

Modellgestützte Berechnung der thermischen Belastung bei der Zerspannung von unidirektionalem CFK

Vom Promotionsausschuss der
Technischen Universität Hamburg

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation

von
Jan Philipp Mehnen

aus
Hamburg

2023

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. W. Hintze

Prof. Dr.-Ing. H.-C. Möhring

Tag der mündlichen Prüfung:

17. November 2023

Wissen schafft Innovation

Herausgeber:

Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze

Prof. Dr.-Ing. habil. Hermann Lödding

Prof. Dr.-Ing. Jan Hendrik Dege

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Christian Nedeß

Anschrift:

Technische Universität Hamburg

Institut für Produktionsmanagement und -technik

Denickestraße 17

21073 Hamburg

Band 52:

Jan Philipp Mehnen

Modellgestützte Berechnung der thermischen Belastung bei der
Zerspanung von unidirektionalem CFK

1. Auflage

Hamburg 2023

ISSN der Schriftenreihe: 1613-8244

DOI dieser Arbeit: <https://doi.org/10.15480/882.8890>

ORCID des Autors: <https://orcid.org/0000-0001-6694-9292>

This work is licensed under CC BY 4.0. To view a copy of this license,
visit <http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>

La chaleur pénètre, comme la gravité, toutes les substances de l'univers, ses rayons occupent toutes les parties de l'espace. Le but de notre ouvrage est d'exposer les lois mathématiques que suit cet élément. Cette théorie formera désormais une des branches les plus importantes de la physique générale.

— JEAN-BAPTISTE JOSEPH FOURIER, 1822

ABSTRACT

The primary challenges in milling of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) workpieces are material and surface integrity as well as tool wear. Exacerbating these issues are high cutting zone temperatures which are inter alia difficult to assess due to steep temperature gradients. Furthermore, orientation of the fibers changes mechanical and thermal material properties.

Instead of CFRP laminates consisting of differently oriented layers, this thesis focuses on the simplified case of unidirectional (UD) CFRP. Thus, thermal effects originating from the fiber orientation angle between tool path and fibers can be studied selectively. Modeling the heating of the workpiece as a moving strip-shaped heat source, an analytical formulation of the resulting temperature field for linear tool paths is developed and validated using experimental data. This model enables the development of a numerical simulation tool for straight tool paths which also allows to study nonlinear effects exceeding the scope of the analytical model. In addition, an experimentally validated simulation for convex tool paths with defined radii shows the influence of fiber orientation and radius on the heat accumulation in convex UD-CFRP workpiece sections.

KURZZUSAMMENFASSUNG

Die größten Herausforderungen beim Fräsen von Werkstücken aus kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK) sind die Material- und Oberflächenintegrität sowie der Werkzeugverschleiß. Verschärft werden diese Probleme durch hohe Schnittzonentemperaturen, die u. a. aufgrund steiler Temperaturgradienten schwer zu beurteilen sind. Weiter verändert die Ausrichtung der Fasern die mechanischen und thermischen Materialeigenschaften.

In dieser Arbeit wird statt CFK-Laminaten aus verschiedenen orientierten Schichten der vereinfachte Fall von unidirektionalem (UD) CFK betrachtet. So werden thermische Effekte, die durch den Faserorientierungswinkel zwischen Werkzeugbahn und Fasern entstehen, gezielt untersucht. Aus der Modellierung der Werkstückerwärmung mittels einer bewegten streifenförmigen Wärmequelle wird eine analytische Formulierung des resultierenden Temperaturfeldes für lineare Vorschubwege entwickelt, die anhand experimenteller Daten validiert wird. Auf der Grundlage des abgeleiteten Modells wird zunächst eine numerische Simulation für gerader Schnittkanten entwickelt und zur Untersuchung nichtlinearer Effekte, die über das analytische Modell hinausgehen, verwendet. Zudem zeigt eine experimentell validierte Simulation für konvexe Werkzeugbahnen mit definierten Radien den Einfluss von Faserorientierung und Radius auf den Wärmestau in konvexen Werkstückabschnitten von UD-CFK.

VORWORT

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen meiner wissenschaftlichen Tätigkeit am Institut für Produktionsmanagement und -technik (IPMT) der Technischen Universität Hamburg.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Hintze für viele fachliche Diskussionen, seine fortwährende Zuversicht und die Betreuung dieser Arbeit. Zudem bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans-Christian Möhring herzlich für die Übernahme des Korreferats und bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Stefan Heinrich für die Übernahme des Vorsitzes des Prüfungsausschusses.

Bedanken möchte ich mich ebenfalls bei der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die Förderung des Projekts „Zerspanungsinduziertes Temperaturfeld in CFK-Werkstoffen“ mit dem Förderkennzeichen 461768523, welches die in dieser Arbeit beschriebene Forschung fortführt.

Für die angenehme Arbeitsatmosphäre, den spannenden fachlichen Austausch sowie die denkwürdigen gemeinsamen Momente möchte ich mich ebenfalls bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des IPMT, allen studentischen Hilfskräften sowie den von mir betreuten Bachelor- und Masterarbeitern bedanken. Besonders hervorheben möchte ich unter den Studenten Herrn M.Sc. Hanno Dobbhaus, Herrn B.Sc. Marek Köppe und Herrn M.Sc. Nico Sjusen.

Vor allem das während meiner Institutszeit bearbeitete und vom Luftfahrtforschungsprogramm des Bundes geförderte Projekt SmartADU2020 hat mir ermöglicht, Kontakte zur Industrie zu schließen, welche mich fachlich wesentlich vorangebracht haben. Bedanken möchte ich mich für den intensiven Austausch dazu bei Herrn Dipl.-Ing. Volker Jauch, Herrn Dipl.-Ing. Thomas Langhorst und Herrn Dipl.-Ing. Jan Stuhmann.

Meinen Kollegen am Institut möchte ich für den Zusammenhalt, ihre stets vorhandene Hilfsbereitschaft sowie viele schöne Erinnerungen danken. Hervorheben möchte ich hier Herrn M.Sc. Melchior Blühm, Herrn M.Sc. Marco Hinrichs, Herrn M.Sc. Lars Köttner, Herrn M.Sc. Petter Ploog, Herrn Dipl.-Ing. Denys Romanenko, Herrn Dipl.-Ing. Oliver Rosenthal und Herrn Dr.-Ing. Robert von Wenserski.

Besonders möchte ich mich bei meiner Familie bedanken, die mir mein Studium und damit meine Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter erst ermöglicht hat.

