luft, der in beiden Fällen nicht identisch sein kann.

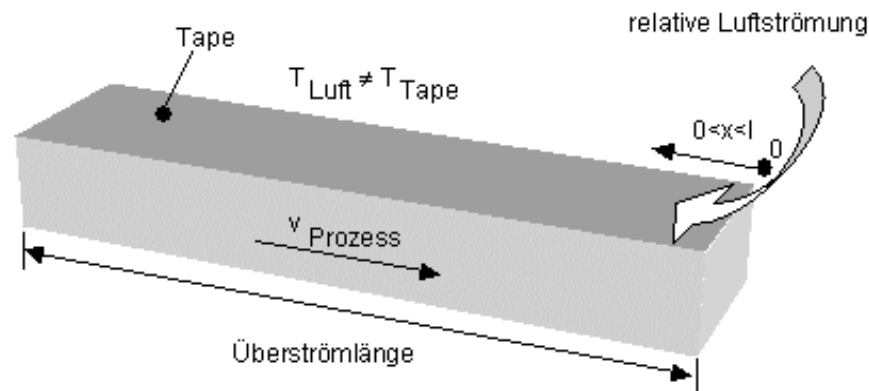


Bild 6.9: Plattenersatzmodell für die Konvektion am Tape

Die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten, gemäß [109], ergibt für diesen Fall, unter der Annahme

- einer laminaren Strömung bei einer Tapesgeschwindigkeit von 5 m/min
- einer Tapetemperatur von 60 °C und einer Lufttemperatur von 25 °C

einen Wert von ca. 3 W/m²K. Dieser Wert kann als repräsentatives Ergebnis dieser Berechnungsmethode für den, die untersuchten Verfahren hauptsächlich betreffenden, Bereich der Prozessgeschwindigkeit von 2 – 30 m/min dienen. Vergleicht man aber nun Berechnungen zu Temperaturverlusten nach einer Tapeaufheizzone, die auf diesem Wärmeübergangskoeffizienten, beruhen mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen, stellt sich der theoretische Wärmeübergangskoeffizient als viel zu gering heraus. Experimente im Thermoprüfstand wurden daher genutzt um, den Temperaturverlust eines bewegten Tapes zwischen zwei 360 mm voneinander entfernten Pyrometerpaaren zu messen. Paare wurde verwendet, um sowohl Ober-, als auch Unterseitentemperatur des Tapes zu erfassen. Die Aufheizung erfolgte beidseitig über ein der Messstrecke vorgeschaltetes Infrarot-Strahler Paar. Das Ergebnis dieser Messreihe sind Temperaturverluste zwischen den Pyrometern in Abhängigkeit der Prozessgeschwindigkeit für ein 5 mm breites und 0,2 mm dickes Tape auf einer Strecke von 360 mm.

Die Ermittlung des tatsächlichen Wärmeübergangskoeffizienten α wurde durch eine iterative Annäherung mittels einer Simulation durchgeführt. Es wurden fünf Messungen zur Kalibrierung der Simulation, d.h. des jeweiligen α verwendet, drei weitere mit der so abgeleiteten Näherung für den Wärmeübergangskoeffizienten direkt durchgeführt. Eine weitere Messreihe zur Verifikation der berechneten Werte ergab eine sehr gute Übereinstimmung. Zusätzlich zu den konvektiven Verlusten, wurden in der Rechnung auch Strahlungsverluste an die Umgebung angenommen.

Als Näherungsformel für konvektive Wärmeübergangskoeffizienten, gültig für 5 mm breite Tapes mit einer Prozessgeschwindigkeit größer als 2 m/min kann daher folgende Gleichung herangezogen werden, deren Verlauf in Bild 6.10 gezeigt ist.

$$\alpha = 13.175 \cdot \log(v_{Tape}) - 3.8849 \quad (11)$$

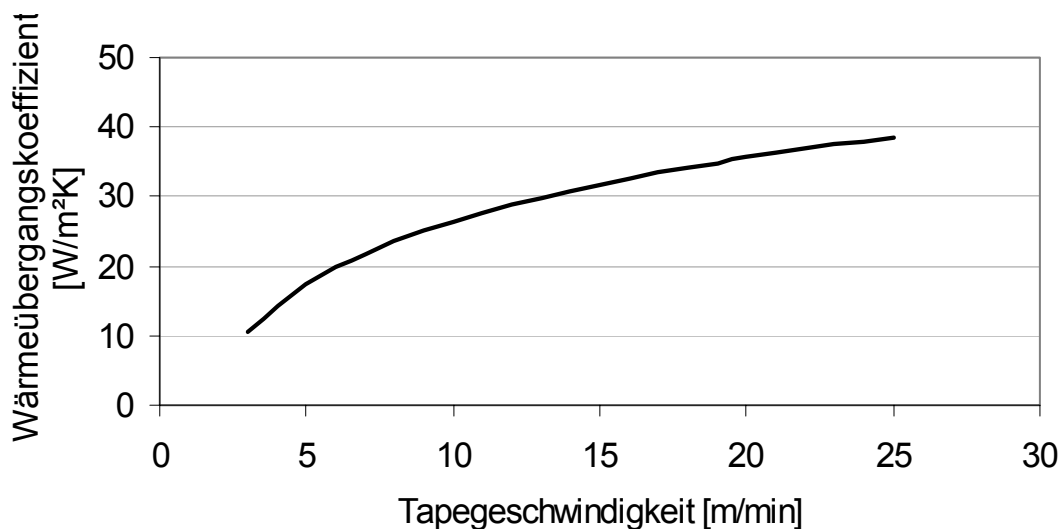


Bild 6.10: Wärmeübergangskoeffizienten für bewegte Tapes, Breite 5 mm

Die durch die Temperaturmessung einfließenden Fehler sind hier nicht dargestellt, da der gefundene Zusammenhang nur als Anhaltswert genutzt werden sollte. Andere Tapegeometrien sowie evtl. vorhandene Tapeführungskanäle, in denen zusätzlich zum konvektiven Wärmeübergang auch ein Strahlungs- oder Kontaktwärmeaustausch stattfinden kann, sind mit dieser Näherung natürlich nicht zu behandeln. Dennoch ist mit dem vorgestellten Zusammenhang ein genauerer Ansatz gefunden worden als der in einigen oft zitierten Übersichtstabellen gegebene Bereich von 10 – 100 $\text{W/m}^2\text{K}$; z.B. gibt Cogswell diesen Bereich an [16].

6.3.3 Kontaktwiderstände

Ein ähnliches Problem bei der mathematischen Determinierung von Randbedingungen ergibt sich für die Phasen des Prozesses, während denen sich das Tape oder das Substrat in Kontakt mit Anlagenkomponenten befindet. Die Annahme, dass zwischen den Kontaktpartnern, beispielsweise dem Tape und der Konsolidierungsrolle oder dem Substrat und dem FeMi ein idealer Kontakt herrscht, der in den Rechnungen nicht weiter berücksichtigt werden muss, sondern als eine diskrete Änderung der Materialeigenschaften von Metall zu FKV angenommen werden kann, ist falsch [110]. Vielmehr stehen die Kontaktpartner nur auf einem Bruchteil der zugewandten Oberflächen in Kontakt zueinander, was durch die Oberflächenrauigkeiten begründet ist. Es existieren sowohl sehr komplexe Modelle, die einen solchen Kontakt zwischen einem viskoelastischen/-plastischen FKV und einem Metall beschreiben, als auch reine Anhaltswerte für die Abminderung des Wärmetransfers. Alle Ansätze gehen jedoch davon aus, dass sich eine solche Randbedingung als konvektiv modellieren lässt. Die somit als äquivalenter Wärmeübergangskoeffizient angegebenen Werte für den sogenannten Wärmeübergangswiderstand oder Kontaktwiderstand variieren von $400 \text{ W/m}^2\text{K}$ [16] bis hin zu analytisch nicht lösbaeren Zusammenhängen mit der Temperatur, dem Druck und den viskoelastischen Materialeigenschaften [111, 112]. Letztere sind aufgrund ihrer Komplexität nicht weiter untersucht worden.

Der chronologischen Betrachtung des Tapes auf dem Weg des Ablegens folgend, finden die ersten Kontakte des Tapes mit Anlagenkomponenten bereits im Ablegekopf statt. So wirkt jeder Umlenkpin, jedes Bandbremssystem als Kontaktpartner mit dem zunächst ein Wärmetransfer stattfinden kann. Prozessrelevant wird dieser Zusammenhang jedoch erst, wenn das Tape beispielsweise nach Verlassen einer Vorheizzone mit einer Anlagenkomponente in Kontakt kommt. Sollte dieser Kontakt zur einer ungewollten Kühlung des Tapes führen, müssen entsprechende Maßnahmen zur Temperierung des Anlagenteils vorgesehen werden. Dabei ist jedoch auf die Problematik des wärmeinduzierten Tacks, d.h. einer mit Annäherung an den Schmelzbereich steigenden Klebrigkeit der Tapes, zu achten.

Zur Ermittlung der realen Wärmekontaktwiderstände wurden zwei Experimente durchgeführt. Zum einen wurde der Kontakt zwischen einem Tape und einer temperierten, rotierenden Konsolidierungsrolle am Thermoprüfstand untersucht, zum anderen wurden während der Plattenherstellung im Tapelegeverfahren Oberflächentemperaturen der Platten auf dem Ablege-FeMi gemessen.

Zur Untersuchung des Wärmeübergangswiderstandes zwischen einem Tape und Lege- oder Wickelkopfteilen wurde ein Versuchsaufbau am Thermoprüfstand gewählt, der den Kontakt zwischen Tape und Konsolidierungsrolle nachahmt. Bild 6.11 zeigt eine Nahaufnahme des Versuchsaufbaus beim dem drei Pyrometer zum Einsatz kamen.

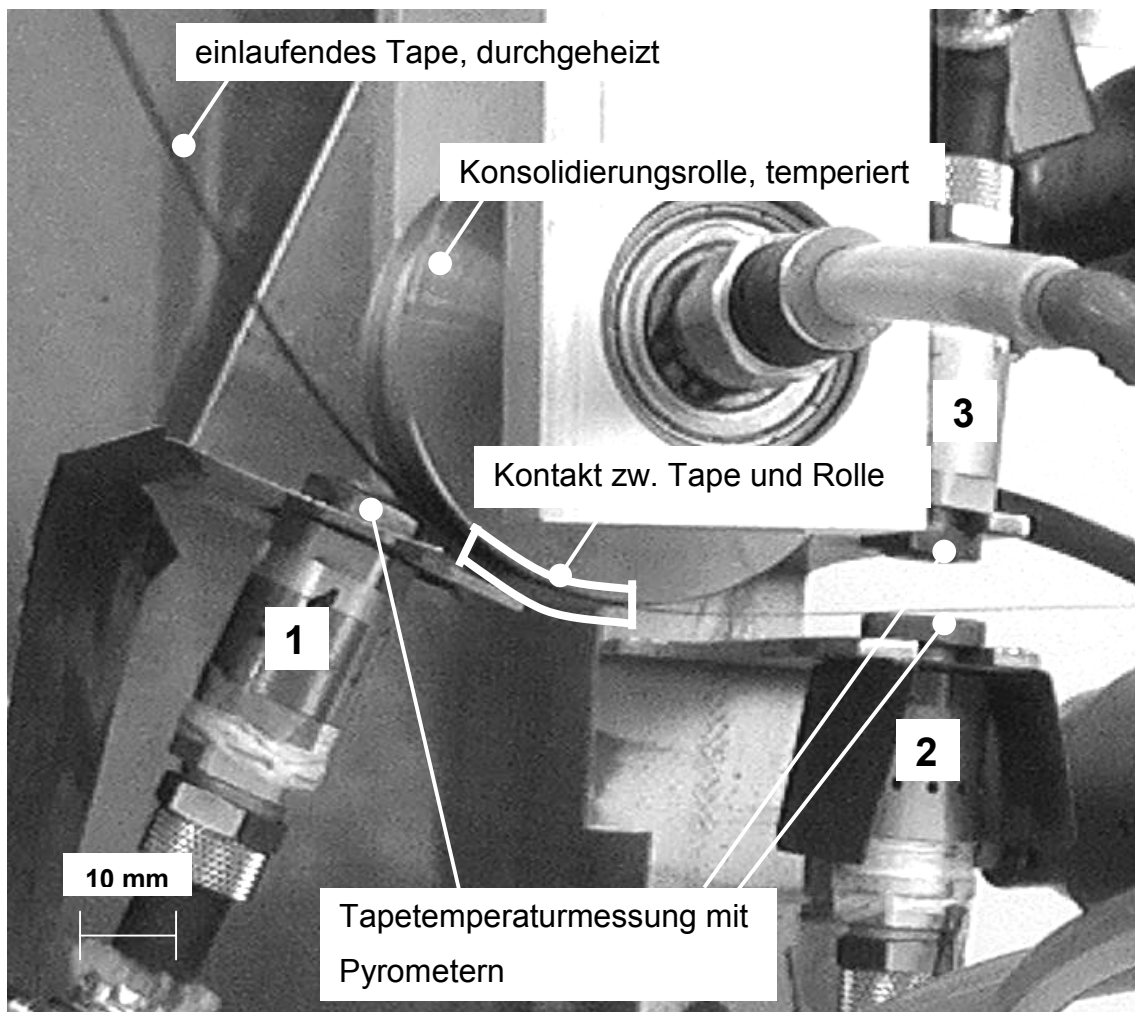
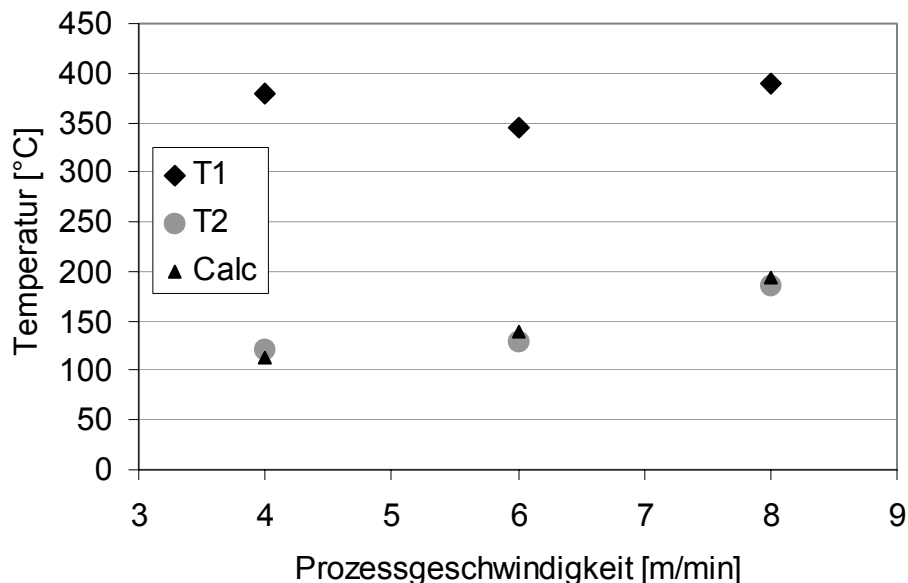


Bild 6.11: Versuchsaufbau zur Messung der Kontaktwärmeverluste zwischen Tape und Konsolidierungsrolle

Tabelle 6.1: Randbedingungen bei der Tape-Rollenkontakt-Rechnung

Rdbg	Art	Bedeutung
t01	Temperatur	Starttemperatur des einlaufenden Tapes, z.B. Temperatur nach einer Vorheizstufe
c01	Konvektion	Optionale Heizung des Tapes im Kontaktbereich
c02	Konvektion	Verluste des Tapes an die Umgebung
c03	Konvektion/	Konvektive innenliegende Temperierung der Rolle
r01 - 02	Strahlung	s. c01 – 02, aber Strahlung, bedingt nicht-lineare Rechnung
f01	Wärmestrom	optionaler Wärmestrom auf das Tape im Kontaktbereich

Durch die Kalibrierung der Simulation der letzten Messung, also bei Raumtemperatur, ergibt sich ein Wärmeübergangswiderstand von $50 \text{ W/m}^2\text{K}$ zwischen Tape und Rolle. Die Rechnung wurde dabei nicht-linear mit Strahlungsrandbedingungen durchgeführt. Mit dem ermittelten Wert für den Wärmewiderstand wurden dann die anderen Versuche ebenfalls simuliert und mit der Messung verglichen. Bild 6.13 zeigt den Vergleich der berechneten Temperatur (Calc) und der nach der Rolle gemessenen (T2). Die vom ersten Pyrometer erfasste Temperatur vor der Rolle (T1) ist zur Information ebenfalls dargestellt.

**Bild 6.13: Vergleich zwischen gemessenem Temperaturverlust an Konsolidierungsrolle und Berechnung**

Der Vergleich zwischen Simulation und Messung über einen prozessrelevanten Geschwindigkeitsbereich von 4 – 8 m/min zeigt eine sehr gute Übereinstimmung bei dem semi-empirisch ermittelten Wärmeübergangswiderstand von $50 \text{ W/m}^2\text{K}$. Für den bewegten Kontakt zwischen Tape und metallischer Rolle ist er somit als genauerer zu betrachten als der vielfach verwendete Anhaltswert von $400 \text{ W/m}^2\text{K}$ [16] für diese Werkstoffpaarung. Für eine weitere prozessdominante Phase beim Thermoplasttapelegen und beim Thermoplastwickeln mit beheizten Ablegwerkzeugen, d.h. Lege-FeMis und Kernen, nämlich dem Kontakt des Laminats mit diesen Werkzeugen ergibt sich jedoch ein anders Bild.

Die Motivation zu dieser Untersuchung ergab sich aus der zum Patent angemeldeten Lösung des Erstlagenproblems nach Beresheim und Lichtner [28]. Eine Temperierung des FeMi, d.h. eine FeMi-Temperatur mehr als hundert Grad Celsius über der Glasübergangstemperatur von CF/PEEK, führt zu einem adhäsiven Anhaften der Tapes auf dem FeMi. In Versuchen konnte nachgewiesen werden, dass dieser Anhaftungsmechanismus zeitstabil funktioniert. Zur Überwachung der Homogenität der Temperatur der dabei gefertigten Platten wurden bei deren Herstellung nach Fertigstellung jeder Lage eine manuelle Oberflächentemperaturmessung mit einem Kontaktthermometer durchgeführt. Mit wachsender Laminatdicke war bei konstanter FeMi-Temperatur – wie zu erwarten – eine abnehmende Plattenoberflächentemperatur festzustellen. Als Basis für die modelltechnische Erfassung dieses Zusammenhangs wurde eine einfache Abstraktion, wie in Bild 6.14 erläutert, gewählt.

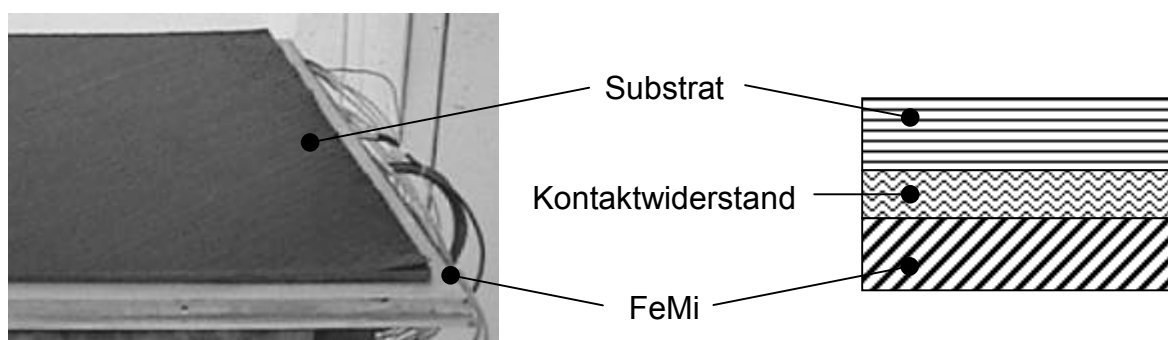


Bild 6.14: Ersatzmodell zur Berechnung des Wärmeübergangswiderstands

Zur Modellierung des Wärmeübergangswiderstandes wurde auch hier eine Schicht des Gap-Materials genutzt. Obwohl auch diese Rechnung durch die Integration der Strahlungsrandbedingung realitätsnah angelegt war, konnte abweichend vom Fall des Rollenkontaktes zunächst kein diskreter Wert für den Kontaktwiderstand gefunden werden wie die Kurven für das porenfreie Laminat in Bild 6.15 verdeutlichen.