INHALTSVERZEICHNIS

Inhaltsverzeichnis	v
Abbildungsverzeichnis	vii
Tabellenverzeichnis	x
Skriptverzeichnis	xi
Nomenklatur	xiii
1 Einleitung	1
2 Stand des Wissens und der Forschung	3
2.1 Faserverbundwerkstoffe	3
2.2 Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe	4
2.3 Fräsen von Faserverbundwerkstoffen	7
2.4 Thermische Aspekte der CFK-Bearbeitung	10
2.4.1 Experimentelle Arbeiten	11
2.4.2 Modellierung der Werkstück-Temperatur	20
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	23
4 Grundlagen	25
4.1 Thermische Stoffeigenschaften und Messmethoden	25
4.1.1 Wärmekapazität und DSC	25
4.1.2 Wärmeleitfähigkeit, Temperaturleitfähigkeit und LFA	27
4.1.3 Glasübergangs-, Schmelz- und Zersetzungstemperatur	31
4.1.4 Thermische Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe	33
4.2 Wärmeübertragung	34
4.2.1 Wärmeleitung	34
4.2.2 Wärmeleitung in orthotropen Körpern	39
4.2.3 Wärmestrahlung	40
4.3 Streifenförmige Wärmequelle im isotropen Fall	42
4.3.1 Herleitung des Temperaturfelds	42
4.3.2 Zulässigkeit der Herleitung und weitere Adaptionen	44
4.3.3 Temperaturfelder in isotropen Medien	45
4.3.4 Inverse Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften	45
5 Versuchsumgebung	47
5.1 Versuchswerkstoffe	47
5.1.1 Spezifische Wärmekapazität	47
5.1.2 Temperaturleitfähigkeit	48
5.1.3 Dichte	49
5.1.4 Wärmeleitfähigkeit	50
5.1.5 Faservolumengehalt	51

INHALTSVERZEICHNIS

5.2	Anlagentechnik und Werkzeuge	53
5.2.1	Werkzeugmaschine	53
5.2.2	PKD-Fräser	54
5.3	Messtechnik	55
5.3.1	Thermoelemente	55
5.3.2	Thermographie	57
5.3.3	Pyrometrie	58
5.3.4	Kraft- und Drehmomentmessung	59
6	Wärmeleitung im geraden Schnitt	61
6.1	Analytische Modellierung	61
6.1.1	Vereinfachende Annahmen	61
6.1.2	Temperaturfeld im orthotropen Körper	62
6.1.3	Implementierung der Berechnung	65
6.1.4	Parametervariation	68
6.1.5	Fehleranalyse	74
6.2	Numerische Simulation	80
6.2.1	Vorgehen bei Modellerstellung und -verifizierung	80
6.2.2	Modellaufbau, Gittereigenschaften und Konvergenz	81
6.2.3	Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften	86
6.3	Experimentelle Basisuntersuchungen	88
6.3.1	Versuchsaufbau und Prozessparameter	88
6.3.2	Ausgleichsrechnung und Validierung	90
6.3.3	Ergebnisse der Basisuntersuchungen	93
6.3.4	Sensitivitätsanalyse und Monte-Carlo-Simulation	97
6.4	Experimentelle Hauptuntersuchungen	103
6.4.1	Versuchsaufbau	103
6.4.2	Versuchsplanung	104
6.4.3	Vergleich der Versuchswerkstoffe	104
6.4.4	Ergebnisse der Hauptuntersuchungen	106
7	Wärmeleitung im konvexen Schnitt	113
7.1	Experimentelle Untersuchungen	114
7.2	Numerische Simulation	115
7.2.1	Modellaufbau und Gitternetz	115
7.2.2	Geometrische Kontaktlänge	118
7.3	Ergebnisse der Bearbeitung im konvexen Schnitt	119
8	Zusammenfassung	127
	Literaturverzeichnis	131
	Betreute studentische Arbeiten	145
A	Anhang	147
A.1	Linearer Schnitt	147
A.2	Konvexer Schnitt	148

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

1.1	Historische Entwicklung des globalen Primärenergieverbrauchs der Menschheit	1
2.1	Dichtebezogene mechanische Zug-Kennwerte von hochfesten FKV und Metallen	5
2.2	Beispielhafter Laminataufbau eines FVW aus unidirektionalen Einzelschichten	6
2.3	Gleich- und Gegenlaufräsen im Teilschnitt	7
2.4	Definitionen von Eingriffswinkel φ_s , Faserorientierungswinkel Φ und Fasertrennwinkel θ sowie Darstellung der Situation für $\Phi = 45^\circ$	8
2.5	Messaufbau und -ergebnis von Schnittmoment und Schnittflächentemperatur beim Bohren von UD-CFK	13
2.6	Tatsächliche Wärmequelle und die dem Fräsen äquivalente Wärmequelle am Bauteil	20
4.1	Per DSC gemessene spezifische Wärmekapazitäten über der Temperatur für drei CFK-Werkstoffe	26
4.2	Dimensionslose Darstellung des idealisierten Temperaturverlaufs an der Probenrückseite bei der LFA	27
4.3	Per LFA gemessene Wärmeleitfähigkeiten über der Temperatur für drei CFK-Werkstoffe parallel zur Faser (k_{11}) und senkrecht zur Faser- bzw. Dickenrichtung (k_{33})	29
4.4	Verschiedene Modelle zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit eines UD-Laminats senkrecht zur Faserrichtung	31
4.5	Schematische Darstellung einer DMA-Messung des Speichermoduls über der Temperatur mit verschiedenen Definitionen des Glasübergangs	32
4.6	Spektrale spezifische Ausstrahlung eines schwarzen Strahlers nach Planckschem Strahlungsgesetz in doppelt logarithmischer Darstellung	41
4.7	Modellierung der streifenförmigen bewegten Wärmequelle an der halbunendlichen Wand	43
4.8	Oberflächentemperaturprofile der bewegten streifenförmigen Wärmequelle im isotropen Fall für verschiedene Péclet-Zahlen mit der entdimensionierten Temperatur ϑ^* über der entdimensionierten Koordinate der Bewegungsrichtung	46
5.1	Per DSC gemessene spezifische Wärmekapazitäten von UD-CFK 9837 und 9857	48
5.2	Per LFA gemessene Temperaturleitfähigkeiten von UD-CFK 9837 und 9857	49
5.3	Wärmeleitfähigkeiten von UD-CFK 9837 und 9857	51
5.4	3-Achs-HSC-Fräsmaschine Rödgers RFM600	53

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

5.5	Versuchsaufbau in HSC-WZM	54
5.6	Seebeck-Koeffizient von Thermoelementen des Typs J	56
5.7	Polynom der Thermospannung von Thermoelement Typ J mit Regressionsgerade und daraus resultierenden Fehlern	57
6.1	Vorgehensweise bei der Herleitung des durch die streifenförmige Wärmequelle am orthotropen Körper ausgelösten Temperatur- felds	62
6.2	Anwendbarkeit der integrierten Bessel-Funktion sowie der sie ersetzenden Reihenentwicklungen	68
6.3	Präzision der Reihenentwicklung sowie Entwicklung der ab- hängigen Variablen G_E und G_K	69
6.4	Einfluss abweichender Faserorientierungen auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante	70
6.5	Einfluss der Wärmequellenbreite auf die maximalen Tempe- raturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante bei jeweils konstantem Wärmestrom	72
6.6	Einfluss der Variation der Wärmeleitfähigkeit in Faserrich- tung auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante	73
6.7	Einfluss der Variation des Produkts $\rho c V$ auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante	74
6.8	Untersuchte Wärmequellenformen mit gleicher Breite und glei- chem Wärmestrom	75
6.9	Einfluss der Wärmequellenform auf die maximalen Tempe- raturerhöhungen in der Umgebung der Schnittkante	76
6.10	Einfluss der Temperaturabhängigkeit der vereinfacht betrach- tet jeweils konstanten thermischen Stoffeigenschaften auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante	78
6.11	Einfluss der periodischen Randbedingung des Werkzeugein- griffs auf die maximale Temperaturabweichung in direkter Umgebung der Schnittkante für ein zweischneidiges Werkzeug	79
6.12	Vorgehen bei Modellerstellung, Verifizierung und Validierung der entwickelten Modelle	80
6.13	Aufbau der numerischen Simulation zur Bestimmung der Tem- peraturfelder an der geraden Kante	81
6.14	Mesh-Vorgaben für die numerische Simulation mit Wedge- Elementen	82
6.15	Durchschnittliche relative Fehler in Abhängigkeit der Mesh- größe (oben) und Rechenzeiten der Simulationsdurchläufe in Abhängigkeit der Meshgröße (unten) für Hex- und Wedge- Elemente	84
6.16	Durchschnittliche relative Fehler (oben) und durchschnittliche Rechenzeit in Abhängigkeit des Zeitschritts (unten) für Wedge- Elemente	85
6.17	Vergleich des analytischen Modells mit konstanten Werkstoff- kennwerten der Temperatur 20°C sowie numerische Simulation mit temperaturabhängigen Werkstoffkennwerten für jeweils gleiche Wärmequelleneigenschaften	87

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

6.18	Skizze der Thermoelement-Anordnung und der ausgeführten Schnitte in den Basisuntersuchungen	89
6.19	Lagenaufbau mit Glashartgewebe und CFK sowie Einbausituation der Thermoelemente beim Fräsen von linearen Schnitten mit Faserorientierung $\Phi = 0^\circ$ sowie konvexen Schnitten	90
6.20	Oberflächen der Summe der Residuenquadrate bei der Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften für alle Faserorientierungen	91
6.21	Maximale Erhöhung der Oberflächentemperaturen bei Abweichung vom Optimum in den Basisuntersuchungen unter Annahme konstanten Wärmestroms	92
6.22	Überlagerung der gemessenen Temperaturerhöhungen mit denen des angenäherten Modells für den jeweils letzten Schnitt	94
6.23	Gemessene und modellierte maximale Temperaturerhöhungen im linearen Schnitt mit Messergebnissen aller Schnittkantenabstände	95
6.24	Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse der experimentellen Basisuntersuchungen	96
6.25	Sensitivität des Wärmestroms gegenüber typischen Veränderungen der Eingangsparameter	98
6.26	Sensitivität der maximalen Oberflächentemperaturerhöhung gegenüber typischen Veränderungen der Eingangsparameter .	99
6.27	Darstellung der mit dem Temperaturniveau kleiner werdenden Variation der Thermoelement-Temperaturen bei konstanter Variation der z-Koordinate in der Monte-Carlo-Simulation . .	101
6.28	Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation mit 10.000 Stichproben für Parameter- und Messwertabweichungen mit Prozentangaben der Ausreißer	102
6.29	Skizze der Thermoelement-Anordnung und der Pyrometerposition in den Hauptuntersuchungen	103
6.30	Vergleich der Temperaturen der experimentellen Haupt- und Basisuntersuchungen bei gleichen Prozessparametern	105
6.31	Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation des Arbeitseingriffs in den Hauptuntersuchungen	107
6.32	Wärmequelleneigenschaften bei der Variation des Arbeitseingriffs in den Hauptuntersuchungen	108
6.33	Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit in den Hauptuntersuchungen	109
6.34	Wärmequelleneigenschaften bei der Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit in den Hauptuntersuchungen	110
6.35	Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation von Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff in den Hauptuntersuchungen	111
6.36	Wärmequelleneigenschaften bei der Variation von Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff in den Hauptuntersuchungen	112
7.1	Erzeugung einer Viertelkreiskontur als Beispiel für den konvexen Schnitt mit qualitativ dargestellten Temperaturfeldern .	113

7.2	Werkstück mit Anordnung der Thermoelemente beim konvexen Schnitt mit variablem Radius r	114
7.3	Modellbildung der numerischen Simulation für den konvexen Schnitt	116
7.4	Abschnittsunterscheidung in der numerischen Simulation für den konvexen Schnitt	116
7.5	Eigenschaften des Gitternetzes der numerischen Simulation für den konvexen Schnitt	117
7.6	Bevorzugte Richtung der Wärmeleitung in der konvexen Sektion	119
7.7	Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 0^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm	122
7.8	Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 45^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm	123
7.9	Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 90^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm	124
7.10	Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 135^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm	125

TABELLENVERZEICHNIS

2.1	Thermische Eigenschaften (näherungsweise) transversal isotroper Werkstoffe nahe der Raumtemperatur	4
2.2	Temperaturmessung bei der spanenden Bearbeitung von CFK in der Literatur - Material und Prozessparameter (Teil 1) . .	18
2.3	Temperaturmessung bei der spanenden Bearbeitung von CFK in der Literatur - Material und Prozessparameter (Teil 2) . .	19
4.1	Thermische Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe	33
5.1	Eigenschaften der verwendeten Prepreg-Werkstoffe	52
5.2	Eigenschaften der genutzten PKD-Fräswerkzeuge	54
5.3	Eigenschaften der genutzten Mantelthermoelemente	55
5.4	Eigenschaften des Temperaturmessmoduls NI-9210	58
5.5	Eigenschaften des rotierenden 2-Komponenten Dynamometers Kistler 9125A	59
5.6	Eigenschaften der Mehrkomponenten-Messplattform Kistler 9253B12	60
6.1	Standardwerte der Parametervariation aus den experimentellen Basisuntersuchungen	69
6.2	In Abbildung 6.5 eingesetzte Werte der Wärmequellenstärke unter Variation der Wärmequellenbreite	71

SKRIPTVERZEICHNIS

6.3	Standardwerte der Simulation bei der Untersuchung zur Konvergenz	83
6.4	Prozessparameter der Basisuntersuchungen mit CFK 9857 . .	88
6.5	Versuchsplan der experimentellen Hauptuntersuchungen im linearen Schnitt mit CFK 9837	104
7.1	Geometrische Kontaktlängen der konvexen und linearen Schnitt-Situationen mit $d_{WZ} = 8$ mm und $a_e = 1,5$ mm	118
7.2	Vergleich der Maximaltemperaturen von TE1 der experimentellen Basisuntersuchungen im linearen Schnitt sowie der Simulationen und Experimente im konvexen Schnitt mit je $r = 20$ mm	119
A.1	Ergebnisse der experimentellen Basisuntersuchungen	147

SKRIPTVERZEICHNIS

6.1	<i>MATLAB</i> -Funktion zur Bestimmung des Integranden in der Berechnung der Temperaturfelder der streifenförmigen bewegten Wärmequelle am orthotropen Körper	67
A.1	<i>DFLUX</i> -Subroutine für den linearen Schnitt	147
A.2	<i>DFLUX</i> -Subroutine für den konvexen Schnitt	148