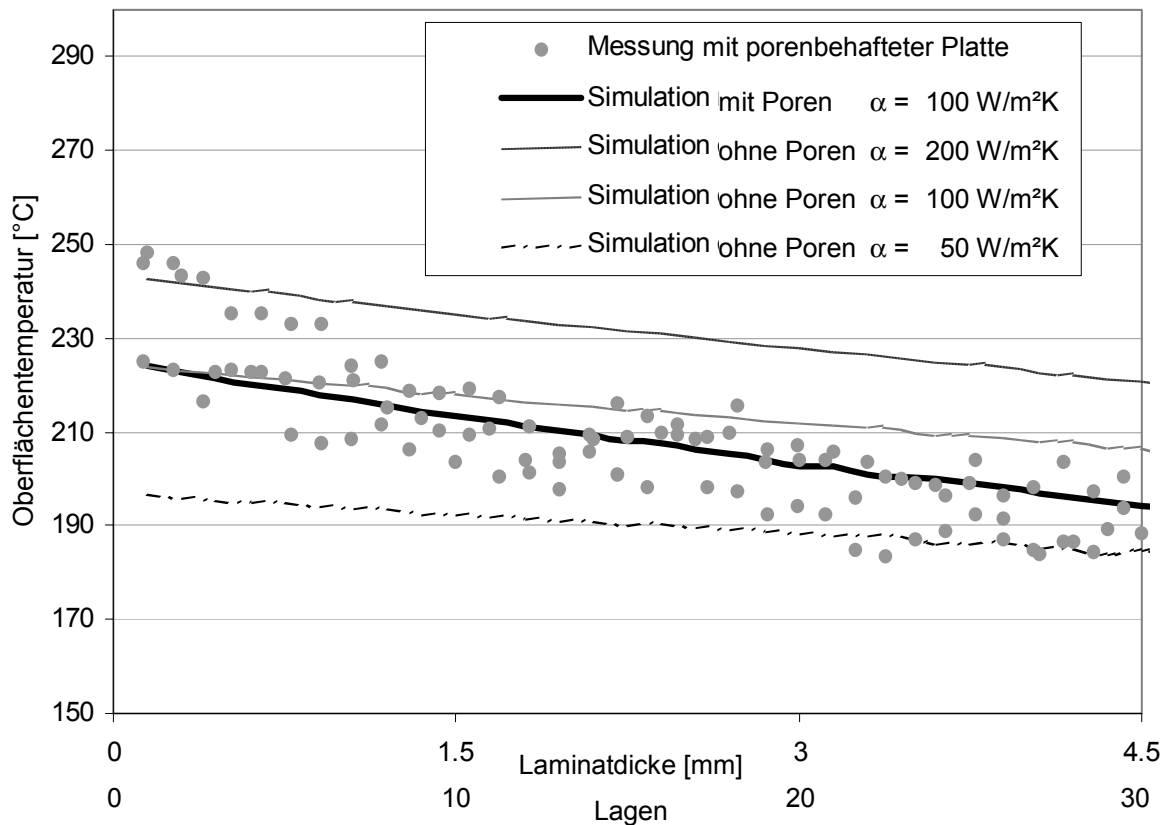


Bild 6.15: Theoretische Oberflächentemperaturen für verschiedene Wärmekontaktwiderstände im Vergleich zur Messung

Die Abänderung des verwendeten monolithischen Modells für das Laminat zu einem wechselweise, schichtweise aus Luftspalten und Tapes aufgebauten porenbehafteten Laminat verbessert den Vergleich von Simulation und Messung jedoch erheblich. Dabei wurde wieder das Gap-Material genutzt um den mit Dickenmessungen der hergestellten Platten ermittelten Porengehalt von ca. 5 – 8 % in der Rechnung abzubilden. Das Ergebnis der Simulation mit Poren, fette Kurve in Bild 6.15, zeigt nur im Bereich der ersten Lagen eine größere Abweichung von den Messergebnissen, während die porenfreien Berechnungen Kurven mit systematischen Fehlern, d.h. einer zu geringen Abnahme mit zunehmender Lagenanzahl erzeugen.

Aus diesem Vergleich zwischen Versuch und Simulation lassen sich zwei für den Prozess wichtige Schlüsse ziehen:

1. Porenbehaftete Lamine sind während der Herstellung schon durch die Messung der Oberflächentemperatur nach der Fertigstellung der einzelnen Lagen detektierbar.
2. Während des Legens der ersten 3 – 5 Lagen scheint sich der Wärmeübergangswiderstand zwischen Tape und FeMi zu verringern, was sich auf die erneute Belastung der adhäsiven Verbindung beider durch den sehr konzentriert wirkenden Konsolidierungsdruck zurückführen lässt.

Darüber hinaus gibt dieser Vergleich einen genaueren Wert für den Wärmeübergangswiderstand zwischen Tape und metallischen FeMi als der in der Literatur angegebene Wert von $400 \text{ W/m}^2\text{K}$. Bis auf den erwähnten Bereich der ersten Lagen, stellt sich ein äquivalenter Wärmeübergangskoeffizient von $100 \text{ W/m}^2\text{K}$ ein.

Die Untersuchungen von konvektiven Wärmeübergangswiderständen und Wärmekontaktwiderständen haben beispielhaft die Anwendung der Simulation zur rekursiven, semi-empirischen Determinierung wichtiger Randbedingungsparameter gezeigt. Darüber hinaus stellt sich durch die vorgestellten Ergebnisse die Frage nach der Belastbarkeit der Modelle, die mit den bisher verwendeten Annahmen und Richtwerten durchgeführt wurden.

Das Prozesssimulationssystem kann jedoch auch direkt zur eigentlichen Prozessentwicklung bzw. der Auslegung und deren Verifikation genutzt werden, wie das folgende Beispiel zeigt.

6.3.4 Ringheizungsrechnung

Für die Entwicklung eines kontinuierlichen Wickelverfahrens für thermoplastische Rohre ist es von Interesse mit welchen Aufheizzeiten zu rechnen ist, falls zur Vorheizung des Liners (Metall-, Kunststoff- oder FKV-Innenrohr zur Abdichtung) oder

des an einer vorgelagerten Stufe bereits abgelegten Substrats eine Infra-Rot Ringheizung verwendet wird. Bild 6.16 zeigt den prinzipiellen Aufbau einer solchen Heizstation.

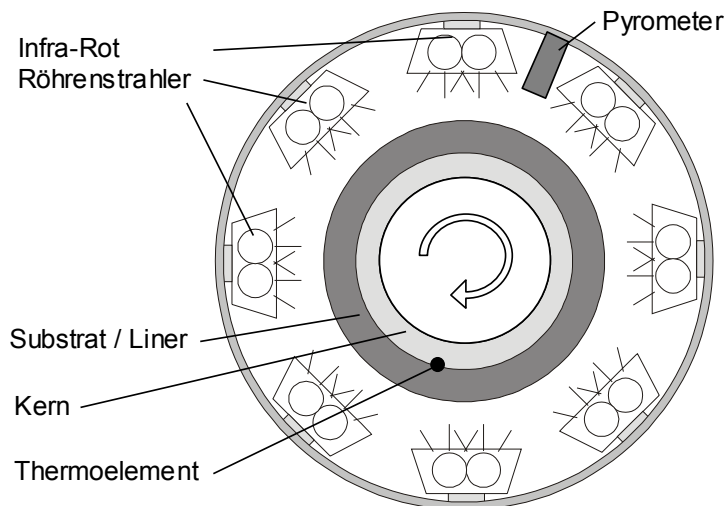


Bild 6.16: Infra-Rot Ringheizung zur Substrat/Liner Vorheizung

Im eigentlichen Prozess kann die Temperaturüberwachung an der Oberfläche des Substrats/Liners natürlich nur berührungslos über Pyrometer verwirklicht werden. Für einen Versuch zur Ermittlung des Aufheizverhaltens wurde jedoch zusätzlich das in Bild 6.16 ebenfalls gezeigte Thermoelement verwendet. Die Infra-Rot-Strahler wurden dabei so gesteuert, dass die maximale Leistung vom Beginn der Messung bis zu dem Zeitpunkt zur Verfügung gestellt wurde, bis das Pyrometer die Oberflächentemperatur von 400°C detektiert hat. Danach wurden die Strahler so gepulst, dass diese Temperatur möglichst konstant gehalten wurde. Der Versuch wurde mit einem CF/PEEK mit einem Faservolumengehalt von 60% durchgeführt.

Die Modellierung, mit dem Ziel der Vorhersage der zum Erreichen der Schmelztemperatur von ca. 340°C an der Substratinnenseite notwendigen Zeit ersetzt dieses 2-dimensionale rotationssymmetrische Problem durch eine 1-dimensionale Stapelung von 3 mm Stahl (Kern) und 1,8 mm FKV (CF/PEEK Substrat). Zunächst wird als Randbedingung ein plötzlicher Temperatursprung an der Substratoberseite angenommen und damit eine transiente Rechnung ausgehend von einer im Kern und Substrat homogenen Starttemperatur von 25°C gestartet. Das Ergebnis dieser Rechnung ist in Bild 6.17 als Variante 1 dargestellt.

Die nach der Simulation durchgeführte manuelle Messung zeigte eine relativ gute Übereinstimmung mit der Rechnung, wobei die Endzeiten zum Erreichen der 380 °C an der Substratinnenseite sehr gut übereinstimmen. Die Beobachtung der Strahler während des Versuch zeigte den Einsatz der Steuerung nach einer Zeit von ca. 75 s. Ab diesem Zeitpunkt wurden die Strahler nur noch zum Halten der Oberflächentemperatur von 400 °C gepulst. Daher wurde eine zweite Rechnung mit anderen Randbedingungen durchgeführt. Zunächst wird dabei auf das Substrat eine Konvektionsrandbedingung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von 8 W/m²K (typischer Wert für natürliche Konvektion), eine Strahlungsrandbedingung mit einem Emissionskoeffizienten von 0,95 (typisch für CF/PEEK) und einer Wärmestromrandbedingung von 64.000 W/m² aufgebracht.

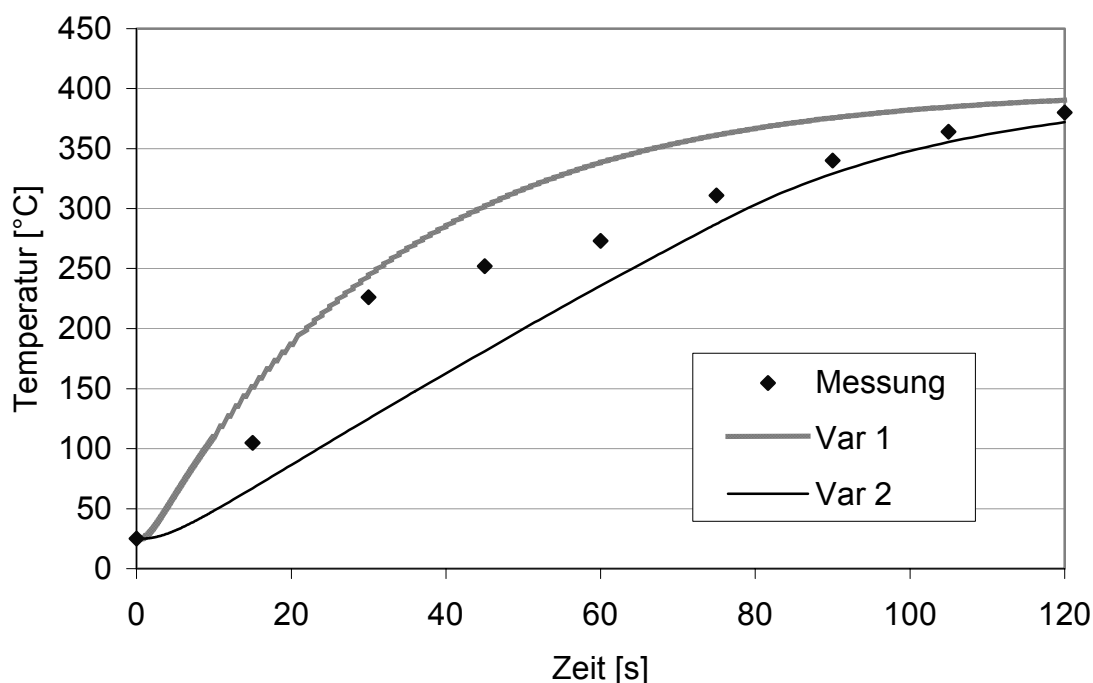


Bild 6.17: Vergleich zwischen Messung und Rechnung für eine Ringheizung

Letztere ergibt sich durch eine iterative Optimierung mit dem Ziel einer möglichst guten Übereinstimmung zum Zeitpunkt $t=75$ s zwischen gemessener und berechneter Temperatur. Danach wurde die Rechnung mit einer konstanten Substratoberflächentemperatur von 400 °C fortgeführt. Bild 6.17 zeigt auch für diese Rechnung eine sehr gute Übereinstimmung zum Ende der Messung.

Der beschriebene Aufwand im Vergleich zur ersten Variante, die vor der Messung stattfand und somit nur auf Basis von Vereinfachungen und Annahmen gerechnet wurde, lässt sich eigentlich nicht rechtfertigen. Die rekursive Ermittlung des von den IR-Strahlern emittierten und vom Substrat absorbierten Wärmestrom stellt ein weiteres Handicap der zweiten Methode dar. Dieses Beispiel zeigt zum einen die Fähigkeit des Simulators transiente Rechnungen mit nicht-linearen Randbedingungen und temperaturabhängigen Materialverhalten durchzuführen, zum anderen wird jedoch deutlich, dass das Ziel einer Modellierung immer das einfachst mögliche Modell sein sollte.

6.4 Flammheizungsversuche

Neben Infra-Rot-Strahlern, die auch für die Hauptheizung im Nip-Point verwendet werden können, kommt an Wickel- und Tapelegeanlagen auch die Wasserstoff-Sauerstoff-Flamme zum Einsatz. Auf die Komplexität der thermodynamischen Vorgänge und die Unzugänglichkeit theoretischer Ansätze zur Berechnung der Wärmeflüsse wurde bereits hingewiesen. Durch eine Versuchsreihe mit begleitender Simulation sollte jedoch trotzdem die Eingrenzung des Aufheizleistungsbereichs des verwendeten Flammheizsystems erfolgen. Dazu wurde am Thermoprüfstand ein Versuchsaufbau gewählt, der es erlaubt, ein einzelnes Tape zunächst unter Umgebungsbedingungen temperiert durch einen mit einer Blende abgeschotteten Bereich zu transportieren, in dem die Erwärmung mit einer senkrecht auf das Tape einwirkenden Flamme erfolgt. Nach Verlassen der Blende wird dann die Temperatur auf der Unterseite durch ein Pyrometer gemessen, nach weiterem Durchfahren der Messstrecke unter Verlustbedingungen, d.h. Konvektion und Strahlung an die Umgebung erfolgt eine erneute Messung der Unterseitentemperatur. Bild 6.18 zeigt zunächst den Aufbau für einen Blendeabstand von 3 cm, der aber aufgrund der ebenfalls in diesem Bild erfassten, inhomogenen und instationären Ausbildung des Flammkegels für den eigentlichen Versuch auf 1 cm reduziert wurde.

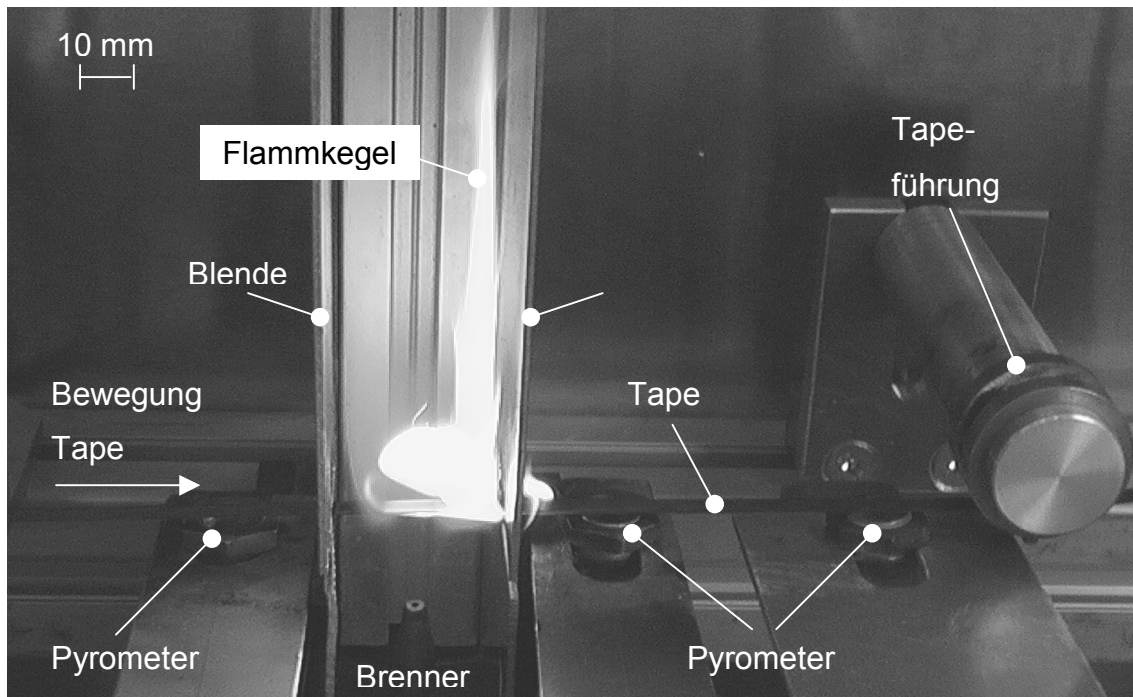


Bild 6.18: Flammeintragsversuch mit 3 cm Blendenabstand

Während des gesamten Versuchs wurde das Mischungsverhältnis von Wasserstoff zu Sauerstoff von 1:9 sowie der Abstand des Brenners zum Tape konstant gehalten. Variiert wurde der Gasstrom im Bereich von 10 – 14 Normlitern/min. Darüber hinaus wurde als Parameter die Tapegeschwindigkeit von 6 – 8 m/min untersucht. Das Ergebnis, s. Bild 6.19 und Bild 6.20, der Messung zeigt eindeutig eine Abhängigkeit der erreichbaren Tapetemperaturen von der Tapegeschwindigkeit und dem Volumenstrom des Brenngasgemischs.

Ebenfalls in Bild 6.19 und Bild 6.20 dargestellt sind die Ergebnisse der Simulation. Die gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment konnte nur durch eine Parameterstudie zu den Randbedingungen des Versuchs erreicht werden, wobei das in Bild 6.21 skizzierte Modell zugrunde gelegt und der durch die Flamme verursachte Wärmestrom und die durch Abgase erzeugte Konvektionsrandbedingung außerhalb der Blende parametrisch ermittelt wurden.