NOMENKLATUR

LATEINISCHE FORMELZEICHEN

a_e	mm	Arbeitseingriff
a_p	mm	Schnitttiefe
c_p	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$	Spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
d_{WZ}	mm	Durchmesser des Werkzeugs
f	mm	Vorschub
f_z	mm	Vorschub pro Zahn
F	N	Kraft
h	mm	Spanungsdicke
k	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit
k_{11}, k_{33}	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$	Wärmeleitfähigkeit in bzw. quer zur Faserrichtung
K_0	–	Modifizierte Bessel-Funktion zweiter Gattung der Ordnung Null
l_g	mm	Geometrische Kontaktlänge
L	mm	Halbe Wärmequellenbreite
M	Nm	Drehmoment
n	min^{-1}	Drehzahl
P_{HS}	W	Wärmestrom
P_{M}	W	Mechanische Leistung
\dot{q}_{HS}	W m^{-2}	Wärmestromdichte der äquivalenten Wärmequelle
Q	J	Wärmeenergie
\dot{Q}	W	Wärmestrom
r	mm	Radius des konvexen Abschnitts
R_{WS}	–	Wärmestromanteil ins Werkstück
R_{WZ}	–	Wärmestromanteil ins Werkzeug
R_{S}	–	Wärmestromanteil in die Späne
s_{HS}	mm	Breite der äquivalenten Wärmequelle
t	s	Zeit
t_{M}	mm	Material- oder Bauteilstärke
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
T_g	$^{\circ}\text{C}$	Glasübergangstemperatur
v_c	m/min	Schnittgeschwindigkeit
v_f	mm/min	Vorschubgeschwindigkeit

NOMENKLATUR

\vec{x}	m	Koordinatenvektor
x, y, z	m	Koordinaten
z_{WZ}	–	Zähnezahl des Werkzeugs

GRIECHISCHE FORMELZEICHEN

α	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$	Temperaturleitfähigkeit
ϵ	–	Emissionsgrad
ϑ	K	Temperaturdifferenz
θ	Grad	Fasertrennwinkel
ρ	kg m^{-3}	Dichte
φ_s	Grad	Eingriffswinkel am Schnittbogen
φ_f	–	Faservolumengehalt
Φ	Grad	Faserorientierungswinkel
Φ_L	Grad	Lokaler Faserorientierungswinkel
ω	rad/s	Winkelgeschwindigkeit

ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS

CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
EP	Epoxid(harz)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FVW	Faserverbundwerkstoff
ILS	Instantaneous Line Source
MEW	Manufacturer's Empty Weight / Hersteller-Leergewicht
MLS	Moving Line Source
MSS	Moving Strip Source
MSV	Mehrschichten-Verbund
MTOW	Maximum Take Off Weight / Maximales Startgewicht
PAN	Polyacrylnitril
PDG	Partielle Differentialgleichung
PKD	Polykristalliner Diamant
SS	Steady State / Stationärer Zustand
TE	Thermoelement
UD	Unidirektional
WS	Werkstück
WZ	Werkzeug
WZM	Werkzeugmaschine

EINLEITUNG

Der durch menschliche Aktivität hervorgerufene Ausstoß von Treibhausgasen führt zur Erhitzung des globalen Klimas. Eine drastische Reduktion des Treibhausgasausstoßes ist in Anbetracht der vorhergesagten Effekte für Menschheit und Natur unverzichtbar. Ein Maß für die gestiegene menschliche Aktivität ist der globale Primärenergieverbrauch, der in Abbildung 1.1 dargestellt ist. Dieser ergibt sich aus den Bedürfnissen des Menschen und lässt sich in die Sektoren Industrie, Gebäude und Transport unterteilen. Letztgenannter Sektor zeichnet hierbei für ca. 18 % des globalen Primärenergieverbrauchs [US 22] und ca. 21 % der globalen CO₂-Emissionen verantwortlich [Sta22a; Sta22b].

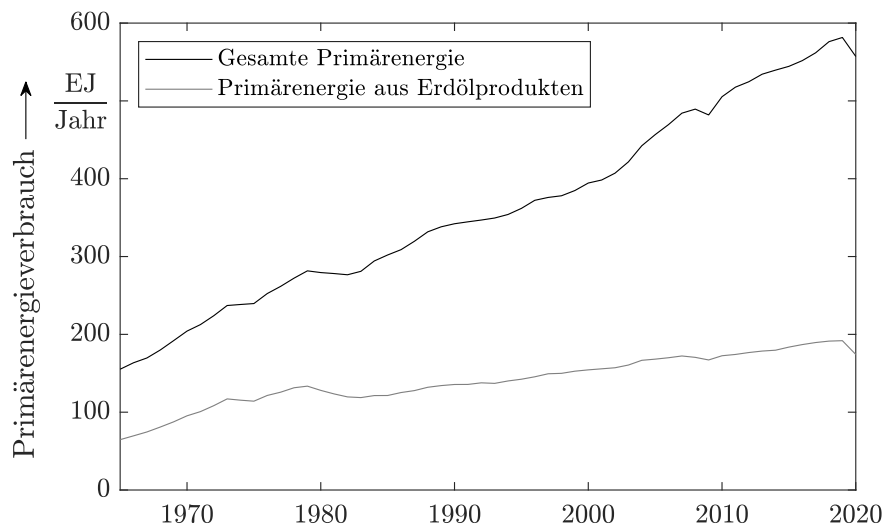


Abbildung 1.1: Historische Entwicklung des globalen Primärenergieverbrauchs der Menschheit, Daten aus [BP 21]

Einen möglichen Beitrag zur Reduktion des Treibhausgasausstoßes, der beim Transport anfällt, leistet Leichtbau. Speziell im Luftfahrtsektor sind die Auswirkungen des Leichtbaus spürbar, da hierbei das lange Flugzeugleben und die direkte Korrelation zwischen Masse und Triebwerksleistung zum Tragen kommen. Eine im Leichtbau relevante Materialklasse ist die der Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV), im speziellen kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK), welche angesichts ihrer Eigenschaften prädestiniert für den Leichtbau sind. Aufgrund des Potentials von FKV bzw. CFK wird deren Einsatz von den Flugzeugherstellern sukzessive erhöht. So liegt der Gewichtsanteil von CFK in aktuellen Flugzeugtypen wie dem Airbus A350 bei etwa 53 % [Air13], der Gewichtsanteil von FKV in der Boeing 787 bei etwa 50 % [Boe06]. Das Ziel ist hier, das Verhältnis von Leergewicht (MEW) zu maximalem Startgewicht (MTOW) zu verringern. Moderne Flugzeuge wie der A350-1000 haben ein Verhältnis MEW zu MTOW von knapp über 40 % (129 to / 316 to) [Nor18; Air19].

EINLEITUNG

Leichtbaumaßnahmen haben bei konventionellen Flugzeugen jedoch ebenfalls eine begrenzte Wirkung in Bezug auf den Klimaschutz. Denn selbst unter der Voraussetzung von konsequentem Leichtbau und der Nutzung von Biokraftstoffen (*Sustainable Aviation Fuel*) bleiben die Auswirkungen des Luftfahrtsektors auf das Klima signifikant, da die Kondensstreifen ebenfalls wesentlich zur Erwärmung der Atmosphäre beitragen [Kär18]. Speziell für regionale Strecken bieten sich daher möglicherweise batterieelektrische Flugzeuge an. Diese reagieren aufgrund der während des Fluges konstant bleibenden Masse und dem hohen Gewichtsanteil der Batterien besonders sensitiv auf Veränderungen des Strukturgewichts. So hat eine Gewichtserhöhung um 10 %, ausgehend von einem Verhältnis MEW zu MTOW von 53 %, den gleichen Einfluss auf die (aktuell noch stark begrenzte) Reichweite wie die Reduktion der spezifischen Energie der Batterie um 16 % (bei einem Basiswert von 200 Wh/kg) [Hep12]. Der Einsatz von FKV und speziell CFK wird daher auch in Zukunft in der Luftfahrt unerlässlich sein, solange die Werkstoffwissenschaften keinen Nachfolger für diese Leichtbauanwendung gefunden haben.