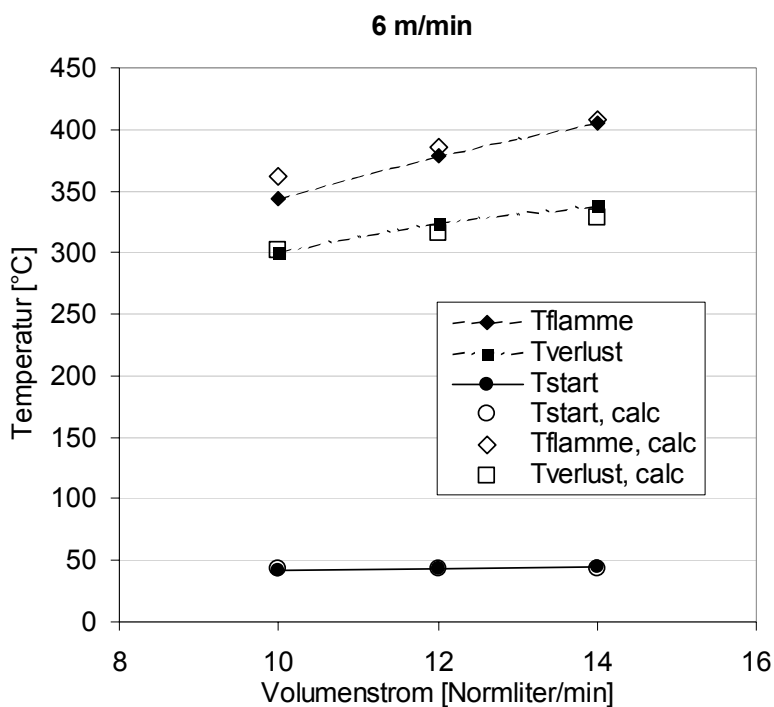


Bild 6.19: Vergleich zwischen Messung und Simulation der Flammheizung eines Tapes im Thermoprüfstand bei 6 m/min Tapeengeschwindigkeit

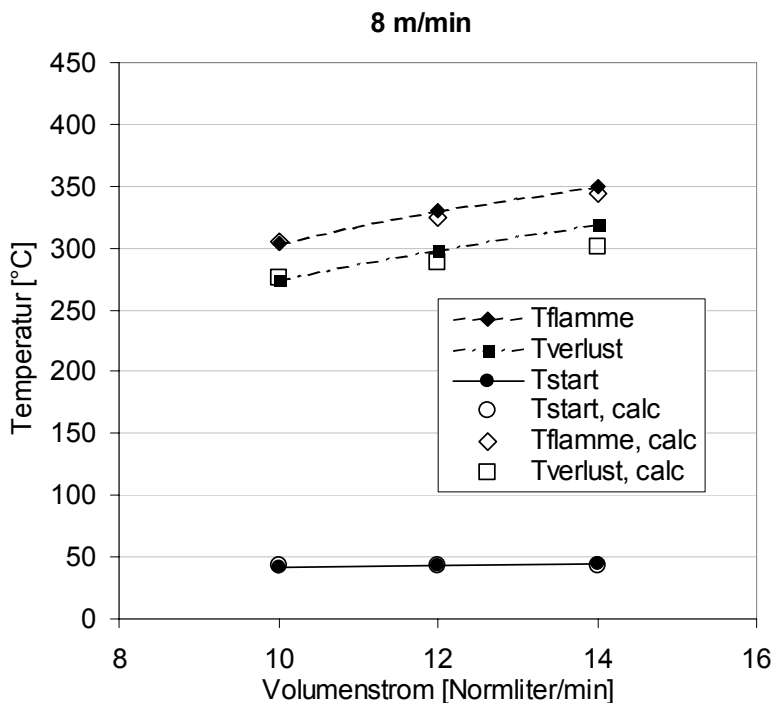


Bild 6.20: Vergleich zwischen Messung und Simulation der Flammheizung eines Tapes im Thermoprüfstand bei 8 m/min Tapeengeschwindigkeit

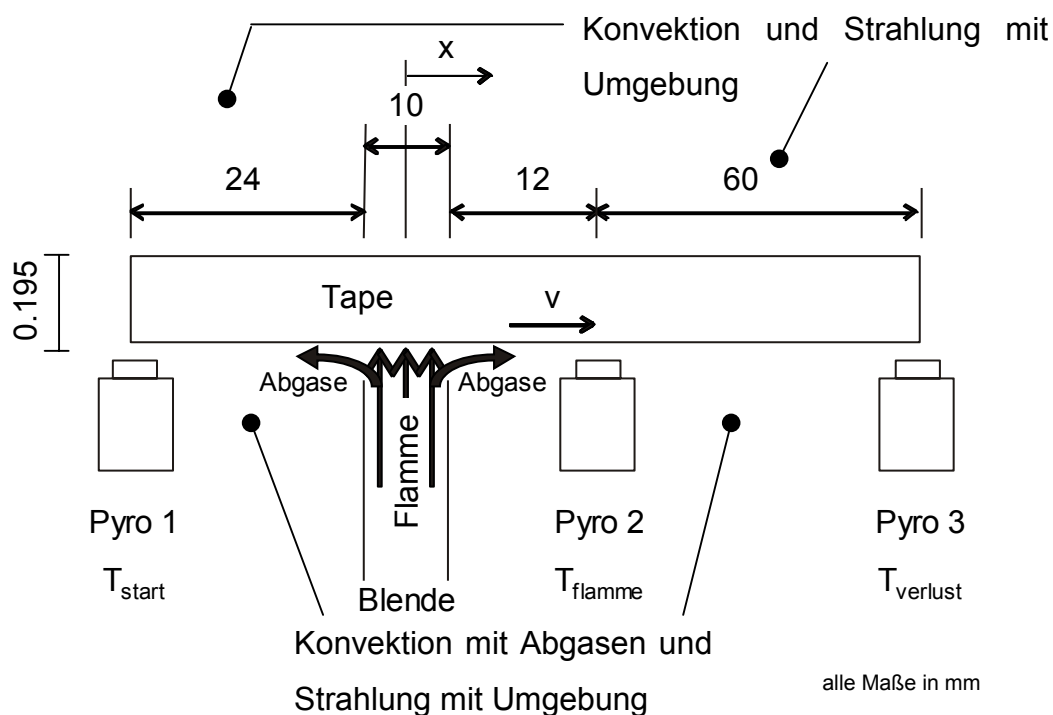


Bild 6.21: Modell des Flammheizversuchs

Für die Berechnung wurden die temperaturabhängigen Materialdaten eines CF/PEEK-Tapes mit 60 Faser-Vol % verwendet [16]. Die Verlustrandbedingungen mit der Umgebung wurden mit $\alpha = 20 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $T_{\text{Umgebung}} = 25 \text{ }^\circ\text{C}$, bzw. $\varepsilon = 0.95$ simuliert. An der Unterseite des Tapes hingegen wurde ein konvektiver Wärmeaustausch mit den Abgasen der Flammheizung mit den Parametern $\alpha = 400 \text{ W/m}^2\text{K}$ und $T_{\text{Abgas}} = 250 \text{ }^\circ\text{C}$ ermittelt. Das während des Versuchs beobachtete Durchschlagen der Flamme in die mit der Blende eigentlich abgeschotteten Bereiche rechtfertigt diese Randbedingungen. Um die Simulation einer Prüfung zu unterziehen, wurde der durch die Flamme in die Tapeunterseite induzierte Wärmestrom nur für die Tapegeschwindigkeit von 6 m/min parametrisch ermittelt. Die Simulation des Versuchs mit der höheren Geschwindigkeit – 8 m/min – erfolgte dann mit der so ermittelten Brennerleistung und zeigte auch für diese Geschwindigkeit eine gute Übereinstimmung. Für die nominell berechneten und im Bereich der in der Literatur [51, 52] zu findenden für Wasserstoff-Sauerstoff-Flammen befindliche Wärmeströme in Abhängigkeit des Brenngasmassenstroms ergibt sich ein annähernd linearer Zusammenhang, wie Bild 6.22 verdeutlicht.

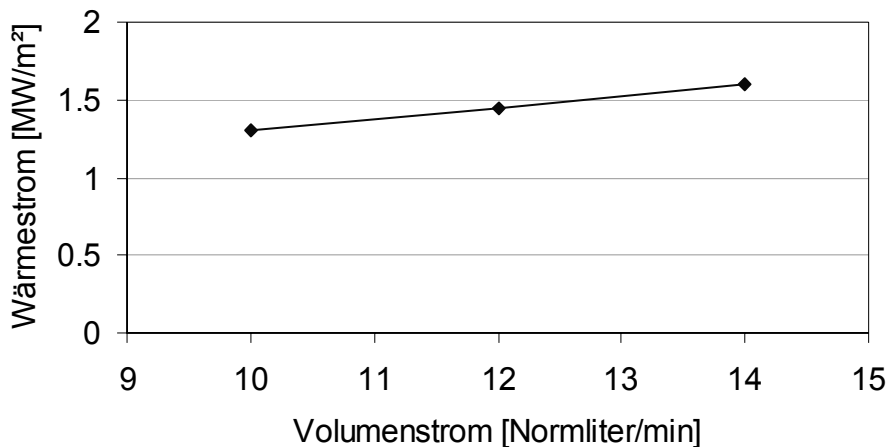


Bild 6.22: Berechneter Wärmestrom in Abhängigkeit vom Volumenstrom der Flamme

Eine messtechnisch aufgrund der die Pyrometer zerstörenden hohen Umgebungstemperaturen im Bereich der Flamme nicht zu erfassendes Phänomen lässt sich jedoch aus der ortsabhängigen Betrachtung der Ober- und Unterseitentemperaturen des Tapes erkennen. Bild 6.23 zeigt eindeutig die inhomogene Erwärmung des Tapes aufgrund der einseitigen Flammeinwirkung. Während die Oberseite gerade so (bei 6 m/min) bzw. nicht einmal (bei 8 m/min) den Bereich der Schmelztemperatur (ca. 340 °C) dieses Materials erreicht, werden an der Unterseite Temperaturen erzeugt, die zur Degradation des Polymers führen können.

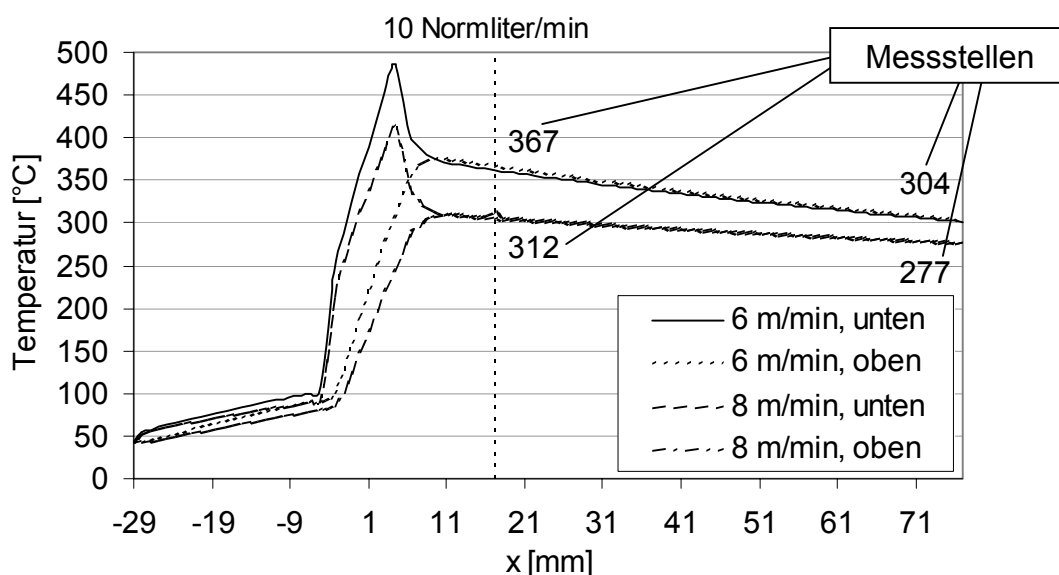


Bild 6.23: Berechnung der Ober- und Unterseitentemperatur des Tapes, Temperaturen an den Pyrometermessstellen angegeben

Dieser Versuch und die anschließende Simulation haben drei Dinge deutlich gemacht.

1. Die Flamme ist als offenes, d.h. Abgas erzeugendes Heizsystem verbunden mit der komplexen Thermodynamik der Verbrennung bislang nur über parametrischen Studien ausreichend gut modellierbar und somit derzeit modellhaft nicht direkt zugänglich.
2. Eine Übertragbarkeit semi-empirisch ermittelter Flammleistungen auf andere Systemkonfigurationen, d.h. Brenner, Brennerstellungen und Geometrien im Flammeinwirkungsbereich erscheint kaum möglich. Vielmehr muss die Flammleistung, vor allem der konvektive Einfluss der Abgase für jede Systemkonfiguration ermittelt werden.
3. Eine einseitige Erwärmung des Tapes führt zu einer sehr inhomogenen Erwärmung über die Tapedicke selbst sehr dünner Halbzeuge ($d_{\text{Tape}}=0.195$ mm).

Der letzte Punkt ist für alle nicht-volumetrisch erwärmenden Heizquellen gültig, da die Energie ausschließlich über die Oberfläche des Tape transportiert werden kann. Neben mikrowellen-basierten Systemen sind dem Autor jedoch für nicht-opake Halbzeuge keine weiteren volumetrisch wirkenden Systeme bekannt, wobei der anlagentechnische Aufwand den Einsatz solcher Wärmequellen, z.B. der Mikrowelle kaum rechtfertigt [113].

6.5 Kristallisationsuntersuchungen

Da die Kristallinität der teilkristallinen Thermoplastmatrix im Falle eines CF/PEEK- oder CF/PPS-Laminats einen massiven Einfluss auf die mechanischen und chemischen Eigenschaften des Bauteils hat, wurde ein Versuch durchgeführt um die Sensitivität dieser Materialeigenschaft auf Verarbeitungsbedingungen festzustellen. Somit sollte im Vorfeld einer Implementierung eines Kristallisationsmoduls in die Temperaturberechnung oder das Post-Processing die Notwendigkeit für eine solche

Maßnahme untersucht werden, da die in der Literatur beschriebenen Modelle sehr komplex sind bzw. häufig die Ermittlung empirischer Parameter bedingen.

Der gewählte Versuch kann als repräsentativ für das Thermoplasttapelegen und das Thermoplastwickeln mit temperierten FeMis bzw. Kernen betrachtet werden, solange die Werkzeugtemperatur oberhalb der unteren Rekristallisationstemperatur des Matrixwerkstoffs gewählt wird. Es wurden zunächst vier identische 9-lagige (90/0/90₂/0/90₂/0/90) Platten 180x180 mm² aus CF/PEEK, 61 FV-%, 0,14 x 12 mm² Tape mittels Tapelegen in einem Fertigungsschritt gleichmäßig auf dem FeMi angeordnet hergestellt. Somit waren für alle Platten nahezu gleiche Verarbeitungsbedingungen garantiert. Das FeMi war während der gesamten Fertigung (Dauer ca. 1 h) durch die Anlagensteuerung automatisch auf eine Temperatur von 277 °C temperiert. Als Ablegegeschwindigkeit wurde 6 m/min gewählt. Zur Ermittlung des Temperaturgradienten nach dem Nip-Point wurde eine Simulation durchgeführt und sowohl der Temperaturverlauf an der Unterseite des einlaufenden Tapes als auch der dort herrschende Temperaturgradient berechnet. Bild 6.24 zeigt beide Ergebnisse in Abhängigkeit der Zeit, wobei das in Kap. 7.1 vorgestellte Modell verwendet wurde.

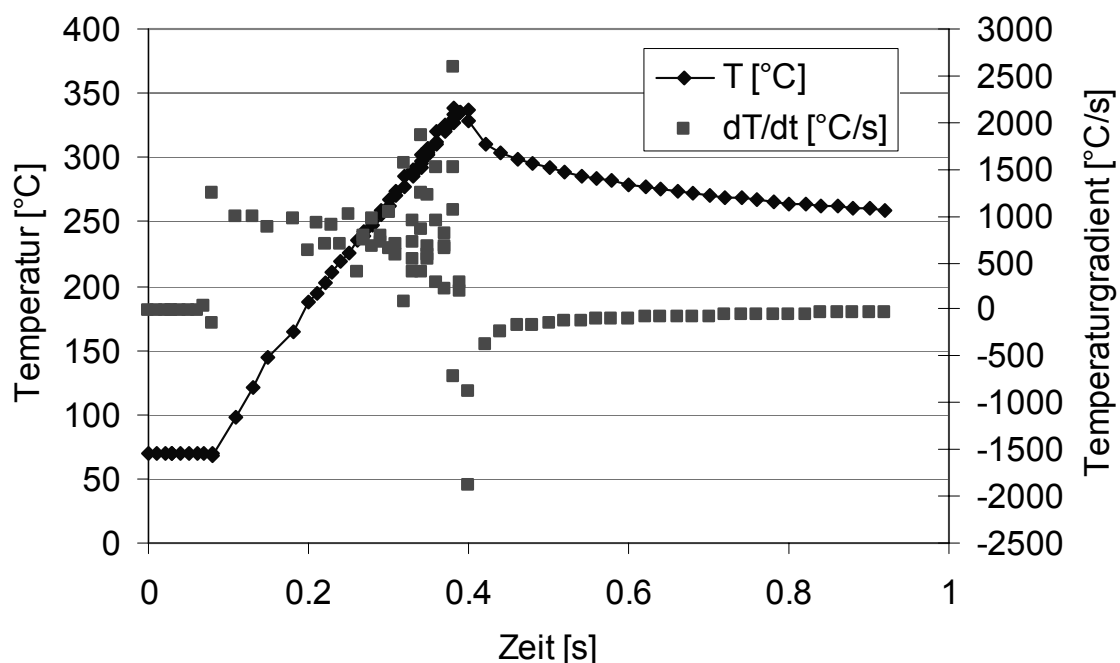


Bild 6.24: Simulierter Temperaturverlauf und Temperaturgradient an der Unterseite des einlaufenden Tapes

Somit kann für die Abkühlung unter der Konsolidierungsrolle von einem Temperaturgradienten von mehr als 1000 °C/s ausgegangen werden, was ein zunächst sehr niedrige Kristallinität des Laminats hervorruft (s. Kap. 3.7.2, Bild 3.15). Die Platten wurden während der Fertigung mit Thermoelementen bestückt um die nachfolgende Abkühlung nach dem Ablegen und während der Entformung zeitlich überwachen zu können. Die Entformung selbst wurde für alle vier Platten unter unterschiedlichsten Bedingungen durchgeführt wie Tabelle 6.2 verdeutlicht, wobei als Starttemperatur für alle Platten ca. 275 °C gemessen wurde.

Tabelle 6.2: Entformungsbedingungen der Kristallinitätsversuchsplatten

Platte	Entformung
1	abgekühlt an Luft
2	abgedeckt auf FeMi abgekühlt, dann entformt
3	Oberseite an Luft auf FeMi abgekühlt, dann entformt
4	mit Druckluft „gestört“, dann entformt, Simulation eines Fertigungsfehlers

Die durch diese Bedingungen verursachten Abkühlkurven, s. Bild 6.25, und Temperaturgradienten ergeben sich zu: Platte 1 \approx 150 K/min, Platte 2 \approx 0,3 K/min, Platte 3 \approx 5 K/min und Platte 4 \approx 15 K/min, was eine unterschiedliche Ausbildung des Kristallisationsgrades erwarten lässt (vgl. Kap. 3.7.2, Bild 3.15).

Eine DSC-Untersuchung, die jeweils zwei Proben an mindestens zwei Stellen der jeweiligen Platten umfasste, ergab jedoch ein völlig anderes Ergebnis, wobei die Platte 4 gemäß Halbzeugherstellerempfehlung [14] getempert und erneut untersucht wurde um eine mögliche Fehlerbehebungsstrategie für die reale Fertigung zu finden. Der Vergleich der ermittelten Kristallinitätsgrade, in Bild 6.26 mit den Variationen der Messungen gegenübergestellt, zeigt eine annähernd gleiche Kristallisation für alle Probenplatten.