Die heutzutage bei der Urformung von CFK-Großbauteilen wie Flügelschalen typischen Prozesse erfordern eine Endkonturbearbeitung, die zumeist mittels Fräsen stattfindet [She09; Klo18]. Die Wertschöpfung der sehr teuren Bauteile ist vor diesem Schritt bereits zum Großteil abgeschlossen, entsprechend viel Wert wird auf Prozesssicherheit gelegt. Beispielsweise gibt [Mei07] für eine A400M-Flügelschale aus CFK mit 900 kg Gewicht an, dass die Endkonturbearbeitung erst am 22. Tag der 50-tägigen Durchlaufzeit beginnt. An diesem Punkt des Produktionsprozesses wurden bereits etwa 80 % der Wertschöpfung geleistet.

Die Überwachung der Prozesse erfordert neben der Betrachtung der Zerspankräfte auch die Bestimmung der entstehenden Temperaturen. Diese wird durch die schwere Zugänglichkeit der Wirkzone, hohe Temperaturgradienten sowie die Anisotropie von CFK erschwert. Diese Arbeit leistet einen Beitrag zum Verständnis der beim Fräsen von CFK entstehenden Temperaturen für den vereinfacht angenommenen Fall von orthotropen Materialeigenschaften, wie sie in einzelnen Laminatschichten eines CFK-Geleges vorkommen. Innerhalb dieser Schichten liegen die Fasern alle in gleicher Richtung vor, sie sind unidirektional (UD) ausgerichtet. Damit wird die Grundlage für die Anwendung der gewonnenen Erkenntnisse auf mehrlagige Lamine aus unterschiedlich angeordneten Schichten aus UD-CFK gelegt.

In diesem Kapitel ist der für die vorliegende Arbeit bedeutsame Stand des Wissens und der Forschung zusammengefasst. Nach einer kurzen Einführung zu Faserverbundwerkstoffen folgt eine Erläuterung der kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffe (CFK) und der Trennprozesse, mit denen CFK bearbeitet wird. Schließlich wird ein Überblick über die experimentelle Temperaturmessung sowie die Modellierung von Temperaturverteilungen bei Trennprozessen gegeben.

2.1 FASERVERBUNDWERKSTOFFE

Ein Faserverbundwerkstoff (FVW) besteht aus Fasern und einer Matrix, in die diese eingebettet sind. Die Integration von Fasern in einen Werkstoff bietet Vorteile, da Feststoffe u. a. aufgrund des sogenannten Größeneffekts in Faserform höhere Festigkeiten und Steifigkeiten erreichen als in Form eines gedrungenen Körpers. Damit sind Fasern in der Lage, einen Matrixwerkstoff zu verstärken. FVW kommen sowohl natürlich als auch künstlich hergestellt vor. Bekanntestes Beispiel unter den natürlich vorkommenden FVW ist Holz, welches Cellulosefasern in einer Matrix aus Lignin enthält. Unter den künstlich hergestellten FVW sind Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV), Metal Matrix Composites (MMC) sowie Ceramic Matrix Composites (CMC) bekannt [Sch07].

Die Klassifizierung von FVW erfolgt vorrangig über die Art von Fasern und Matrices sowie Anordnung, Länge und Anteil der Fasern. Je kürzer die Fasern, desto stärker ähnelt der FVW einem homogenen Werkstoff. Je stärker die Ausrichtung der Fasern, desto größer die Verstärkung des FVW in (Haupt-)Faserrichtung. Die deutlichste Ausprägung eines FVW ist damit die unidirektionale (UD) Anordnung von Endlosfasern. UD-Werkstoffe sind orthotrop, d. h. ihre mechanischen und thermischen Eigenschaften stehen senkrecht zueinander. Ist die Matrix ein homogener, isotroper Werkstoff, sind sie zudem transversal isotrop, die genannten Eigenschaften sind somit rotationssymmetrisch zur Faserrichtung. Damit hat der Werkstoff nur zwei Hauptrichtungen - eine in Faserrichtung und eine senkrecht zur Faserrichtung [Sch07; She09]. Der Faservolumenanteil ist die gängige Art, den Anteil der Fasern am FVW zu beschreiben. Er ist bedeutsam, da Festigkeit und Steifigkeit des Verbunds direkt mit ihm zusammenhängen. Typische Werte für Faservolumenanteile hoch belasteter Strukturteile liegen bei etwa 60% [Sch07; Len+15].

Thema dieser Arbeit sind die Temperaturen, welche bei der Zerspaltung unidirektionaler kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe (UD-CFK) entstehen. Eine dementsprechend große Rolle spielen die thermischen Eigenschaften des Werkstoffs. Zur Einordnung sind die thermischen Eigenschaften ausgewählter transversal isotroper FVW in Tabelle 2.1 angegeben. Auch natürliche Faserwerkstoffe wie Holz sind näherungsweise transversal

isotrop. So weist Holz ein Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten in Längs- und Radialrichtung von etwa 2:1 bis 3:1 auf [Vay+15]. Künstlich hergestellte Werkstoffe wie kohlenstofffaserverstärktes Kupfer, das zu den MMC zählt, weisen ebenfalls transversal isotrope Eigenschaften auf. Hierbei liegt die Wärmeleitfähigkeit von Kupfer allerdings oberhalb der von Kohlenstofffasern in Längsrichtung. Ein höherer Faservolumenanteil bewirkt in diesem Fall eine Verringerung der Wärmeleitfähigkeit [Kor+02]. Ein transversal isotropes Material aus der Klasse der CMC ist C/C-SiC, also ein kohlenstofffaserverstärkter Kohlenstoff-Siliziumcarbid-Verbundwerkstoff, der ein Wärmeleitfähigkeitsverhältnis von 4:1 aufweist [Rei+15]. Nach [KL01] wird dieses Material vorrangig in der Raumfahrt und für hochbelastete Bremscheiben eingesetzt und ist laut [Sch+21] aufgrund seiner für die Anwendung günstigen Eigenschaften ebenfalls schwer zerspanbar. Das stärkste Orthotropieverhalten, das in dieser Recherche gefunden wurde, war das einer speziellen Sorte von Carbon-Fiber-Reinforced Carbon (CFC). Hier liegt das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten bei etwa 78:1 [Yua+14]. Im Vergleich dazu liegt das Wärmeleitfähigkeitsverhältnis des hier beispielhaft zitierten CFKs mit knapp unter 9:1 in einem mittleren Bereich [Jov+12].

Tabelle 2.1: Thermische Eigenschaften (näherungsweise) transversal isotroper Werkstoffe nahe der Raumtemperatur (CFR - kohlenstofffaserverstärkt): Wärmeleitfähigkeit parallel und senkrecht zur Faserrichtung k_{11} und k_{33} , Dichte ρ , spezifische Wärmekapazität c_p

Material	k_{11} W m ⁻¹ K ⁻¹	k_{33} W m ⁻¹ K ⁻¹	ρ kg m ⁻³	c_p J kg ⁻¹ K ⁻¹	Quelle
Europ. Eiche	0,372	0,174	738		[Vay+15]
Europ. Buche	0,422	0,172	744		[Vay+15]
Norw. Fichte	0,321	0,102	499		[Vay+15]
CFR Kupfer	150	50		480	[Kor+02]
CFR Carbon	14,5	2,6	1510	650	[Mac+19]
CFR Carbon	862	11	1860	750	[Yua+14]
C/C-SiC	140	35	2480	749	[Rei+15]
UD-CFK	6,79	0,78	1524	865	[Jov+12]

2.2 KOHLENSTOFFFASERVERSTÄRKTE KUNSTSTOFFE

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) sind FVW, bei denen Kohlenstofffasern in eine Kunststoffmatrix eingebettet sind. Wegen ihrer besonderen mechanischen, thermischen und auch chemischen Eigenschaften werden CFK in der Luft- und Raumfahrt, im Mobilitäts- und Transportsektor, für Windenergieanlagen, im Sport sowie im Bauwesen eingesetzt [Sau20; Sch07]. Der jährliche Bedarf an CFK steigt in den genannten Branchen bisher nahezu kontinuierlich an. So lag die durchschnittliche jährliche Wachstumsrate der Bedarfsmenge an CFK vor der COVID-19

Pandemie in den Jahren 2010 bis 2019 bei +11,45 %. Der Bedarf stieg in 2019 damit bis auf einen bisherigen Spitzenwert von 138,0kt CFK pro Jahr [Sau20].

Die Eigenschaften, welche CFK besonders für die Luftfahrt attraktiv machen, sind ihr sehr hoher spezifischer E-Modul, ihre sehr hohe spezifische Zugfestigkeit, eine hohe Korrosionsbeständigkeit sowie die Freiheit des Konstrukteurs, über die Faseranordnung dem Belastungskollektiv eines spezifischen Bauteils gerecht zu werden [Dav10; Klo18; Sch07; She09]. Eine Übersicht über die erreichbaren spezifischen Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte von UD-CFK im Vergleich zu Glasfasern (E-Glas und S-Glas) sowie Vertretern der Metalle (mit jeweils typischen bzw. hochfesten Vertretern von Magnesium-, Aluminium-, Stahl- und Titanlegierungen) zeigt Abbildung 2.1. Hier wird deutlich, dass CFK-Werkstoffe einerseits über ihre mechanischen Eigenschaften eine eigene Klasse von Konstruktionswerkstoffen bilden und andererseits eine hohe Variation untereinander aufweisen. So liegt zwischen dem E-Modul auf Zug in Faserrichtung von *High Tenacity* bzw. HT-Fasern (230 GPa) und dem von *Ultra High Modulus* bzw. UHM-Fasern (450 GPa) nahezu ein Faktor zwei. Umgekehrt erreichen *Super Tenacity* bzw. ST-Fasern eine mehr als doppelt so hohe Zugfestigkeit wie UHM-Fasern (4510 gegenüber 2150 MPa).

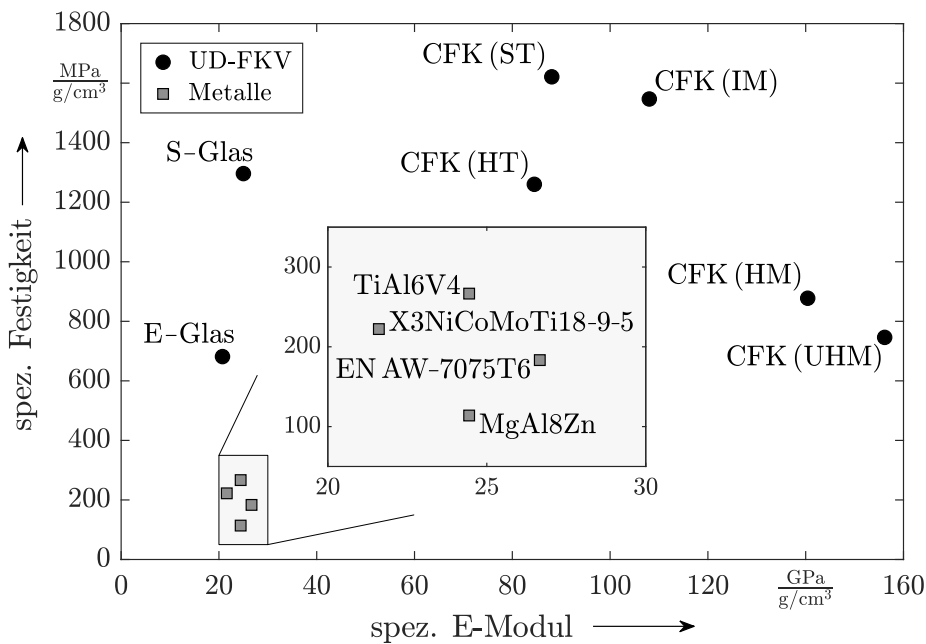


Abbildung 2.1: Dichtebezogene mechanische Zug-Kennwerte von hochfesten FKV und Metallen (FKV-Werte in Faserrichtung ohne Festigkeitsbeitrag der Matrix, Faservolumenanteil 55 %, EP-Harz mit $1,2 \text{ g/cm}^3$; Kennwert der Metall-Festigkeit ist die Streckgrenze), Daten aus [Dav01; LP03; Sch07; GBG18; PRO20]

Diese Werte gelten jeweils für Kohlenstofffasern auf Basis von Polyacrylnitril (PAN), die etwa 90 % des Marktes darstellen [Sch07]. Ein weiteres Ausgangsmaterial für Kohlenstofffasern ist Steinkohlen-Pech, welches E-Moduln von bis zu 850 GPa in Faserrichtung ermöglicht. Gleichzeitig liegen die maximalen Wärmeleitfähigkeiten für Fasern auf Pech-Basis deutlich höher. Während die Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstofffa-

sern auf PAN-Basis zwischen 5 und $74 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ liegt, erreichen UHM-Kohlenstofffasern auf Pech-Basis zwischen 527 und $1162 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, siehe [Sch07]. Sowohl für PAN- als auch für Pech-Fasern sind demnach deutlich höhere Wärmeleitfähigkeiten des CFK-Verbundwerkstoffs realisierbar als in Tabelle 2.1 beispielhaft für UD-CFK angegeben.

Die genannten Festigkeiten und Steifigkeiten gelten jeweils für die einzelne UD-CFK-Schicht, in der endlos lange, parallele und nicht gewellte Fasern vorliegen. Aufgrund der geringen Festigkeit der umgebenden Matrix besteht bei reinem UD-CFK allerdings ein zu großes Risiko von Brüchen entlang der Fasern. In der Praxis wird daher die in Abbildung 2.2 dargestellte Kombination mehrerer, verschieden ausgerichteter UD-Schichten zu einem Laminat, auch Mehrschichten-Verbund (MSV) genannt, eingesetzt. Im Flugzeugbau hat sich hierbei für die Urformung das Prepreg-Verfahren (*pre-impregnated fibers* - vorimprägnierte Fasern) durchgesetzt, bei welchem bereits mit Matrix benetzte Fasern in Form von Bändern oder Schichten abgelegt, verpresst und anschließend im Autoklaven unter Temperatur und Druck ausgehärtet werden [Len+15].