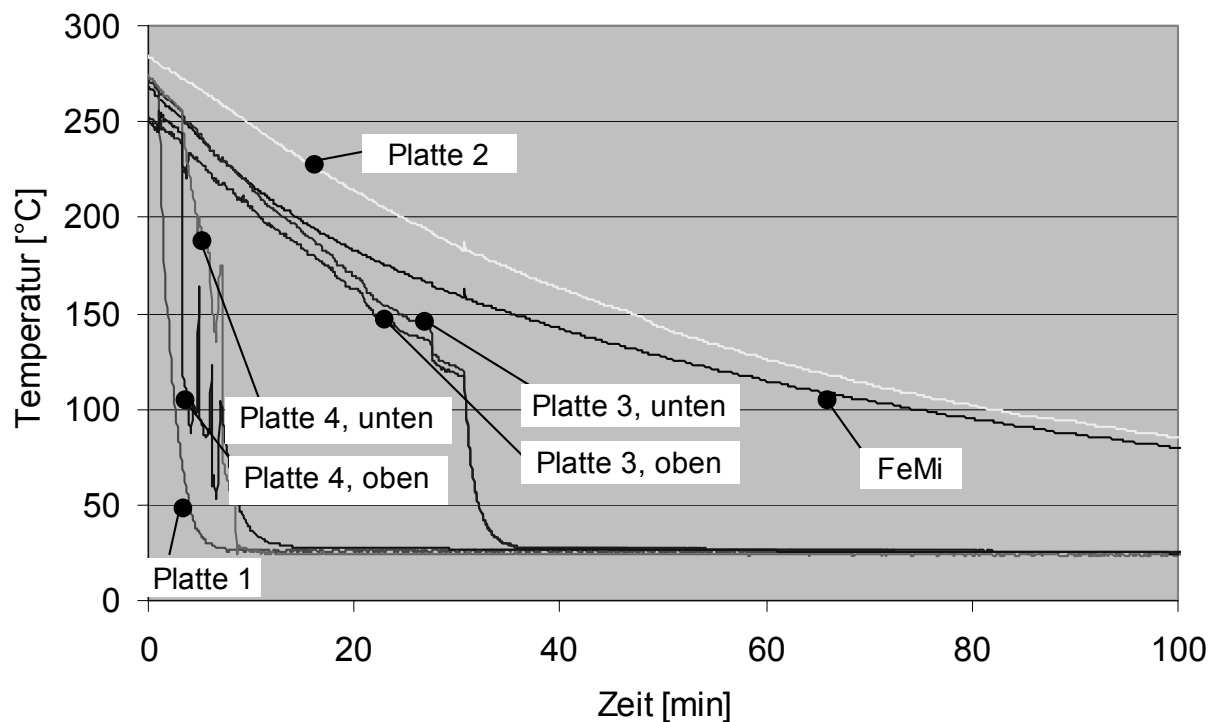


Bild 6.25: Abkühlkurven der vier Probestplatten zur Kristallinitätsmessung

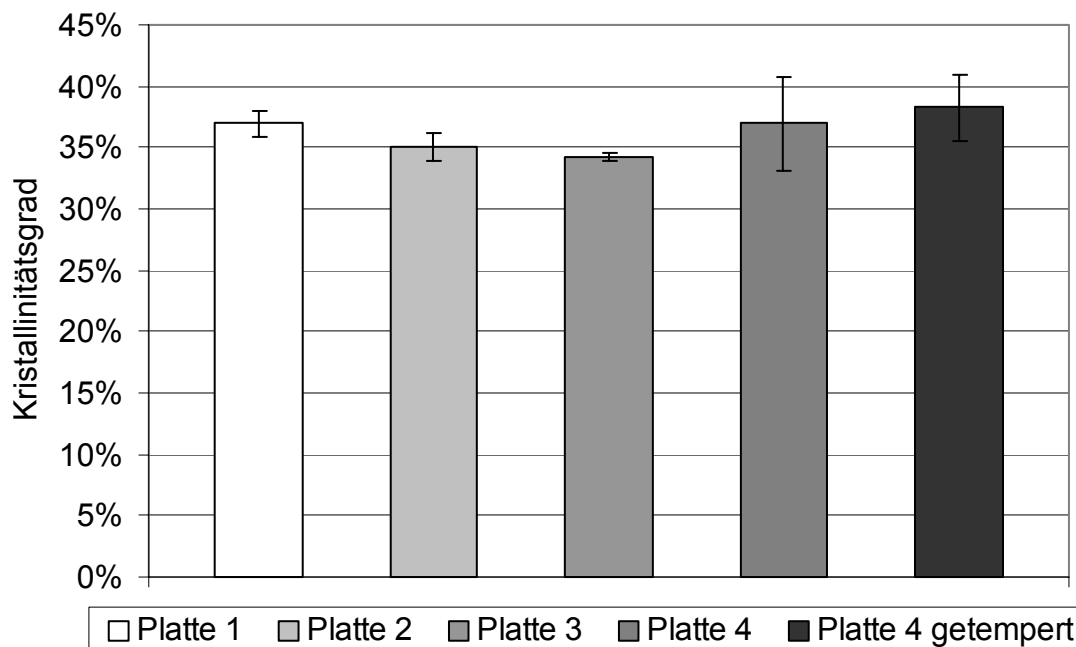


Bild 6.26: Vergleich der Kristallinitätsgrade der 4 Probestplatten und zusätzlich getempert vierter Platte

Als Ursache für dieses Ergebnis lässt sich die FeMi-Temperierung oberhalb der Rekristallisationstemperatur von 175 °C anführen. Nach dem Ablegen des Tapes und der lagenweisen Herstellung der Platten liegt das Laminat also unter dem Einfluss dieser Temperierung in einem kristallisationsfähigen Zustand vor. Die Steuerung dieser wichtigen Material- und damit Bauteileigenschaft lässt sich also über eine geeignete Temperierung des FeMis oder, übertragen auf das Wickelverfahren, des Kerns vornehmen. Ähnliche Zusammenhänge sind auch in der Literatur beschrieben worden [91]. Diese Erkenntnis wurde zum Anlass genommen, auf eine Implementierung eines komplexen Kristallisationsmodells in die Simulation zu verzichten.

6.6 Verschweißversuche

Eine einfache Erweiterung des zur Ermittlung des Deformationsverhaltens verwendeten Versuchsaufbaus mit einem zusätzlichen Tape, das mit dem Ersten im Bereich des Konsolidierungsrollenpaars verschweißt wird, war die Grundlage für eine weitere Messreihe.

Mit dieser Versuchsreihe sollte eine in der Literatur angegebene Methodik zur experimentellen Optimierung von Verfahrensparametern verifiziert werden. Die Besonderheit der von Hulcher und Marchello vorgestellten Methode [114] ist die Korrelation zwischen dem „Double Cantilvered Beam“ Test, s. Bild 6.27, und einem so genannten „Wedge Peel Test“, also einem Schälwiderstandsversuch. Die Zeitersparnis zwischen beiden Methoden, sowohl den Test selbst aber vor allem die Herstellung der Probekörper betreffend, beträgt über 80 % zugunsten des letztgenannten. Dies rührt vor allem aus der Notwendigkeit her, für ersteren mehrlagige Probekörper herstellen zu müssen, z.B. am Tapeleger oder in einer statischen Presse.



Bild 6.27: Double Cantilevered Beam Test

Die den Aufwand vereinfachende Idee des Schälwiderstandsversuch, dessen prinzipieller Aufbau in Bild 6.28 skizziert ist, liegt in der Ermittlung der mechanischen Güte der Schweißverbindung zweier Tapes durch die Messung der zum Abschälen beider Tapes notwendigen Kraft. Diese Kraft gibt also ein Maß für die interlaminare Festigkeit der Schweißverbindung an, wobei diese zunächst nicht im Zusammenhang mit der oft zitierten interlaminaren Scherfestigkeit (ILS) steht.

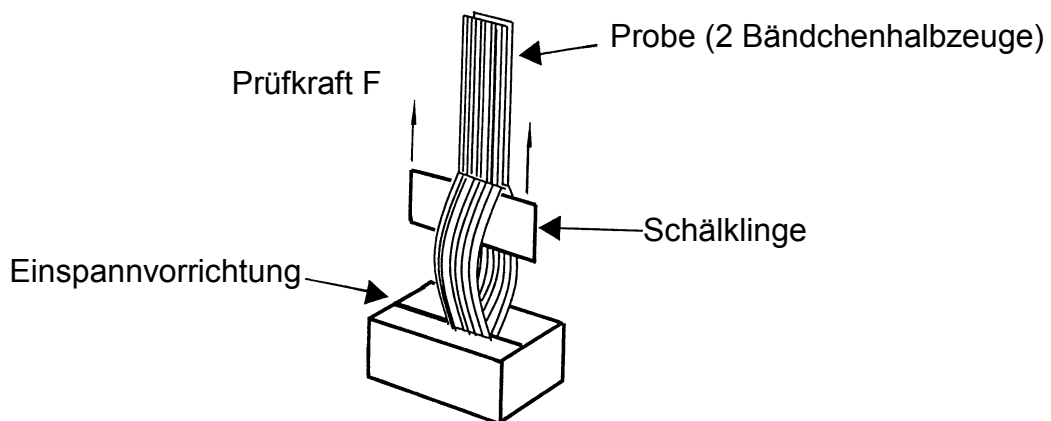


Bild 6.28: Versuchsaufbau für den „Wedge Peel Test“

Zur Durchführung des Schälwiderstandsversuch wurde eine Faserbruchmessanlage, Bild 6.29 links, mit einem Einspanngeschirr und einer Klingenthalterung Bild 6.29 rechts, erweitert.

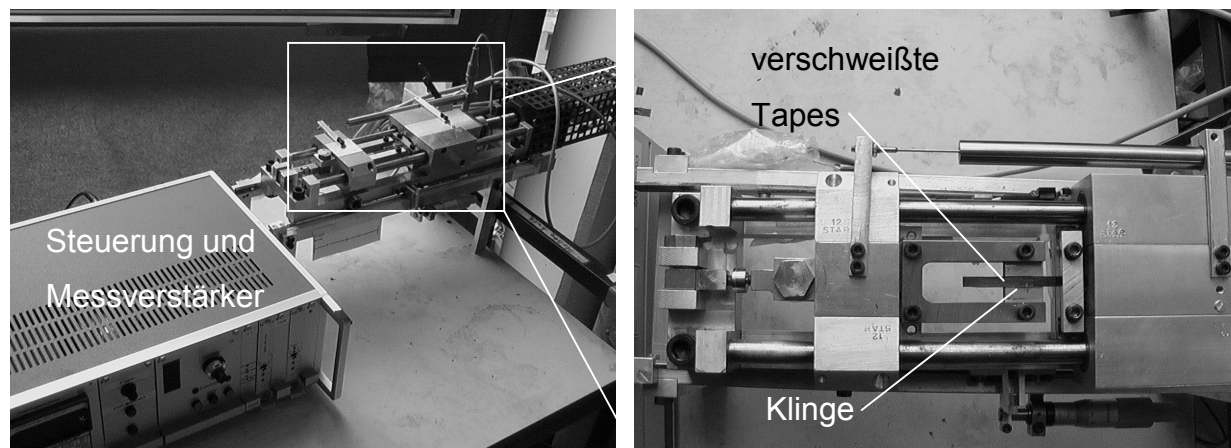


Bild 6.29: Schälwiderstandsversuchsanlage

Die zunächst am Thermoprüfstand kontinuierlich hergestellten Schweißproben wurden mit einer Rasierklinge mit einer senkrecht zur Faserrichtung, also quer zum Tape, orientierten Rissinitiierung versehen und dann in die Schälwiderstandsprüfanlage eingespannt. Die Prüfanlage zog nun die in Bild 6.29 rechts in die Einspannvorrichtung integrierte Klinge durch die verschweißten Tapes, wobei zeitgleich die zur Schälung der Tapes notwendige Kraft von einer Kraftmesszelle gemessen wurde. Ein typischer Verlauf einer solchen Messung, wie in Bild 6.30 dargestellt, zeigt zunächst den Anstieg der Schälkraft bis zum Erreichen eines Kraftniveaus, welches mit geringen Abweichungen dann über die gesamte Schälstrecke hinweg nahezu konstant bleibt.

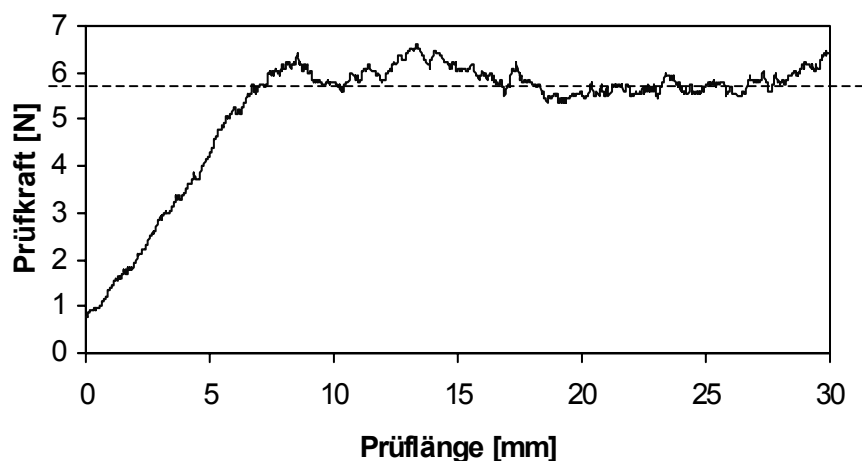


Bild 6.30: Typischer Kraft-Weg Verlauf einer Schälwiderstandsmessung

Die Probenherstellung erfolgte mit einer Konsolidierungskraft von ca. 160 N und einer Prozessgeschwindigkeit von 5 m/min. Durch die Variation eines Aufheizparame-

ters, d.h. bei Verwendung der Wasserstoff-Sauerstoff-Flamme z.B. die Variation des Volumenstroms, wurden verschiedene Schälwiderstandsproben hergestellt und in der vorgestellten Anlage getestet. Wie die Auswertung der ermittelten Schälwiderstandskraftniveaus eindeutig in Bild 6.31 zeigt, konnte ein Maximum für die Kraft bei einem Wasserstoff-Sauerstoff-Volumenstrom von ca. 9 Normliter/Min festgestellt werden. Dieses Ergebnis zeigt deutlich die Sensibilität des Messverfahrens bzw. der mechanischen Güte der Verschweißung gegenüber diesem Parameter. Der Abfall des Schälwiderstands lässt sich plausibel einer dem höheren Volumenstrom zugehörigen Überhitzung und somit einer Degradation der Tapeoberflächen zuordnen.

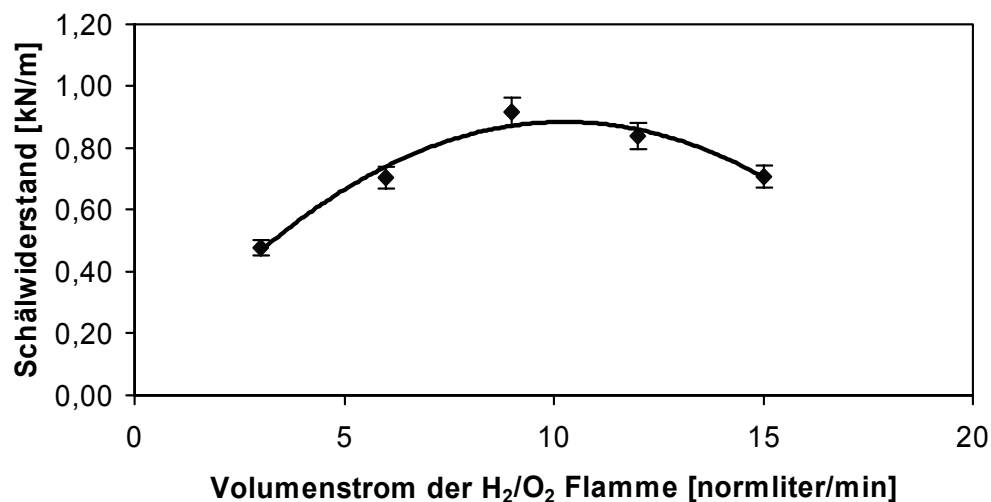


Bild 6.31: Abhängigkeit des Schälwiderstand vom Volumenstrom der Flammhaupteheizung

Setzt man mit dem ermittelten Ergebnis nun auf den Arbeiten von Hulcher und Marchello auf und bringt das Schälwiderstandsoptimum in Korrelation zu dem aufwendig durch einen DCB-Test determinierten Optimum der mechanischen Festigkeit der Verschweißung, s. Bild 6.32, ist eine sehr einfache Methode gefunden worden, Parameterstudien für den Verschweißvorgang am Thermoprüfstand durchzuführen. Die unmittelbare Nähe und Einfachheit der Schälwiderstandsversuchsanlage bietet ein großes und wirtschaftliches Potenzial vielfältige Untersuchungen zum Einfluss der verschiedensten Prozessparameter auf die mechanische Qualität der Schweißverbindung zweier Tapes durchführen zu können.

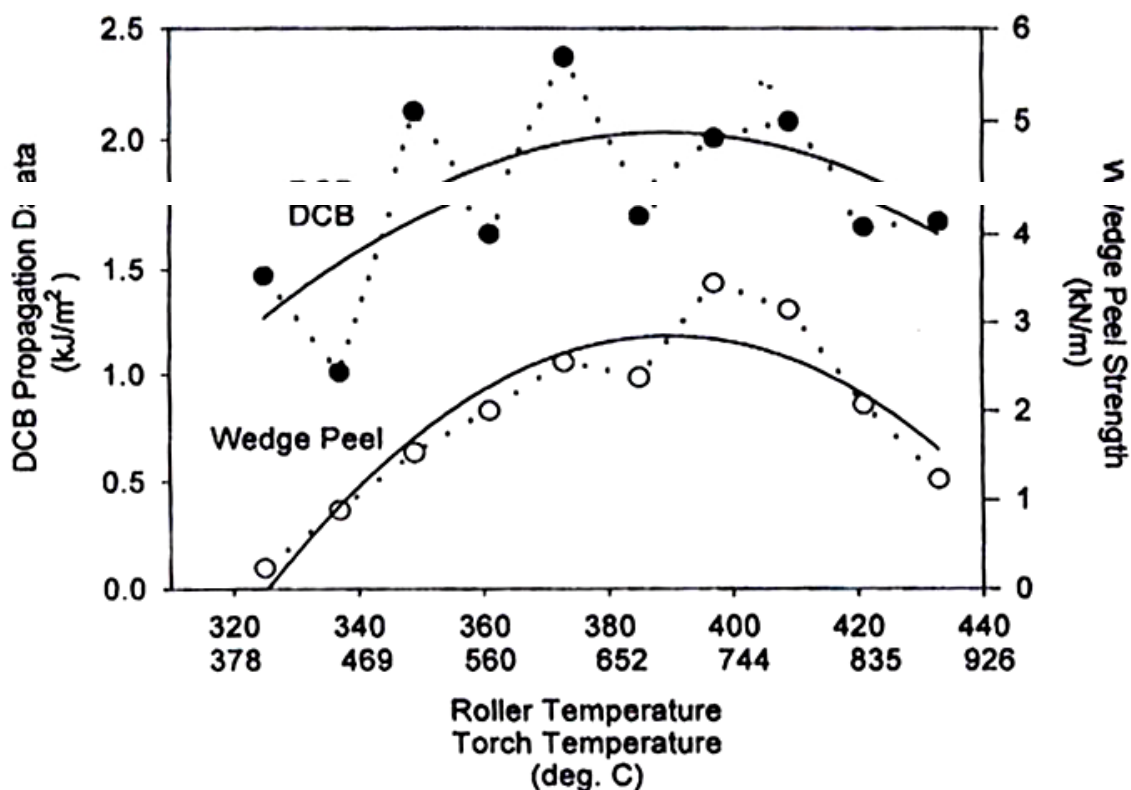


Bild 6.32: Korrelation zwischen Schälwiderstandversuch und DCB-Test, [33]

Die Übertragbarkeit dieses Verfahrens auf den realen Prozess ist dadurch gegeben, dass die Herstellung einer Verschweißung zweier Tapes, auch an einer Tapelege- oder Wickelanlage ohne große Aufwendungen möglich ist. Die Zeitersparnis der Probekörperherstellung im Vergleich zum DCB-Test oder bspw. dem Dreipunktbiegeversuch ist in diesem Fall natürlich dann ebenso vorhanden.

6.7 3-D Verifikation

Um die Prozesssimulation auch für die Herstellung komplexerer Bauteilgeometrien nutzen zu können, muss die Berechnung der Temperaturfelder auch in der dritten Dimension möglich sein. Durch die Diskretisierung der vektoriellen Form der Energiebilanzgleichung (s. Kap. 4.1) ist auch eine 3-dimensionale Simulation mit ProSimFRT möglich. Ein experimenteller Nachweis gestaltet sich jedoch schwierig, da eine Temperaturfeldmessung im Innern eines Probekörpers nur an diskreten Stellen mittels einlaminiertes Thermolemente möglich ist. Der Versuch einen solchen Probekörper herzustellen, führt aber selbst mit sehr dünnen Thermolementen zu einem durch die

Sensoren stark gestörten Laminat. Da unidirektional kohlenstofffaserverstärkte Tapes aber stark anisotrope Energietransporteigenschaften aufweisen – an dieser Stelle sei an die 10 mal höhere Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faser als quer dazu erinnert – kann ein anderer Ansatz zur qualitativen Überprüfung der 3-D Fähigkeiten des Prozesssimulationssystems verwendet werden.

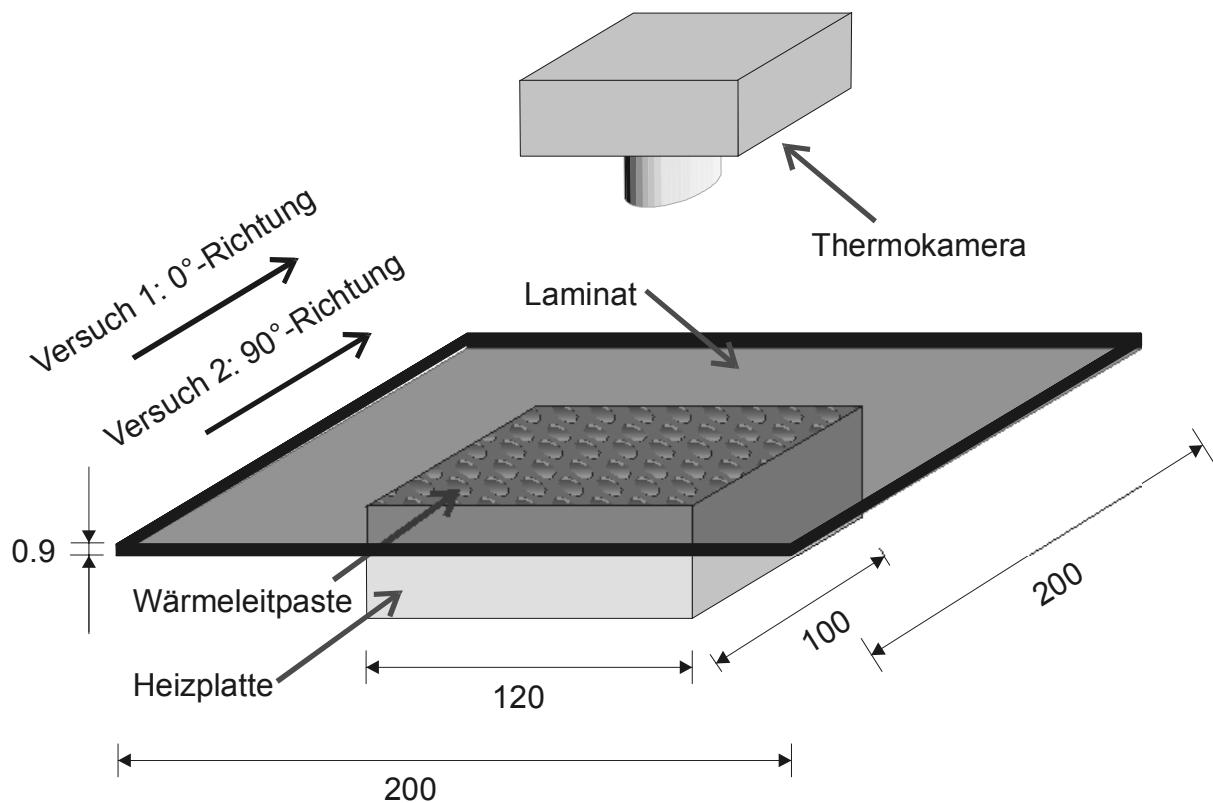
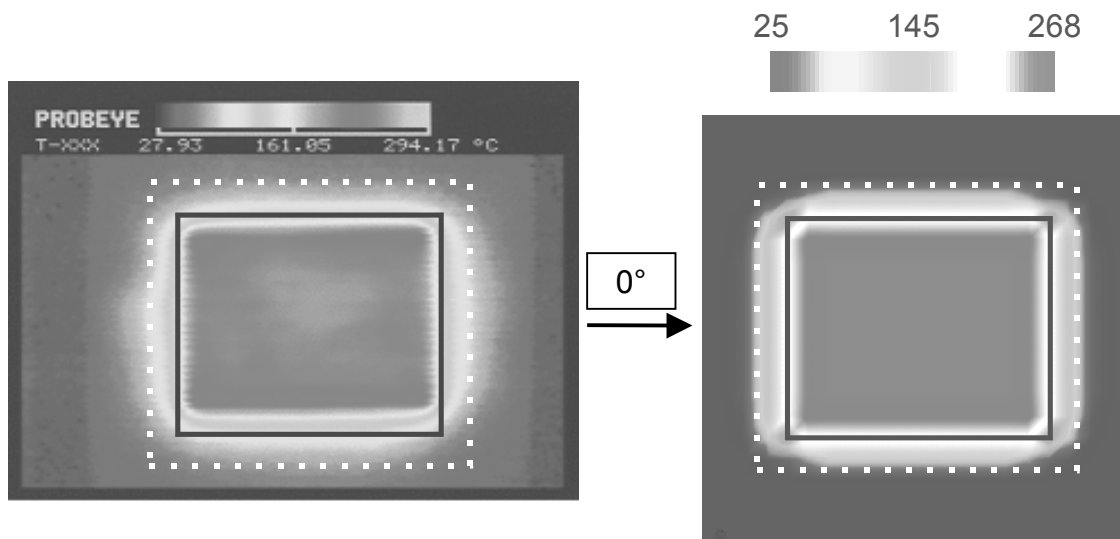
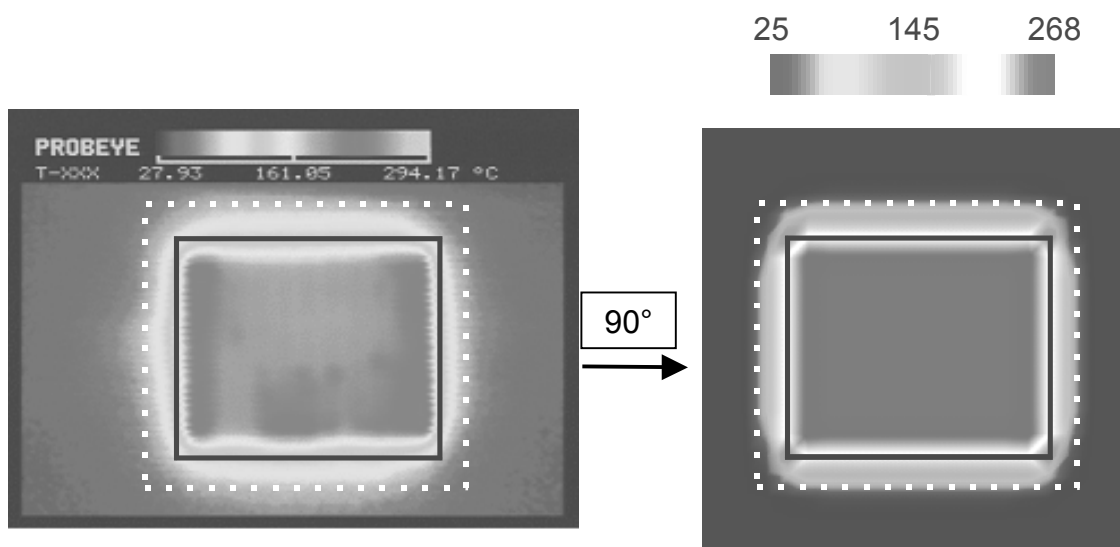


Bild 6.33: Versuchsaufbau zur 3-D-Verifikation

Die Verifikationsmethode basiert auf der Beobachtung des Temperaturfeldes auf der Oberseite einer CF/PEEK-Platte, welche sich auf der Unterseite im Kontakt mit einer beheizten Aluminiumplatte befindet. Zur Verbesserung der Wärmeübergangsbedingungen wurde zwischen die Heiz- und die Laminatplatte eine Wärmeleitpaste aufgebracht. Da die Platte bewusst mit einem anisotropen Lageraufbau hergestellt wurde (6 Lagen, [0/0/90/90/0/0]) ist das durch eine Thermokamera messbare Temperaturfeld davon abhängig, in welcher Richtung die dominierenden 0°-Lagen orientiert sind. Der benutzte Versuchsaufbau, skizziert in Bild 6.33, verdeutlicht den Hintergrund des Experiments.

Die Simulation des Versuchs wurde mit einer nicht-linearen Rechnung, sowohl mit Strahlungs- als auch Konvektionsrandbedingung an der Oberseite und den mit der Heizplatte nicht in Kontakt stehenden Bereichen der Unterseite durchgeführt. Der Kontakt mit der Heizplatte selbst wurde mit einer einfachen Temperaturreandbedingung modelliert. Die Randbedingungsparameter wie z.B. konvektive Wärmeübergangskoeffizienten wurden dabei allerdings nicht optimiert, sondern die Zielsetzung der Simulation war die rein qualitative Überprüfung der 3-D Fähigkeiten des Prozesssimulationssystems, bzw. des FEM-Temperaturfeld Kernmoduls. Der Vergleich zwischen Messung und Simulation zeigt für beide Fälle der Ausrichtung der dominierenden 0° -Lagen relativ zur Heizplatte eine sehr gute Übereinstimmung wie Bild 6.34 und Bild 6.35 verdeutlichen. In den Darstellungen der Temperaturfelder wurde als schwarzes Rechteck die Geometrie der Heizplatte auf der Rückseite der Platte angedeutet und zusätzlich ein in allen Bildern gleiches, gestricheltes Referenzrechteck hinzugefügt. Letzteres erleichtert den Vergleich zwischen Messung und Simulation und verdeutlicht die unterschiedliche Temperaturfeldausbreitung für die beiden untersuchten Fälle.

Zusammenfassend lassen sich die erreichten Berechnungsergebnisse als qualitative Verifikation für die 3-D Fähigkeit von ProSimFRT heranziehen. Ein typischer Anwendungsfall, für den sich die Notwendigkeit einer über die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten 2-dimensionalen Berechnungen der Prozesse ergibt, ist die Simulation des kontinuierlichen Wickelprozesses, bei dem als Eingangstemperaturfeld einer Wickelstation das Ausgangstemperaturfeld der vorherigen herangezogen werden muss. Das Simulationssystem ist also auch für diese Anwendungsfälle vorbereitet.

**Bild 6.34: 3-D Verifikation Fall 1****Bild 6.35: 3-D Verifikation Fall 2**

Die in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchungen haben gezeigt, dass die Verifikation und die experimentelle Kalibrierung der Simulation unerlässlich für eine prozessnahe Berechnung der verarbeitungsrelevanten Zusammenhänge sind. Sowohl zunächst einfach erscheinende Randbedingungen wie Konvektion und Kontakt sind nur äußerst schwierig durch rein theoretische Modelle erfassbar. Die Entwicklung und der Einsatz des Thermoprüfstandes hat sich somit als probates Mittel erwiesen, dieses Manko eines ausschließlich modellhaften Vorgehens zu beheben.

7 Prozessnahe Integration und Simulation

7.1 Ganzheitliche prozessspezifische Berechnungen und Experimente

Eine Betrachtung der realen Prozesse Thermoplastwickeln und –tapelegen führt unweigerlich zur Erkenntnis, dass die Komplexität dieser Verarbeitungsverfahren zu einer möglichst realitätsnahen, d.h. minimal abstrahierenden Modellierung und Simulation führen muss. Stark vereinfachende theoretische Beschreibungen haben bis heute nicht dazu geführt, dass die Prozessentwicklung an sich befruchtet oder dadurch richtungsweisend beeinflusst wird. Daher ist in die Pre-Processing Fähigkeiten des ProSimFRT Control-Centers ein Modul integriert worden, welches die parametrische Integration folgender unmittelbar steuerbarer Prozessparameter, Umgebungsbedingungen und Anlagenparameter erlaubt:

- FeMi-Temperatur
- Rollentemperatur
- Hauptheizsystem
- Substratlagenanzahl
- Tapedicke
- Konvektions- und Strahlungsverluste
- Heizlängen
- Rollendurchmesser
- Zuführwinkel des einlaufenden Tapes

Außerdem wurde, basierend auf den Ergebnissen aus Kap. 6.3.3, auch die Möglichkeit zur Integration von Poren innerhalb des Laminats geschaffen. Der Bezug zum realen System wird durch den Tapelegekopf Evo 1, Bild 7.1 und die Darstellung der geometrischen Verhältnisse in Bild 7.2 und deren Umsetzung im ProSimFRT, s. Bild 7.3 garantiert.

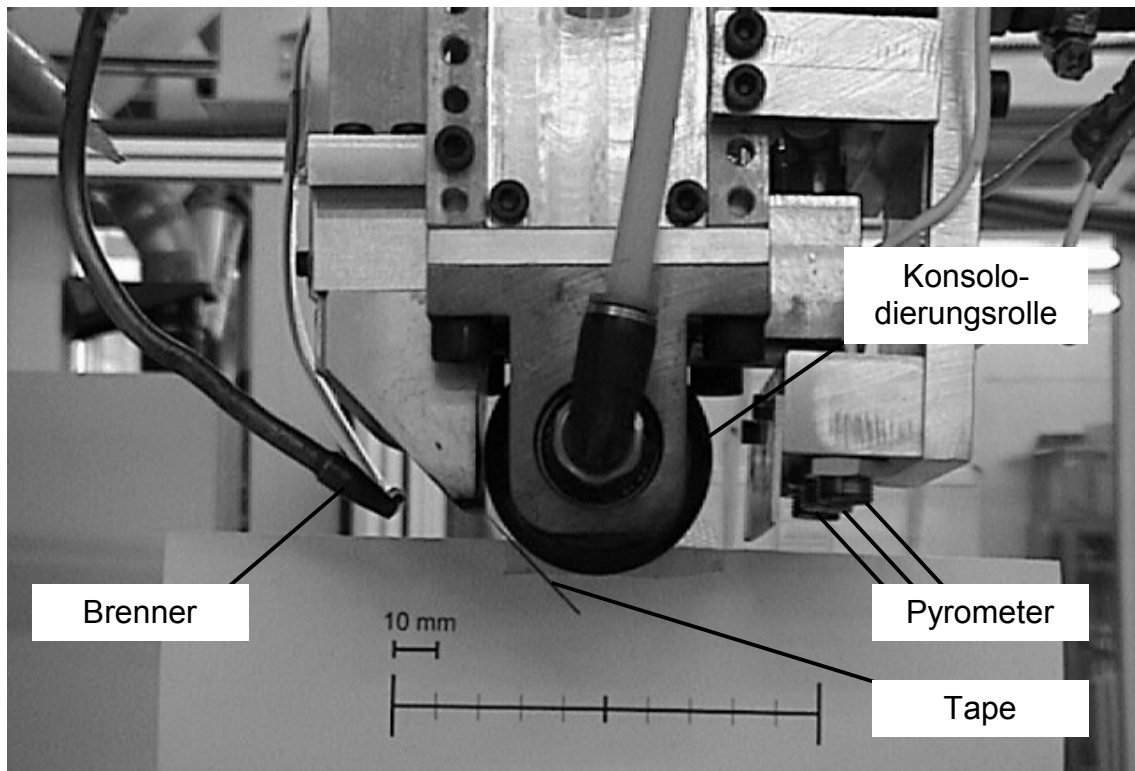


Bild 7.1: Tapeleggekopf Evo I mit Pyrometer-Temperaturnachlaufmesstechnik, mittleres Pyrometer erfasst Oberflächentemperatur der aktuell abgelegten Bahn

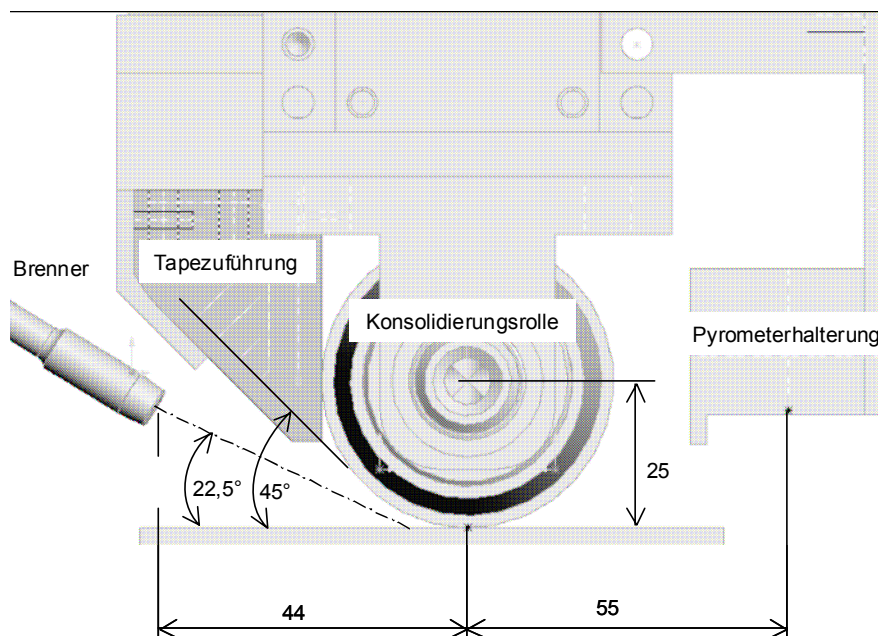


Bild 7.2: Geometrie des Nip-Point-Bereichs des Tapeleggekopfes Evo 1

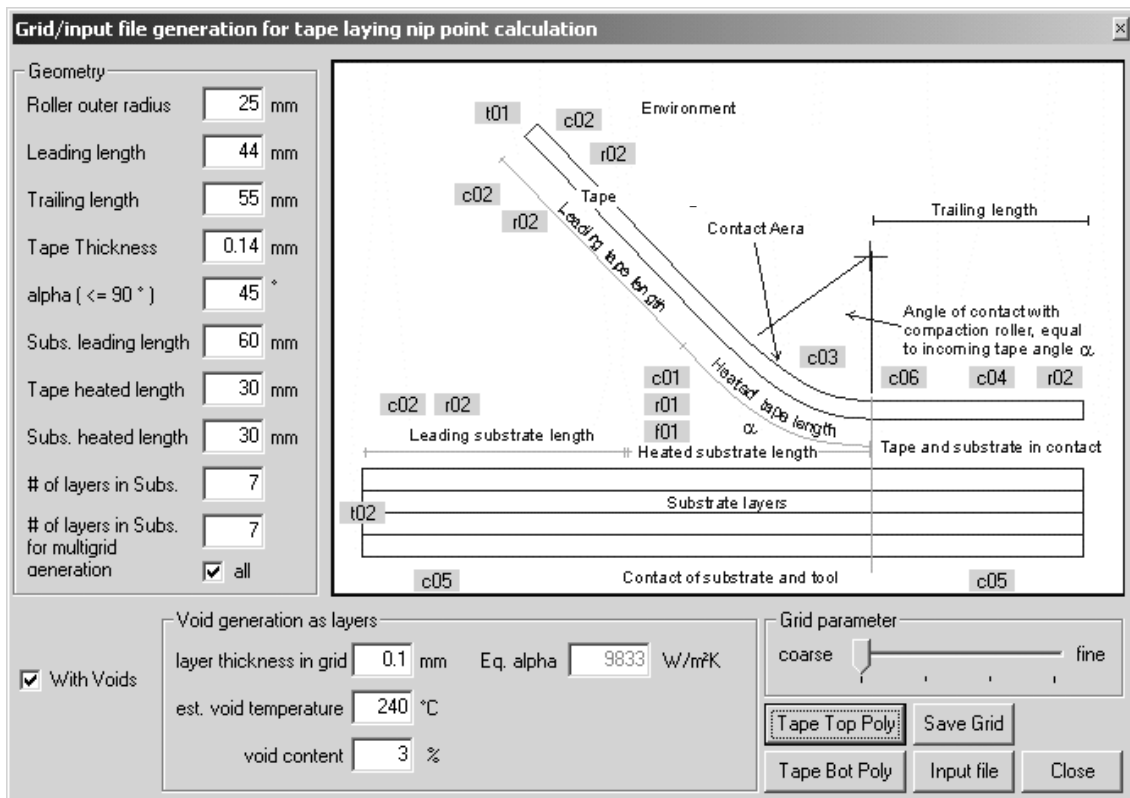


Bild 7.3: Pre-Processor Darstellung des Tapelege Nip-Point Modells

Zur Analyse der Berechnungen wurde neben den optischen Plausibilitätsüberprüfungen der Temperaturfelder vor allem die Auswertung der Temperaturen entlang zuvor definierter Polygone genutzt. Der Pre-Processor und eine im Rahmen der Arbeit entwickelte Erweiterung der Diffpack-Bibliothek ermöglichen u.a., Polygone automatisch entlang der Unter- und Oberseite des einlaufenden Tapes aber auch an der Substratoberseite zu erzeugen. Die so generierten Temperatur-Orts-Kurven geben einen direkten Eindruck der Temperatur-Zeit-Historie eines am Tape oder Substrat ortsfesten Punktes wieder. Der Zusammenhang zwischen Ort und Zeit lässt sich unmittelbar aus der Prozess-, d.h. Ablegegeschwindigkeit herstellen, weshalb diese Konvertierung auch als Post-Processing-Möglichkeit in das Control-Center integriert wurde. Neben den in Bild 7.3 eingetragenen geometrischen Verhältnissen sind zur Simulation des Nip-Point-Bereiches folgende Rdbd. – in Bild 7.3 grau unterlegte Bezeichnungen sind in Klammern angegeben - festgelegt worden.