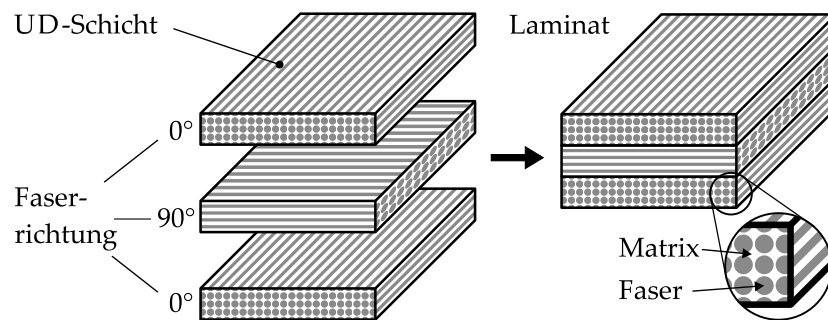


Abbildung 2.2: Beispielhafter Laminataufbau eines FVW aus unidirektionalen Einzelschichten nach [Sch07]

Die im Flugzeugbau vorrangig eingesetzten Matrixsysteme gehören zu den Epoxidharzen (EP). Nach [Ehr06] sind EP-Harze bis zu viermal so teuer wie UP-Harze, haben allerdings hohe qualitative und mechanische Vorteile und werden daher bevorzugt in Kombination mit hochwertigen Fasern wie Kohlenstofffasern eingesetzt. Im Vergleich zu anderen Harzen ist die Viskosität höher, während die Aushärtung langsamer abläuft [Ehr06]. Diese Eigenschaften verbessern die Einsatzmöglichkeit im Prepreg-Verfahren.

Nach Urformung und Aushärtung von CFK-Bauteilen im Autoklaven sind die Konturen der so erzeugten Strukturen zunächst undefiniert, da überstehende Fasern und Harzreste prozessbedingt unvermeidbar sind. Zur Erzeugung der gewünschten Konturen sind die Bauteile daher zu besäumen. Weitere Bearbeitungsschritte sind die Einbringung von Ausschnitten und Bohrungen sowie die Erzeugung von Pass- und Fügeflächen, [Fle+18]. Da diese Bearbeitungsschritte am Ende der Wertschöpfung des Bauteils stehen, sind die Prozesse hohen Anforderungen an Qualität und Zuverlässigkeit unterworfen, siehe z. B. [Mei07].

2.3 FRÄSEN VON FASERVERBUNDWERKSTOFFEN

Industriell relevante Prozesse zur Bearbeitung von FVW sind Fräsen, Bohren, Drehen, Sägen, Schleifen, Wasserstrahlschneiden und Laserstrahlschneiden [She09; Hin21]. Das Fräsen wird als das in dieser Arbeit betrachtete Verfahren im Folgenden näher erläutert.

Innerhalb der Fertigungsverfahren zählt das Fräsen zur Hauptgruppe Trennen und darin zur Gruppe des Spanens mit geometrisch bestimmter Schneide. Es ist ein spanabhebendes Verfahren mit kreisförmiger Schnittbewegung durch ein meist mehrzahniges Werkzeug (WZ). Die Vorschubrichtung ist senkrecht oder schräg zur Werkzeug-Drehachse. Beim Umfangsfräsen werden nur die am Umfang befindlichen Hauptschneiden des Fräasers eingesetzt. Sind ebenfalls die Nebenschneiden im Eingriff, bezeichnet man dies als Stirn-Umfräsen [DIN85; DIN03]. Bei der Umrissbearbeitung von FVW werden typischerweise Schaftfräser genutzt, welche die Kontur meist in einem Schritt durch Umfangsfräsen erzeugen. Die Schnitttiefe a_p ist dann gleich der Dicke des Bauteils t .

Die Schnittbewegung der Hauptschneiden wird am Werkzeugumfang mit der Schnittgeschwindigkeit v_c durchgeführt. Ihr aufgeprägt ist die Vorschubbewegung mit der Vorschubgeschwindigkeit v_f , wodurch die Schneiden eine kombinierte Bewegung in Form einer Trochoide ausführen. Da in der Regel $v_c \gg v_f$ gilt, werden rotatorische und translatorische Bewegung getrennt betrachtet. Dann gelten für Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit

$$v_c = n \cdot \pi \cdot d_{WZ} \quad (2.1a)$$

$$v_f = n \cdot f_z \cdot z \quad (2.1b)$$

mit der Drehzahl des Werkzeugs n , dem Werkzeugdurchmesser d_{WZ} , dem Zahnvorschub f_z und der Anzahl der Schneiden z . Das Produkt $f = f_z \cdot z$ wird als Vorschub bezeichnet.

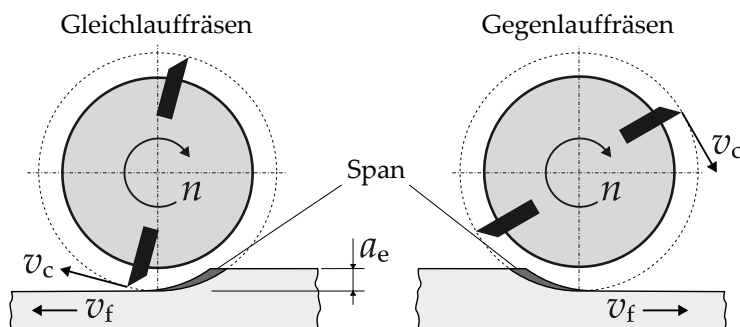


Abbildung 2.3: Gleich- und Gegenlauf-Fräsen im Teilschnitt nach [Klo18]

Ist das Werkzeug voll im Eingriff, wird dies als Vollschnitt bezeichnet, es schneidet dann über den halben Umfang. Ist der Arbeitseingriff a_e kleiner als d_{WZ} , wird das Werkzeug im Teilschnitt eingesetzt. Diesen stellt Abbildung 2.3 für ein zweisechneidiges Fräsersymbol im Gleichlauf und im Gegenlauf dar. In der zugehörigen Definition wird die translatorische Bewegung vom Werkstück ausgeführt, sodass die Vektoren von Schnitt-

und Vorschubgeschwindigkeit beim Gleichlauf am Werkzeugaustritt in dieselbe Richtung zeigen, beim Gegenlauf am Eintritt in entgegengesetzte Richtung. Im Vollschnitt arbeitet das Werkzeug gleichzeitig im Gleich- und im Gegenlauf, auch als GL und GGL abgekürzt.

FVW zeigen beim Fräsen grundlegend andere Verhaltensweisen als Metalle. Zu den Herausforderungen zählen die Anisotropie der Werkstoffe sowie die geringe Temperaturbeständigkeit der Matrices [Klo18; She09]. Die Anisotropie ergibt sich aus den richtungsabhängigen Eigenschaften des Werkstoffs, welche in den vorigen beiden Abschnitten bereits angesprochen wurden. Zur Beschreibung der jeweiligen Bearbeitungssituation beim Fräsen ist es daher erforderlich, zusätzlich den Faserorientierungswinkel Φ und den Fasertrennwinkel θ zu definieren, für die in dieser Arbeit die Konvention von [Hoh92] übernommen wird, siehe Abbildung 2.4.