- Konvektion an die Umgebung von Substrat und Tape (basierend auf Kap. 6.3.2):
 - $T_{\text{Luft}} = 25 \text{ °C}$, $\alpha = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, (c02)
- Strahlungsverluste an die Umgebung von Substrat und Tape:
 - $T_{\text{Luft}} = 25 \text{ °C}$, $\varepsilon = 0,95$, (r02)
- FeMi-Temperatur und Wärmeübergangswiderstand (basierend auf Kap. 6.3.3):
 - $T_{\text{FeMi}} = 270 \text{ °C}$, $\alpha = 100 \text{ W/m}^2\text{K}$, (c05)
- Konsolidierungsrollentemperatur und Wärmeübergangswiderstand im Bereich des einlaufenden Tapes (basierend auf Kap. 6.3.3):
 - $T_{\text{Kons}} = 80 \text{ °C}$, $\alpha = 50 \text{ W/m}^2\text{K}$, (c03)
- Konvektion mit den Abgasen der Flamme nach der Konsolidierungsrolle (basierend auf Kap. 6.4, verringert aufgrund der Umströmung der Rolle):
 - $T_{\text{Abgas}} = 150 \text{ °C}$, $\alpha = 200 \text{ W/m}^2\text{K}$, (c04)
- Temperatur des einlaufenden Tapes
 - $T_{\text{Tape}} = 70 \text{ °C}$, (t01)
- Heizlänge und Wärmestrom (letzterer extrapoliert aus den Flammheizungsversuchen auf die Heizlänge für eine Flammeinstellung von 10 Normliter/min, bei einem Mischungsverhältnis $\text{H}_2:\text{O}_2$ von 1:9)
 - $L_{\text{Heizung}} = 30 \text{ mm}$, $\dot{q} = 250 \text{ kW/m}^2$, (f01)

Eine Besonderheit des verwendeten Modells ist eine zusätzliche Randbedingung direkt nach dem Nip-Point an der Oberfläche des einlaufenden Tapes. Dabei wird der Kontakt zwischen diesem Tape und der Konsolidierungsrolle, der unter der Einwirkung des lokal konzentrierten Konsolidierungsdrucks und dem schmelzflüssigem Zustand des Tapes besser angenommen werden kann, als beispielsweise der zwischen Substrat und FeMi herrschende, mit einem äquivalenten Wärmeübergangskoeffizienten von $1000 \text{ W/m}^2\text{K}$ modelliert. Ein Wert, der in anderen Modellen ebenfalls verwendet wurde [34], [90], [91]. Als experimentelle Basis für die Simulation wurden die Temperaturmessungen während der Herstellung einer 14-lagigen Platte aus CF/PEEK mit 60 FV-% herangezogen. Die anschließende Untersuchung der Platte ergab einen Porengehalt von 3.75 %, der auch in die Simulation als Gap-Material

schichtweise in das Laminat integriert wurde. Der Vergleich zwischen Simulation und Versuch zeigt erst ab der 6. Lage eine gute Übereinstimmung mit den Messergebnissen des mittleren Pyrometers wie Bild 7.4 verdeutlicht.

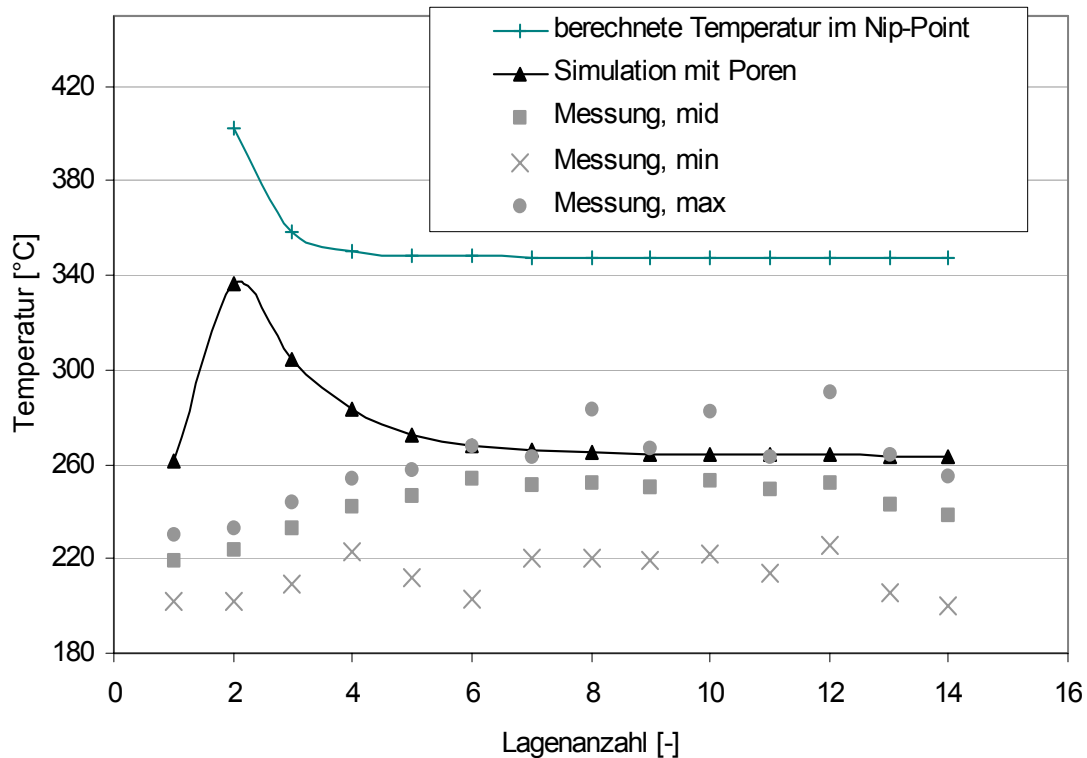


Bild 7.4: Vergleich zwischen Simulation und Rechnung für den Tapelege-Nip-Point Ausschnitt

Die ebenfalls in Bild 7.4 dargestellte, berechnete, Temperatur im Nip-Point zeigt für alle Lagen einen Wert über der Schmelztemperatur der thermoplastischen PEEK Matrix von 340 °C. Das im realen Versuch beobachtete Verschweißen der Lagen zu ist somit plausibel wiedergegeben. Als hauptsächliche Ursache für die großen Abweichungen während der ersten Lagen lässt sich die Vereinfachung des Tapeverhaltens im Konsolidierungsbereich nennen.

Das Modell idealisiert das einlaufende Tape, das Substrat und das darunter liegende FeMi über den gesamten Modellausschnitt als dickenkonstante Schichten, vernachlässigt also die Tapedeformationen, sowie elastische Verformungen unter der Konsolidierungsrolle. Erst wenn der Prozess aus thermodynamischer Sicht in einen stationären Zustand übergeht, also ab Lage 6, haben diese Effekte offensichtlich keinen Einfluss mehr und die Simulation gibt den realen Prozess sehr gut wieder.

Die Übereinstimmung von Theorie und Praxis, beginnend mit der 6. Lage, ist jedoch Grund genug, die Sensibilität einiger Modell-, Prozess- und Anlagenparameter näher zu untersuchen um so Hinweise für die Prozess- und Simulationsentwicklung zu geben.

7.2 Sensitivitätsanalysen

Die Untersuchung der Sensitivitäten lässt sich zunächst in zwei Teilaspekte unterteilen. So können zum einen der Einfluss von modellabhängigen Parametern, z.B. Art des Lölers oder Netzfeinheiten, zum anderen die Auswirkung von Variationen anlagentechnischer Parameter untersucht werden. Für die in der Arbeit verwendeten Netze sind die Untersuchungen zur Sensibilität immer vor der eigentlichen Simulation durchgeführt worden. Bei einer weiteren Verfeinerung der Netze ist nicht mehr mit genaueren Ergebnissen aber mit mehrfach zeitaufwendigeren Simulationen zu rechnen (s. Kap. 5.4).

Eine Besonderheit der Diskretisierung im Vergleich zu bekannten Arbeiten ist die Integration der Strahlungsrandbedingung. Daher soll die Auswirkung einer Vernachlässigung dieses real existierenden, und für die Temperaturmessung genutzten Phänomens am Beispiel der Oberflächentemperaturberechnung einer tapegelegten Platte genauer betrachtet werden. Das für die Simulation verwendete Modell ist mit dem in Kap. 6.3.3 zur Berechnung des Wärmeübergangswiderstands beschriebenen identisch, wobei das beheizte FeMi als metallische Schicht mit einer integrierten Heizquelle abstrahiert wurden. Die im FeMi der Tapelegeanlage eingebauten Heizpatronen werden also realistisch abgebildet, wobei deren Leistung als Parameter solange angepasst wird, bis die im Inneren des FeMi gemessenen Temperaturen erreicht werden. Die in Bild 7.5 dargestellten Berechnungsergebnisse für den Fall einer Simulation mit und ohne Strahlung nach der Herstellung der ersten Lage (Laminatdicke = 0,14 mm), zeigen zweierlei. Erstens führt die Vernachlässigung der Strahlung zu einer falschen, im Vergleich zum Versuch zu hohen Oberflächentemperatur.

Zweitens liegt der für die Heizleistung berechnete Wert deutlich unter dem, für den mit Strahlung berechneten Fall. Anlagen- bzw. Heizsystemauslegungen können so ohne die Integration der Strahlungsrandbedingung unterdimensioniert und somit unbrauchbar sein.

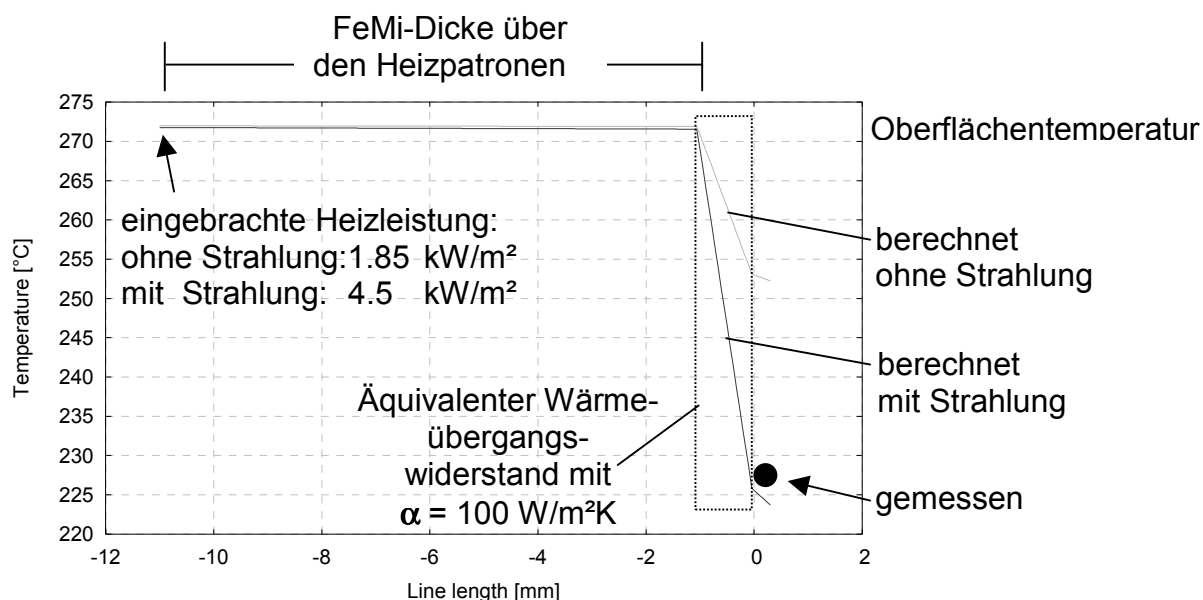
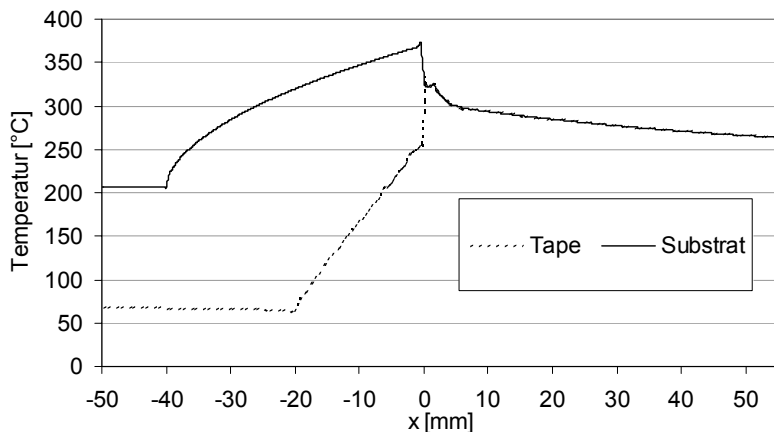


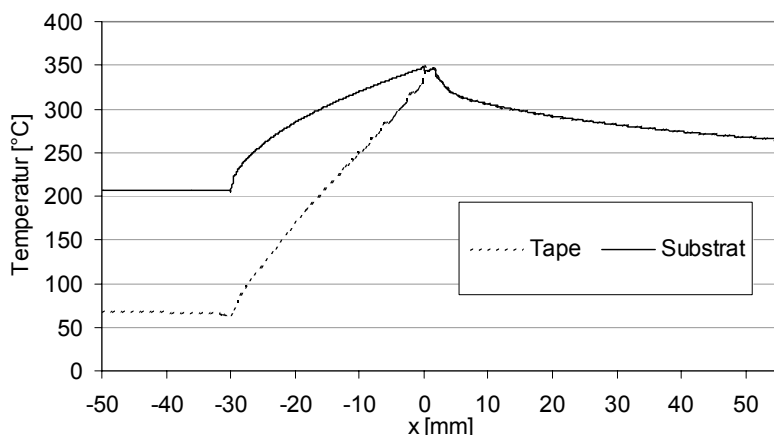
Bild 7.5: Einfluss der Strahlungsrandbedingung auf die FeMi-Rechnung

Ein abschließendes Beispiel für die Anwendung der Simulation zur Erarbeitung des Hintergrundverständnisses der Prozesse soll durch die Untersuchung der Wirkung der Ausrichtung der Flamme im Nip-Point gegeben werden. Diese Untersuchung ist gültig sowohl für den Tapelege- als auch den Wickelprozesses. Durch die in Bild 7.2 skizzierte Anordnung des Brenners auf der Winkelhalbierenden des Winkels zwischen FeMi/Substrat und einlaufendem Tape, ist mit einer gleich großen Aufheizlänge von Tape und Substrat zu rechnen. Die Beobachtungen der Temperatur jeweils eines auf der Substratoberfläche und eines auf der Tapeunterseite ortfesten Punktes spiegelt die Auswirkung unterschiedlicher Brennerausrichtungen wieder, wie Bild 7.6 verdeutlicht.



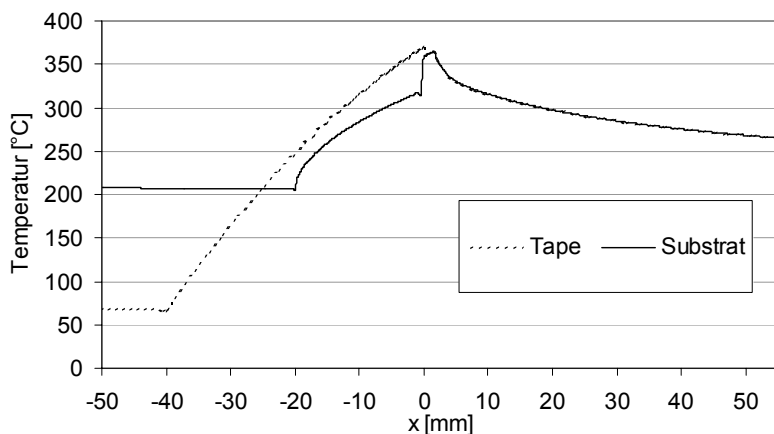
a)

Heizlänge Tape: 20 mm
Substrat: 40 mm



b)

Heizlänge Tape: 30 mm
Substrat: 30 mm



c)

Heizlänge Tape: 40 mm
Substrat: 20 mm

Bild 7.6: Einfluss des Brennerwinkels auf den Wärmeeintrag

Während für eine gleichmäßige Brennerausrichtung, Bild 7.6 b), die Erwärmung von Tape und Substrat ebenfalls gleichmäßig stattfindet, sind für die beiden anderen Konstellationen starke Temperaturunterschiede kurz vor dem Nip-Point feststellbar.

Wenn, wie in Fall a) der Brenner hauptsächlich auf das Substrat ausgerichtet, also auch die Heizlänge des Substrates länger als die des Tapes ist, wird die Substratoberfläche kurzzeitig über 370 °C erwärmt. Vergleicht man diese Konstellation mit der im Fall c) auf das Tape ausgerichteten, fällt zwar auch hier die stärkere Erwärmung des mit der größeren Heizlänge behafteten Partners, in diesem Fall also des Tapes auf. Die Maximaltemperatur liegt jedoch bei ca. 360 °C, d.h. unterhalb des für den Fall der größeren Substratheizlänge ermittelten Wertes. Die auf der Rückseite des einlaufenden Tapes liegende temperierte Konsolidierungsrolle ist hierfür verantwortlich. Prinzipiell zeigt die Simulation der unterschiedlichen Heizlängen, dass eine mittige Ausrichtung des Brenners für eine homogene Erwärmung von Tape und Substrat sorgt und somit für den realen anzustreben ist.

Die gezeigte Untersuchung hebt sich von den bisher in der Literatur beschriebenen vor allem durch die Modellierung des Einflusses des einlaufenden Tapes ab, der, wie die Ergebnisse zeigen, nicht vernachlässigbar ist. Diese Berechnung ist aber nur ein Beispiel für theoretische Untersuchungen des Einflusses von Prozess- und Anlagenparametern auf die relevante Temperatur im Nip-Point. Natürlich sollte auch für diese und weitere Untersuchung eine experimentelle Verifikation durchgeführt werden, um entsprechenden Entscheidungen für den realen Prozess zu bestätigen. Das Prozesssimulationssystem, der Thermoprüfstand und die messtechnische Ausstattung der Thermoplast Wickel- und Tapeanlage am IVW bieten hierfür im Zusammenspiel eine ganzheitlich nutzbare Plattform zur theorieunterstützten Prozess- und Anlagenentwicklung.

8 Zusammenfassung

Geplante Anwendungen und aktuelle Entwicklungen von Verarbeitungsprozessen für faserverstärkte thermoplastische Tapes in Hochtechnologiebereichen haben sich zum Ziel gesetzt, vor allem Kosteneinsparpotenziale dieser Materialien industriell umzusetzen. Das bedingt die Bereitstellung wirtschaftlicher, d.h. automatisierbarer Prozesse wie z.B. das Thermoplasttapelegen und –wickeln. Für die Verarbeitung von Hochtemperatur-Thermoplastmatrices gelten aber hohe Anforderungen an eine Vielzahl von Material- und Prozessparametern, deren rein empirische Ermittlung oder Optimierung unwirtschaftlich ist. Deshalb hat sich die vorliegende Arbeit, basierend auf einer umfassenden Untersuchung internationaler Forschungs- und Entwicklungsaktivitäten auf dem Gebiet der Simulation dieser Prozesse der Aufgabe angenommen, die Lücke zwischen theoretischer Modellierung und experimenteller Prozessentwicklung zu schließen. Mit diesem Ansatz kann für die Automatisierung und Optimierung der Verfahren die Simulation als Werkzeug zur Verbesserung des Prozessverständnisses und als Teil der Gesamtprozesskette betrachtet werden. Die Untersuchung heute bekannter Modellierungen und Simulationsprogramme führte dazu, eine FEM-basierte Prozesssimulationsumgebung zu entwickeln, die sich durch die Beherrschbarkeit der Strahlung als thermodynamische Randbedingung auszeichnet. Zur Verifikation und Ermittlung theoretisch fehlerbehafteter bzw. kaum zugänglicher Prozessparameter, wie konvektiven Randbedingungen, Kontaktrandbedingungen und Wärmeströmen für eine Wasserstoff-Sauerstoffflamme, wurde eine Experimentalplattform entwickelt. Die semi-empirisch determinierten Prozessgrößen wurden abschließend in ein den Tapelegeprozess ganzheitlich beschreibendes Modell integriert, welches in weiten Bereichen eine sehr gute Übereinstimmung mit dem realen Prozess zeigt. Die Verbindung zwischen theoretischer Analyse, Abstraktion, Modellierung, Simulation und dem Verarbeitungsverfahren wurde damit erreicht. Somit steht für die weiteren Prozessentwicklungsarbeiten ein Werkzeug zur Verfügung, welches kostenintensive „Trial and Error“-Optimierungen an den technischen Anlagen verringern und zum grundlegenden Prozessverständnis beitragen kann.

9 Literaturverzeichnis

- [1] Grant Carroll G.: Fiber placement process utilization within the worldwide aerospace industry. 'SAMPE 2000', Long Beach, May 21-25, 2000.
- [2] Kitson, L.; Johnson, B.: Fiber placement technology advancements at boeing helicopters. '51st Annual Forum at the American Helicopter Society', Fort Worth, TX, 09.05.-11.05.1995, pp. 69-79.
- [3] Klenner, J.: Structures Engineering, Material Concepts and Manufacturing for A380 and Next Generation Aircraft. 'EADS Technology Days 2002', Otobrunn, 8. April 2002.
- [4] Benjamin, W.P.: The Fiber Placement Path Toward Affordability. SAMPE Journal. Vol. 34 (1998), No. 3, pp. 10-16.
- [5] www.fokker-special-products.com, 2002
- [6] Thermoplastics are proving their worth. Composites International. May - June (2001), No. 45, pp. 62-69.
- [7] Black, S.: Thermoplastics provide attractive options. High-Performance Composites. Vol. 9 (2001), No. 4, pp. 20-26.
- [8] Rückert, Ch.: Der CFK-Rumpf: Anforderungen an Werkstoffe und Verfahren Werkstoffe und Verfahren aus innovativen Bauweisen. 'Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2001', DGLR, Hamburg, 17. - 20. September 2001.
- [9] Baldwin, D.D.; Kim Lo, K.: A General Discussion on Riser Composite/Metal Interface Design and Analysis. 'Third International Conference On Composite Materials For Offshore Operations', Houston, Texas, 31.10 - 1.11.2000, CEAC.
- [10] Johnson, D.B.; Baldwin, D.D.; Kim Lo, K.: Composite Production Riser Development and Qualification Results. 'Third International Conference On Composite Materials For Offshore Operations', Houston, Texas, 31.10 - 1.11.2000, CEAC.
- [11] www.offshore-technologies.com, 2001
- [12] Spencer, B. et al.: Composite Risers for Deepwater Applications. 'Filament Winding 2001 Convention', Material S.A., Brussels, Belgium, 17. - 19.10.2001.
- [13] Mondo, Dr. J. et al.: High Speed Processing of Thermoplastic Composites for Oilfield Pipe and Tubular Applications. 'Third International Conference On Composite Materials For Offshore Operations', Houston, Texas, 31.10 - 1.11.2000, CEAC.
- [14] Cytec Fiberite, Advanced Materials Group: Thermoplastic Composites Materials Handbook. Cytec Fiberite Inc., Havre de Grace, USA 1999.
- [15] Barbero, Ever J.: Introduction to Composite Materials Design. University of Virginia: Taylor & Francis 1999.

- [16] Cogswell, F.: Thermoplastic aromatic polymer composites. Butterworth/Heinemann 1992.
- [17] ICI, Cogswell, F.N.; Hezzell, D.J.; Williams, P.J.: Fibre-reinforced compositions and methods for producing such compositions. United States Patent 4 559 262.
- [18] Vordermayer, A.M.; Kaerger, J.C.; Hinrichsen, G.: Manufacture of high Performance Fibre-Reinforced Thermoplastic by Aqueous Powder Impregnation. *Composites Manufacturing* 4 (1993), pp. 123 – 132.
- [19] Sulzer Innotec AG, Vordermayer, A., Dr.: Herstellung von unidirektional faserverstärkten Thermoplasten. Europäische Patentanmeldung EP 0 937 560 A1 (1998).
- [20] Toho, Japan, Kosuda, H. et al.: Method for producing carbon fiber reinforced thermoplastic resin product. European Patent Application EP 0 272 648 A2 (1987).
- [21] Goodman, K.E.; Loos, A.C.: Thermoplastic Prepreg Manufacture. *Journal of Thermoplastic:Composite Materials* 3 (1990), pp. 34 – 40.
- [22] Mayer, Ch.: Prozeßanalyse und Modellbildung bei der Herstellung gewebeverstärkter, thermoplastischer Halbzeuge. Kaiserslautern: Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe Band 5, Institut für Verbundwerkstoffe 2000.
- [23] Rudolf, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozess- und Anlagentechnik zum wirtschaftlichen Fügen von thermoplastischen Faser-Kunststoffverbunden. Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe, Band 10, Institut für Verbundwerkstoffe 2000.
- [24] Holmes, S.T.; Gillespie, J.W.: Thermal analysis and experimental investigation of large-scale resistance welded thermoplastic composite joints. '25th International SAMPE Technical Conference', SAMPE(Ed.), Philadelphia, Oct. 26-28, 1993, SAMPE, (1993), pp. 1043-1056.
- [25] Nowacki, J.: Prozessanalyse des Umformens und Fügens in einem Schritt von gewebeverstärkten Thermoplasten. Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe Band 24, Institut für Verbundwerkstoffe 2001.
- [26] Beresheim, G.; Schledjewski, R.; Mitschang, P.: Part Complexity Based Cycle Time Estimation Model For The Thermoplastic Tow Placement Process. '23rd SAMPE Europe Conference', Paris, April 9. - 11., Sampe, (2002).
- [27] Latrille, M.; Beresheim, G., et al.: Thermoplast Tapelegen - Ein hochautomatisierbarer Verarbeitungsprozess für thermoplastische Bändchenhalbzeuge. 'Deutscher Luft- und Raumfahrtkongress 2001', DGLR(Ed.), Hamburg, 17. - 20. September 2001.
- [28] Beresheim, G.; Lichtner, J.: Lösung des Erstlagenproblems, Offenlegungsschrift 101 29 514.6, Deutsches Patentamt

- [29] Schlottermüller, M.: Thermoplastic Filament winding Technology - Current Research & Future Potentials. 'Filament Winding 2001 Convention', Material S.A., Brussels, Belgium, 17. - 19.10.2001.
- [30] Lewis, S.A., et al.: Fiber-Reinforced thermoplastic composite cross pull tape laying, International Patent Application WO 98 38030 (1998).
- [31] Hauptert, F.: Thermoplast-Wickeltechnik: Einfluß der Verarbeitungstechnologie auf Struktur und Eigenschaften kontinuierlich faserverstärkter Verbundwerkstoffe. Kaiserslautern: VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 2, Nr. 435, 1997.
- [32] Bechtold, G.: Pultrusion von geflochtenen und axial verstärkten Thermoplast-Halbzeugen und deren zerstörungsfreie Porengehaltsbestimmung. Kaiserslautern: IVW-Schriftenreihe Band 8, Institut für Verbundwerkstoffe 2000.
- [33] Hulcher, A.B. et al.: Dry ribbon for heated head automated fiber placement. '44th International SAMPE Symposium', Long Beach, California, 23.-27.05.99, (1999), p. 146-155.
- [34] Kim, H.J; Kim, S.K.; Lee, W.I.: A Study on Heat Transfer During Thermoplastic Composite Tape Lay-up Process. Experimental Thermal and Fluid Science. (1996), 13, pp. 408-418.
- [35] Shih, P.J.; Loos, A.C.: Heat transfer analysis of the thermoplastic filament winding process. Journal of Reinforced Plastics and Composites. Vol. 18 (1999), No. 12, pp. 1103-1112.
- [36] Grove, S.M.: Thermal modeling of tape laying with continuous carbon fibre-reinforced thermoplastic. Composites. Vol. 19 (1988), No. 5, pp. 367-375.
- [37] vor dem Esche, R.: Herstellung langfaserverstärkter Thermoplastbauteile unter Zuhilfenahme von Hochleistungslasern als Wärmequelle. Aachen: Shaker Verlag 2001.
- [38] Cunningham, J.E.; Monaghan; P.F., Brogan, M.T.; Cassidy, S.F.: Modeling of pre-heating of flat panels prior to press forming. Composites Part A. 28A (1997), No. 1, pp. 17-24.
- [39] Christen, O.: Entwicklung einer neuartigen Thermoplast-Direktimprägnierverfahrens für die wickeltechnische Herstellung von Druckbehältern. Kaiserslautern: VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 2, Nr. 529, 1999.
- [40] Funck, R.: Entwicklung innovativer Fertigungstechniken zur Verarbeitung kontinuierlicher faserverstärkter Thermoplaste im Wickelverfahren. Kaiserslautern: VDI-Fortschrittsberichte, Reihe 2, Nr. 321, 1996.
- [41] Schlottermüller, M.; Schledjewski, R.; Mitschang, P.: Residual Stress in Filament Wound Parts. 'European Conference on Composite Materials 10', Brügge, Belgien, 3.-7.06.2002.
- [42] Kempner Evan A.; Hahn H. Thomas: The effect of radial stress relaxation on fiber stresses in thick filament-wound cylinders. 'Modeling and Process-

- ing Science, Vol III, ICCM/9', Woodhead(Ed.), Madrid, 12. - 16.07.1993, (1993), pp. 462-469.
- [43] Stepputat, F.; Schmauch, C.: Kunststoffhalbzeuge mit IR-Strahlung erwärmen. *Kunststoffe*. Nr.9 (1990), Heft 80.
- [44] www.raytek.com, Website des Pyrometerherstellers Raytek, 2001.
- [45] Hümmler, J.; Lee, S.-K., Steiner, K.V.: Recent advances in thermoplastic robotic filament winding. '36th International SAMPE Symposium Proceedings', (1991), pp. 2142-2156.
- [46] Roselli Francesco; Santare Michael H.; Güceri Selcuk I.: Effects of processing on laser assisted thermoplastic tape consolidation. *Composites Part A*. Vol. 28A (1997), No. 12, pp. 1023-1033.
- [47] Mazumdar, S.K.; Hoa, S.V.: Application of taguchi method for process enhancement of on-line consolidation technique. *Composites*. Vol. 26 (1995), pp. 669-673.
- [48] Baehr, H.D.; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübergang*. 2. Auflage. Berlin: Springer 1996.
- [49] Brogan M.T.; Monaghan P.F.: Thermal simulation of quartz tube infra-red heaters used in the processing of thermoplastic composites. *Composites Part A*. 27A (1996), No. 4, pp. 301-306.
- [50] Sweeney G.J.; Monaghan P.F.; Brogan M.T.; Cassidy S.F.: Reduction of infra-red heating cycle time in processing of thermoplastic composites using computer modelling. *Composites Manufacturing*. Vol. 6 (1995), No. 3-4, pp. 255-262.
- [51] Baukal, C.; Gebhart, B.: Oxygen-enhanced/natural gas flame radiation. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. Vol. 40 (1997), No. 11, pp. 2539-2547.
- [52] Kremer, H.; Buhr, E.; Haupt, R.: Heat transfer from turbulent free-jet flames to plane surfaces. In 'Heat Transfer in Flames' Scripta Book Company. Washington, D.C.: John Wiley & Sons 1974, pp. 463-472.
- [53] Colton, J.; Muzzy, J.; Birger, S.; Yang, H.; Norpoth, L.: Processing parameters for consolidation PEEK/carbon fiber (APC-2) composites. *Polymer Composites*. Vol. 13 (1992), No. 6, pp. 421-426.
- [54] Carpenter C.E.; Colton J.S.: On-line consolidation mechanisms in thermoplastic filament winding (tape laying). '38th International SAMPE Symposium', May 10-13, (1993), pp. 205-216.
- [55] Muzzy, J.D; Colton, J.S.: The processing science of thermoplastic composites. In 'Advanced composites manufacturing' Edited by Gutowski, T.G.. John Wiley & Sons, Inc. 1997, pp. 81-114.
- [56] Barnes, J.A.; Cogswell, F.N.: Transverse flow processec in continuous fibre-reinforced thermoplastic composites. *Composites*. Vol. 20 (1989), No. 1, pp. 38-42.

- [57] Pitchumani, R.; Ranganathan, S.; Don, R.; Gillespie, J.W.; Lamontia, M.A.: Analysis of transport phenomena governing interfacial bonding and void dynamics during thermoplastic tow-placement. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. Vol. 39 (1996), No. 9, pp. 1883-1897.
- [58] Wang, E.L.: Effects of Laps and Gaps on the Processing of Advanced Thermoplastic Composites. Massachusetts Institute of Technology: Master Thesis 1991.
- [59] Gutowski, T.G.: A resin flow/fiber deformation model for composites. *SAMPE Quarterly*. Vol. 4 (1985), 16, pp. 58-64.
- [60] Gutowski, T.G.; Cai, Z.: The consolidation of composites. 'Proc. ASME, Manufacturing International '88, Manufacturing Science of Composites', (1988), pp. 13-25.
- [61] Gutowski, T.G.; Morigaki, T., Cai, Z.: The consolidation of laminate composites. *Journal of Composite Materials*. Vol. 2 (1987), 21, pp. 172-188.
- [62] Butler, C.A.; McCullough, R.L.; Pitchumani, R.; Gillespie, J.W.: An analysis of mechanisms governing fusion bonding of thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 11 (1998), July, pp. 338-363.
- [63] Dara, P.H.; Loos, A.C.: Thermoplastic Matrix Composite Processing Model. Virginia Polytechnic Institute Report, CCMS-85-10 (1985).
- [64] Lee, W.I.; Springer, G.S.: A model of the manufacturing process of thermoplastic matrix composites. *Journal of Composite Materials*. Vol. 11 (1987), No. 21, pp. 1017-1055.
- [65] Mantell, S.C.; Springer, G.S.: Manufacturing process models for thermoplastic composites. *Journal of Composite Materials*. Vol. 26 (1992), No. 16, pp. 2348-2377.
- [66] Muzzy, J.; Norpoth L., Butt, A.: Quantitative analysis of APC2 consolidation. '33rd International SAMPE Symposium', (1988), pp. 1331-1339.
- [67] De Gennes, P.G.: Reptation of a polymer chain in the presence of fixed obstacles. *J. Chem. Phys.*. Vol. 55 (1971), No. 2, pp. 572-579.
- [68] Wool, R.P.: Molecular aspects of tack. *Rubber Chemistry and Technology*. 57 (1983), pp. 307-319.
- [69] Wool, R.P.; O'Connor, K.M.: Theory of crack healing in polymers. *Journal of Applied Physics*. Vol. 52 (1981), No. 10, pp. 5953-5963.
- [70] Yang, F.; Pitchumani, R.: Healing of Thermoplastic Polymers at an Interface under Nonisothermal Conditions. *Macromolecules*. 2002, Vol. 35, pp. 3213 - 3224.
- [71] Nam, J.D.; Seferis, J.C.: Generalized Composite Degradation Kinetics of High-Temperature Thermoplastics. *SAMPE Journal*. Vol. 30 (1992), 5, pp. 455-463.

- [72] Talbott, M.F.; Springer, G.S.: The effects of crystallinity on the mechanical properties of PEEK polymer and graphite fiber reinforced PEEK. *Journal of Composite Materials*. Vol. 21 (1987), Nov., pp. 1056-1083.
- [73] Talbott, M.F.; Springer, G.S.: Effects of Cooling Rate on the Crystallinity and Mechanical Properties of the Thermoplastic Composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*. Vol. 6 (1987), Jan., pp. 2-12.
- [74] Di Lorenzo M.L.; Silvestre C.: Non-isothermal crystallization of polymers. *Progress In Polymer Sciences*. Vol. 24 (1999), 6, pp. 917-950.
- [75] Long, Y.; Shanks, R.: Kinetics of polymer crystallization. *Progress In Polymer Sciences*. Vol. 20 (1995), 4, pp. 651-701.
- [76] Ozawa, T.: Kinetics of non-isothermal crystallization. Tanaski, Tokio, Japan: Electrochemical Laboratory 1970.
- [77] Seferis, J.C.; Velisaris, C.N.: Modeling - Processing - Structure relationships of polyetheretherketone (PEEK) based composites. '31st International SAMPE Symposium', 07.-10. April, SAMPE, (1986), pp. 1236-1252.
- [78] Velisaris, C.; Seferis, J.: Crystallization Kinetics of Polyetheretherketone (PEEK) Matrices. *Polymer Engineering and Science*. Vol. 26 (1986), No.22, pp. 1574-1581.
- [79] Maffezzoli, A.D.; Kenny, J.M.: Welding of Peek/Carbon Fiber Composite Laminates. *SAMPE Journal*. Vol. 25 (1989), No. 1, pp. 35-39.
- [80] Blundell, D.J.; Willmouth F.M.: Crystalline morphology of the matrix of PEEK-carbon fiber aromatic polymer composites. *SAMPE Quarterly*. Vol. 17 (1986), No. 2, pp. 50-57.
- [81] Don, R.C.; Pitchumani, R.; Gillespie, J.W.: Simulation of the transients in thermoplastic fiber placement. '39th International SAMPE Symposium and Exhibition', Anaheim, California, 11.04.-14.04.1994, (1994), pp. 1521-1535.
- [82] Tierney, J.; Eduljee, R.F.; Gillespie, J.W.: Material response during robotic tow placement of thermoplastic composites. '11th Annual Advanced Composites Conference', Dearborn, Michigan, USA, 06.11.-09.11.1995, (1995), pp. 315-329.
- [83] Shuler, S.F.; Advani, S.G.: Transient analysis and measurement of anisotropic heat conduction in transversely isotropic composite materials. *Journal of Composite Materials*. Vol. 33 (1999), No. 7, pp. 594-613.
- [84] Heider, D.; Piovoso, M.J.; Gillespie, J.W.: Intelligent control of the thermoplastic composite tow-placement process. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 11 (1998), Nov., pp. 573-595.
- [85] Tierney, J.J.; Heider, D.; Gillespie, J.W.: Welding of thermoplastic composites using the automated tow-placement process: modeling and control. '55th Annual Technical Conference ANTEC 97', Toronto, 27.04.-02.05.1997, (1997), pp. 1164-1171.

- [86] Roychowdhury S.; Advani, S.G.: "An experimental investigation of consolidation in thermoplastic filament winding. *Composites Manufacturing*. (2) (1991), 2, pp. 97-104.
- [87] Kim, H.J.; Lee, W.I.; Sihm, S.W.; Tsai, S.W.: Flow and heat transfer analysis during tape lay-up process of thermoplastic composite. 'European Conference on Composite Materials', Naples, 03.06.-06.06.1998, Woodhead Publishing Ltd., England (1998), pp. 631-634.
- [88] Nejhad, G.M.N.; Cope, R.D., Güceri: Thermal Analysis of in-situ Thermoplastic composite Tape Laying. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 4 (1991), January, pp. 20-45.
- [89] Nejhad, G.M.N.: Issues Related to Processability during the Manufacturing of Thermoplastic Composites Using On-Line Consolidation Techniques. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 6 (1993), April, pp. 130-146.
- [90] Nejhad, G.M.N.: Thermal Analysis for Thermoplastic Composite Tow/Tape Preheating and Pultrusion. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 10 (1997), November, pp. 504-523.
- [91] Sonmez, F. O., Hahn, Th.: Modeling of Heat Transfer and Crystallization in Thermoplastic Composite Tape Placement Process. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 10 (1997), pp. 198-240.
- [92] Sonmez, F.O.; Hahn, H.T.: Thermoviscoelastic Analysis of the Thermoplastic Composite Tape Placement Process. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 10 (1997), July, pp. 381-414.
- [93] Sonmez, F.O.; Hahn, H.T.: Analysis of the On-Line Consolidation Process in Thermoplastic Composite Tape Placement. *Journal of Thermoplastic Composite Materials*. Vol. 10 (1997), November, pp. 543-572.
- [94] Costen, R.C.; Marchello, J.M.: High productivity model for in-situ tow placement of thermoplastic composites. '41st International SAMPE Symposium', Anaheim, California, 24-28.03.1996, pp. 1346-1360.
- [95] Costen, R.C.; Marchello, J.M.: Sensitivity studies for in-situ automated tape placement of thermoplastic composites. '42nd International SAMPE Symposium and Exhibition', Anaheim, California, 5.-7.05.1997.
- [96] Costen, R.C.; Marchello, J.M.: Start-on-the-part transient model for in-situ automated tape placement of thermoplastic composites. '43rd International SAMPE Symposium and Exhibition', Anaheim, California, 31.05.-04.06.1998.
- [97] Mantell, S.C.; Wang, Q; Springer, G.S.: Processing Thermoplastic Composites in a Press and by Tape-Laying - Experimental Results. *Journal of Composite Materials*. Vol. 26 (1992), No. 16, pp. 2378-2401.
- [98] Andersen, B. J.; Colton, J.S.: Automation of Thermoplastic Composite Processing. *Journal of Composite Materials*. Vol. 24 (1990), pp. 150-174.

- [99] Colton, J.; Leach, D.: Processing parameters for filament winding thick-section PEEK/carbon fiber composites. *Polymer Composites*. Vol. 13 (1992), No. 6, pp. 427-434.
- [100] Yang, H; Colton, J.S.: Thermal Analysis of Thermoplastic Composites During Processing. *Polymer Composites*. Vol 16 (1995), No. 3, pp. 198-203.
- [101] Grove, S. et al: Anisotropic Heat conduction in fibre composites. '13th Reinforced Plastics Congress', Brighton, England, 8.-11.11.1982, pp. 249-252.
- [102] Yang, F.; Pitchumani, R.: Fractal description of interlaminar contact development during thermoplastic composites processing. '57th Annual Technical Conference ANTEC 99', New York City 2.-6.05.1999, pp. 1316-1320.
- [103] Yang, P., Pitchumani, R.: Interlaminar Contact Development During Thermoplastic Fusion Bonding. *Polymer Engineering and Science*. Vol. 42 (2002), February, pp. 424 - 438.
- [104] Christoforou, A.P.: On the Contact of spherical Intender and a thin composite Laminate. *Composites Structures* 26. 1993, pp. 77-82.
- [105] <http://www.numerical-objects.com>
- [106] Langtangen, H.P.: *Computational Partial Differential Equations, Numerical Methods and Diffpack Programming*. Heidelberg: Springer Verlag 1999.
- [107] Zienkiewicz, O.C: *Finite Element Method* Vol. 1-3. Butterworth-Heinemann 2000.
- [108] Schlünder, E.U. et al: *VDI-Wärmeatlas*. 3. Auflage. Karlsruhe und Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH 1997.
- [109] Beitz, W; Grote, K.-H.: *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau*. Aufl. 20. Springer-Verlag 2001.
- [110] Savija, I.; Culham, J.R., Yovanovich, M.M.: Review of Thermal Conductance Models for Joints Incorporating Enhancement Materials. '40th AIAA Aerospace Sciences Meeting & Exhibit', Reno, USA, 14. - 17.01.2002, pp. 494 - 512.
- [111] Margetson J.: Rolling contact of a smooth viscoelastic strip between rotating rigid cylinders. *Int. J. mech. Sci.*. Vol. 13 (1971), pp. 207-215.
- [112] Margetson J.: Rolling Contact of a Rigid Cylinder Over a Smooth Elastic or Viscoelastic Layer. *Acta Mechanica*. Vol. 13 (1972), pp. 1-9.
- [113] Feher, L.; Thumm, M.: High Frequency Microwave Anti-/De-Icing System for Carbon Reinforced Airfoil Structures. 'SPIE 15th Annual International Symposium on Aerospace, Simulation and Controls, AeroSense', Orlando, April 16-20th, 2001.
- [114] Hulcher, B.; Marchello J., Hinkley, J.A.: Correlation between double cantilever beam and wedge peel tests for automated tow placement. '43rd International SAMPE Symposium and Exhibition', Anaheim, May 31 - June 4, SAMPE, (1998), pp. 1955 - 1965.

Anhang A

Diskretisierung und Herleitung des Gleichungssystems zur Lösung der Energiebilanz

Die Herleitung wird hier in Anlehnung an die in [102] dargestellten Methoden beschrieben. Nur die wesentlichen, für die Lösung der Energiebilanzgleichung notwendigen Schritte werden hier genauer betrachtet. Gegeben sei eine Energiebilanz als Differentialgleichung in vektorieller Form für ein beliebiges Volumen V mit einer Oberfläche S ohne Dissipationseffekte:

$$\rho c \frac{DT}{Dt} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho c \mathbf{v} \nabla T = \nabla(\lambda \nabla T) + \dot{Q} \quad (\text{A } 1)$$

mit

T : Temperatur	in K
t : Zeit	in s
c : spezifische Wärmekapazität	in J/kgK
ρ : Dichte	in kg/m ³
ε : Effektiver Emissionskoeffizient	
\mathbf{v} : Geschwindigkeitsvektor	in m/s
\dot{Q} : Wärmequelle, -senke	in W/m ³

$$\lambda = \begin{bmatrix} \lambda_x & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_y & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_z \end{bmatrix} : \text{Tensor der Wärmeleitfähigkeiten} \quad \text{in W/m K}$$

Die in der Gleichung (A 1) verwendeten Terme haben die folgenden individuellen Bedeutungen:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} : \text{Einflu\ss der transienten Temperatur\inderung,}$$

(instation\ares Problem)

$$\rho c \mathbf{v} \nabla T : \text{Energietransport durch Massenfluss}$$

(Prozessgeschwindigkeit)

$$\nabla(\lambda \nabla T) : \text{Energietransport durch W\armeleitung im Volumen}$$

Auf die Gleichung (A 1) k\onnen verschiedene Randbedingungen angewendet werden.

I. Bekannte Temperatur $T_s = T_1(x, y, z, t)$ auf S_1 (A 2)

II. W\armeflu\ss $\mathbf{q} \mathbf{n} = -q_s$ auf S_2 , mit $q_s > 0$ in das Volumen zeigend (A 3)

III. Konvektion $\mathbf{q} \mathbf{n} = \alpha(T_s - T_e)$ auf S_3 (A 4)

IV. Strahlung $\mathbf{q} \mathbf{n} = \sigma \varepsilon (T_s^4 - T_e^4)$ auf S_4 (A 5)

mit

α : Konvektiver W\arme\ubergangskoeffizient in $\text{W}/\text{m}^2 \text{K}$

ε : Effektiver Emissionskoeffizient

$\mathbf{n} = [n_x \ n_y \ n_z]^T$: Oberfl\achennormalenvektor

$\mathbf{q} = [q_x \ q_y \ q_z]^T$: W\armeflussvektor in W/m

T_e : Umgebungstemperatur in K

T_s : Oberfl\achentemperatur in K

σ : Stefan-Boltzmann Konstante = $5,667 \text{ W}/\text{m}^2 \text{K}^4$

Eine DGL in der Form der Gleichung (A 1) ist nicht geschlossen analytisch l\osbar. Es existieren f\ur stark vereinfachte Versionen (Vernachl\assigung der Strahlungsrandbedingung, 1-dimensionale Massenpunktberechnung, ...) [45] analytisch berechenbare Formen der DGL. Da durch die dabei zugrundegelegten Annahmen wesentliche

prozessrelevante Phänomene vernachlässigt werden, können diese Berechnungsmethoden für eine Prozesssimulation jedoch nicht genutzt werden. Um Gleichung (A 1) lösen zu können ist eine numerische Methode notwendig. Die Methode der Finiten-Elemente stellt hierzu ein geeignetes Werkzeug zur Verfügung [102]. Mit Hilfe der FEM ist es möglich eine DGL in ein Gleichungssystem zu überführen, das im linearen Fall direkt, beispielsweise mit einem Gauss-Algorithmus, oder im nicht-linearen Fall mit Hilfe einer Iterationsmethode gelöst werden kann. Die Überführung der DGL in ein Gleichungssystem wird Diskretisierung genannt und im folgenden beschrieben. Dabei wird die unbekannte Temperaturverteilung im Volumen angenähert gelöst auf diskreten Knotenpunkten eines Finiten-Element-Netzes.

Diskretisierung

Die Diskretisierung folgt der allgemein bekannten Methode der gewichteten Residuen, auch Galerkin-Diskretisierung genannt. Dabei wird die Unbekannte, in diesem Fall die Temperatur T folgendermaßen angenähert:

$$T \approx \hat{T} = \sum_{j=1}^n N_j(x, y, z) \cdot T_j(t). \quad (\text{A } 6)$$

Die Approximation von T als Summe von $N_j(x, y, z) \cdot T_j(t)$ über alle Knoten, d.h. als Summe von Testfunktionen multipliziert mit Knotentemperaturen, führt zwangsläufig zu Abweichungen von der realen Temperatur T . Daher wird Gleichung (A 1) mit sogenannten Gewichtsfunktionen multipliziert und über das Volumen integriert. Die dabei entstehenden Residuen werden dann zu Null gesetzt.

$$\int_V W_i \left[\rho c \frac{D\hat{T}}{Dt} - \nabla(\lambda \nabla \hat{T}) - \dot{Q} \right] dV = R_i \stackrel{!}{=} 0 \quad (\text{A } 7)$$

Mit den Gewichtsfunktionen $W_i = f(x, y, z)$ kann Gleichung (A 7) auch geschrieben werden als

$$\int_V \left[\rho c W_i \frac{\partial \hat{T}}{\partial t} + \rho c W_i \mathbf{v} \cdot \nabla \hat{T} - W_i \nabla(\lambda \nabla \hat{T}) - W_i \dot{Q} \right] dV = 0. \quad (\text{A } 8)$$

Durch die Anwendungen des Gesetzes von Fourier $q = -\lambda \nabla T$ auf den dritten Term auf der rechten Seite folgt

$$-\int_V W_i \nabla (\lambda \nabla \hat{T}) dV = \int_V W_i \nabla \mathbf{q} dV. \quad (\text{A } 9)$$

Durch partielle Integration erhält man

$$\int_V W_i \nabla \mathbf{q} dV = \int_V \nabla (W_i \mathbf{q}) dV - \int_V \nabla W_i \mathbf{q} dV, \quad (\text{A } 10)$$

und unter Verwendung des Gauss'schen Theorem wird der erste Term zu

$$\int_V \nabla (W_i \mathbf{q}) dV = \int_S (W_i \mathbf{q}) \mathbf{n} dS. \quad (\text{A } 11)$$

Dadurch kann Gleichung (A 8) auch folgendermaßen geschrieben werden:

$$\int_V \left[\rho c W_i \frac{\partial \hat{T}}{\partial t} + \rho c W_i \mathbf{v} \nabla \hat{T} + \nabla W_i (\lambda \nabla \hat{T}) - W_i \dot{Q} \right] dV + \int_S (W_i \mathbf{q}) \mathbf{n} dS = 0. \quad (\text{A } 12)$$

Mit der Definition von \hat{T} , siehe Gleichung (A 6), folgt:

$$\int_V \left[\rho c W_i \frac{\partial (N_j T_j)}{\partial t} + \rho c W_i \mathbf{v} \nabla (N_j T_j) + \nabla W_i \lambda \nabla (N_j T_j) - W_i \dot{Q} \right] dV + \int_S (W_i \mathbf{q}) \mathbf{n} dS = 0 \quad (\text{A } 13)$$

was sich vereinfachen lässt zu:

$$\int_V \left[\rho c W_i N_j \frac{\partial T_j}{\partial t} + \rho c W_i \mathbf{v} \nabla N_j T_j + \nabla W_i \lambda \nabla N_j T_j - W_i \dot{Q} \right] dV + \int_S (W_i \mathbf{q}) \mathbf{n} dS = 0. \quad (\text{A } 14)$$

Das Oberflächenintegral in Gleichung (A 14) kann nun dazu genutzt werden, die Randbedingungen (Gleichungen (A 3) - (A 5)) in die Rechnung einzubeziehen:

$$\int_S (W_i \mathbf{q}) \mathbf{n} dS = - \int_{S_2} q_s W_i dS_2 + \int_{S_3} \alpha (\hat{T}_s - T_e) W_i dS_3 + \int_{S_4} \sigma \varepsilon (\hat{T}_s^4 - T_e^4) W_i dS_4. \quad (\text{A } 15)$$

Mit Hilfe von (A 15) lässt sich Gleichung (A 14) schreiben als:

$$\begin{aligned} & \int_V \left[\rho c W_i N_j \frac{\partial T_j}{\partial t} + \rho c W_i \mathbf{v} \nabla N_j T_j + \nabla W_i \lambda \nabla N_j T_j - W_i \dot{Q} \right] dV \\ & - \int_{S_2} q_s W_i dS_2 + \int_{S_3} \alpha W_i (N_j T_j - T_e) dS_3 \\ & + \int_{S_4} \sigma \varepsilon W_i (\hat{T}_j^4 - T_e^4) dS_4 = 0 \end{aligned} \quad (\text{A } 16)$$

Gleichung (A 16) repräsentiert die Finite-Element Diskretisierung der Energiebilanzgleichung (A 1) nach Anwendung der Petrov-Galerkin Methode. Diese Gleichung kann nun genutzt werden sowohl konstante und veränderliche Materialeigenschaften (siehe Kapitel 3.6), Wärmeleitung und innere Wärmequellen, als auch die beschriebenen Randbedingungen in eine Temperaturfeldberechnung zu integrieren. Ebenso kann Gleichung (A 16) zur Lösung stationärer und transienter Probleme genutzt werden, wobei für die transiente Lösung eine weitere Zeitdiskretisierung stattfinden muss.

Grundlage hierfür ist die Approximation der zeitlichen Ableitung der Temperatur als

$$\frac{\partial T}{\partial t} = q \Rightarrow \frac{T^r - T^{r-1}}{\Delta t} = \theta q^r + (1 - \theta) q^{r-1} \quad (\text{A } 17)$$

Gleichung (A 17) wird im allgemeinen Theta-Schema genannt, wobei in Abhängigkeit von θ folgenden Unterscheidungen getroffen werden:

$\theta = 0$ explizites Euler-Verfahren,

$\theta = 1/2$ Crank-Nicholson-Verfahren oder Mid-Point-Rule und

$\theta = 1$ vollimplizites Euler-Verfahren.

Für $\theta = 1/2$ und $\theta = 1$ sind die Verfahren numerisch stabil. Die Anwendung des Theta-Schemas als Zeitdiskretisierung auf Gleichung (A 16) führt zu:

$$\begin{aligned}
& \left[\int_V \left[\theta (\rho^l c^l) + (1-\theta) (\rho^{l-1} c^{l-1}) \right] W_i N_j dV \right. \\
& + \theta \Delta t \int_V \rho^l c^l W_i \mathbf{v}^l \nabla N_j dV \\
& + \theta \Delta t \int_V \nabla W_i \boldsymbol{\lambda}^l \nabla N_j dV \\
& + \theta \Delta t \int_{S_3} \alpha W_i N_j dS_3 \left. \right] T_j^l \\
& + \theta \Delta t \int_{S_4} \sigma \varepsilon \left(\hat{T}_j^{l4} - T_e^{l4} \right) W_i dS_4 \\
& = \int_V \left[\theta (\rho^l c^l) + (1-\theta) (\rho^{l-1} c^{l-1}) \right] W_i \hat{T}_j^{l-1} dV \\
& - (1-\theta) \Delta t \int_V \rho^{l-1} c^{l-1} W_i \mathbf{v}^{l-1} \nabla \hat{T}_j^{l-1} dV \\
& - (1-\theta) \Delta t \int_V \nabla W_i \boldsymbol{\lambda}^{l-1} \nabla \hat{T}_j^{l-1} dV \\
& + \theta \Delta t \int_V W_i \dot{Q}^l dV + (1-\theta) \Delta t \int_V W_i \dot{Q}^{l-1} dV \\
& + \theta \Delta t \int_{S_2} q_s^l W_i dS_2 + (1-\theta) \Delta t \int_{S_2} q_s^{l-1} W_i dS_2 \\
& + \theta \Delta t \int_{S_3} \alpha T_e^l W_i dS_3 + (1-\theta) \Delta t \int_{S_3} \alpha T_e^{l-1} W_i dS_3 \\
& - (1-\theta) \Delta t \int_{S_3} \alpha W_i \hat{T}_j^{l-1} dS_3 \\
& - (1-\theta) \Delta t \int_{S_4} \sigma \varepsilon \left(\hat{T}_j^{l-14} - T_e^{l-14} \right) W_i dS_4 \tag{A 18}
\end{aligned}$$

Diese Gleichung liefert für konstante Materialeigenschaften und unter Vernachlässigung von Strahlungsrandbedingungen ein lineares Gleichungssystem für die unbekannten Knotentemperaturen T_j^r in folgender Form:

$$A_{ij}T_j^r = b_i. \quad (\text{A } 19)$$

Nicht-lineare Lösung

Um auch nicht-lineare Probleme berechnen zu können, bedarf es einer zusätzlichen, iterativen Methode zur Lösung des dann vorliegenden nicht-linearen Gleichungssystems. Eine Technik hierfür ist die Newton-Raphson-Methode [102]. Die Methode benötigt die Jacobi Matrix \mathbf{J} von $b_i - A_{ij}T_j^r$ als Koeffizientenmatrix im abschließend iterativ zu lösenden linearen Subsystem.

Mit

$$F_i(T) = b_i - A_{ij}T_j^r \quad (\text{A } 20)$$

und

$$J_{ij} = \frac{\partial F_i(T)}{\partial T_j^l} \quad (\text{A } 21)$$

können die unbekanntenen Knotentemperaturen T_j^r mit der folgenden Newton-Raphson-Methode iterativ berechnet werden:

$$J_{ij}(T_j^l - T_j^{l-1}) = -F_i(T). \quad (\text{A } 22)$$

Auf Grund der in Kapitel 3.6 beschriebenen Materialeigenschaften lassen sich einige Vereinfachung der nicht-linearen Berechnung vorschalten:

$$\rho = \text{const.}$$

$$\varepsilon = \text{const.}$$

$$\alpha = \text{const.}$$

$$T_e \neq T_e(T)$$

$$\begin{aligned}
q_s &\neq q_s(T) \\
\mathbf{v} &\neq \mathbf{v}(T) \\
c_p &= c_p(T) \\
\lambda &= \lambda(T) \\
\dot{Q} &= \dot{Q}(T)
\end{aligned} \tag{A 23}$$

Mit diesen Annahmen nimmt die Jacobi-Matrix folgende Gestalt an:

$$\begin{aligned}
J_{ij} &= \int_V \left[\theta \rho^l \frac{\partial c^l}{\partial T} (\hat{T}_j^l - \hat{T}_j^{l-1}) + \theta (\rho^l c^l) + (1-\theta) (\rho^{l-1} c^{l-1}) \right] W_i N_j dV \\
&+ \theta \Delta t \int_V \rho^l \frac{\partial c^l}{\partial T} N_j W_i \mathbf{v}^l \nabla \hat{T}_j^l dV + \theta \Delta t \int_V \rho^l c^l W_i \mathbf{v}^l \nabla N_j dV \\
&+ \theta \Delta t \int_V \nabla W_i \frac{\partial \lambda^l}{\partial T} N_j \nabla \hat{T}_j^l dV + \theta \Delta t \int_V \nabla W_i \lambda^l \nabla N_j dV \\
&- \theta \Delta t \int_V W_i \frac{\partial \dot{Q}^l}{\partial T} N_j dV \\
&+ \theta \Delta t \int_{S_3} \alpha W_i N_j dS_3 \\
&+ \theta \Delta t \int_{S_4} 4 \sigma \varepsilon \hat{T}_j^{l3} N_j^4 W_i dS_4 .
\end{aligned} \tag{A 24}$$

Für $F(T)$ folgt:

$$\begin{aligned}
-F(T) &= - \left[\int_V \left[\theta (\rho^l c^l) + (1-\theta) (\rho^{l-1} c^{l-1}) \right] (\hat{T}_j^l - \hat{T}_j^{l-1}) W_i dV \right. \\
&+ \theta \Delta t \left[\int_V \rho^l c^l W_i \mathbf{v}^l \nabla \hat{T}_j^l dV + \int_V \nabla W_i \lambda^l \nabla \hat{T}_j^l dV \right] \\
&+ (1-\theta) \Delta t \left[\int_V \rho^{l-1} c^{l-1} W_i \mathbf{v}^{l-1} \nabla \hat{T}_j^{l-1} dV + \int_V \nabla W_i \lambda^{l-1} \nabla \hat{T}_j^{l-1} dV \right] \\
&\left. - \theta \Delta t \int_V W_i \dot{Q}^l dV - (1-\theta) \Delta t \int_V W_i \dot{Q}^{l-1} dV \right]
\end{aligned} \tag{A 25}$$

$$\begin{aligned}
& -\theta \Delta t \int_{S_2} q_s^l W_i dS_2 - (1-\theta) \Delta t \int_{S_2} q_s^{l-1} W_i dS_2 \\
& + \theta \Delta t \int_{S_3} \alpha (\hat{T}_j^l - T_e^l) W_i dS_3 + (1-\theta) \Delta t \int_{S_3} \alpha (\hat{T}_j^{l-1} - T_e^{l-1}) W_i dS_3 \\
& + \theta \Delta t \int_{S_4} \sigma \varepsilon \left(\hat{T}_j^{l4} - T_e^{l4} \right) W_i dS_4 \\
& + (1-\theta) \Delta t \int_{S_4} \sigma \varepsilon \left(\hat{T}_j^{l-14} - T_e^{l-14} \right) W_i dS_4 \quad \Big].
\end{aligned}$$