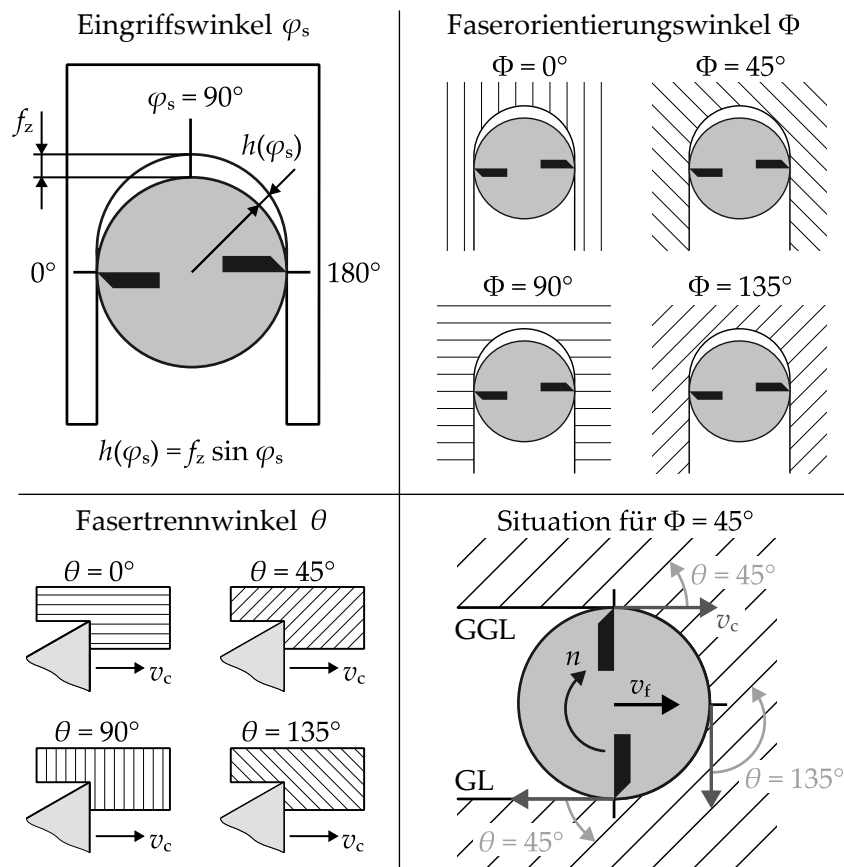


Abbildung 2.4: Definitionen von Eingriffswinkel φ_s , Faserorientierungswinkel Φ und Fasertrennwinkel θ (vergrößerter Ausschnitt) sowie die Darstellung der Situation für $\Phi = 45^\circ$; nach [HHS11; Hin21] für das Umfangsfräsen mit nicht-konischen Schaftwerkzeugen

Wie in der Abbildung für $\Phi = 45^\circ$ gezeigt, ändert sich der Fasertrennwinkel mit dem Eingriffswinkel φ_s über dem Schnittbogen. Dazu wird in [Hin21] folgender Zusammenhang angegeben:

$$\theta = \varphi_s + \Phi, \quad \text{für } 0^\circ \leq (\varphi_s + \Phi) < 180^\circ \quad (2.2a)$$

$$\theta = \varphi_s + \Phi - 180^\circ, \quad \text{für } 180^\circ \leq (\varphi_s + \Phi) < 360^\circ \quad (2.2b)$$

Da nicht alle Arbeiten die Winkel-Konvention von [Hoh92] nutzen, so z. B. [WRA95; An+18; Wan+16b; Wan+18], dient Abbildung 2.4 auch der Vergleichbarkeit. Die in dieser Konvention immer rechtsdrehenden Werkzeuge werden in dieser Arbeit jeweils von oben bzw. von der Spindel aus betrachtet. Die Seite des Gegenlaufs ist daher links von der Vorschubrichtung. Alle weiteren Aussagen aus der Literatur sind auf diese Konvention übertragen.

Die bei der Bearbeitung von CFK entstehenden mechanischen Schäden, wie z. B. überstehende Faserbündel (auch Delamination genannt) oder die Oberflächenschädigung der Schnittkante, hängen nachweislich mit dem Faserorientierungswinkel Φ zusammen [CR92; HHS11; Hos+14; Wan+18]. Daneben sind die Kräfte bei der Zerspanung von UD-CFK abhängig vom Fasertrennwinkel θ . Hierbei werden laut [KBD12] und [Voß17] die höchsten Kräfte bei $\theta \approx 135^\circ$ erreicht, gefolgt von $\theta \approx 90^\circ$, $\theta \approx 0^\circ$ und $\theta \approx 45^\circ$. Die zugrundeliegenden Mechanismen wurden von [KLV83; Hoh92; WRA95; Rum96] beschrieben. Neben den mechanischen werden auch die thermischen Effekte bei der Zerspanung von FVW von der Faserorientierung beeinflusst, da die Fasern speziell im Fall von CFK eine deutlich höhere Wärmeleitfähigkeit aufweisen als die umgebende Matrix. Einen näheren Einblick gibt der folgende Abschnitt 2.4.

Bei CFK wird, im Gegensatz zur Bearbeitung von Metallen, auf der Gutseite des Werkstücks meist das Fräsen im Gegenlauf empfohlen, da hier neben der vorteilhaften Richtung der Krafteinwirkung und Rissausbreitung eine abgekühlte Schneide an der Schnittkante ins Material eindringt und damit die thermische Belastung des Werkstücks verringert wird [Hoh92; MH17; Hin21]. Die Entscheidung, ob im Gleich- oder Gegenlauf gearbeitet wird, bestimmt jedoch abhängig von Konturgeometrie und Faserorientierung der Decklage auch die maximal mögliche Länge von Delaminationen bzw. Faserüberständen auf der Gutseite, da hierfür der Ort der initialen Fasertrennung entscheidend ist [Brü18; Hin21]. Eine eindeutige Empfehlung für die Verwendung von Gegen- oder Gleichlauf liegt daher aktuell nicht vor, die Entscheidung muss abhängig von der vorliegenden Situation getroffen werden.

Aufgrund der besonderen Bedingungen bei der Zerspanung von CFK eignen sich nur wenige Schneidstoffe zum Einsatz in Fräswerkzeugen. Zu den Herausforderungen zählen die hohe Härte der Kohlenstofffasern, hohe Werkzeug-Temperaturen wegen schlechter Abfuhr der Wärme aus der Wirkzone, die bei allen Fräsprozessen auftretende Stoßbelastung beim Schneideneintritt, oftmals auftretende Schwingungen der CFK-Schalenbauteile sowie die Forderung nach geringen Schneidkantenradien zur Vermeidung von Delamination bzw. Erhalt der Oberflächenqualität und einem dementsprechend langsamen Verschleiß für hohe Standzeiten [Hin21]. Etabliert haben sich unter diesen Aspekten nach [Hin21] Hartmetall und Diamant als Schneidstoffe. Hartmetall kommt sowohl unbeschichtet als auch mit Diamantbeschichtung zum Einsatz. Diamant wird außerdem als Schneidstoff in Form von sog. Blanks eingesetzt, entweder als CVD-Dickschichtdiamant mit höchster Härte oder als gesinterter polykristalliner Diamant (PKD) mit Kobalt-Matrix als Binder und deutlich verringerter Härte. Die Blanks werden aufgrund ihrer geringen Zähigkeit

in Grundkörper aus Hartmetall eingelötet. Im Vergleich mit CFK weisen die Schneidstoffe eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit auf. Typische Werte für PKD liegen bei $560 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$, für Hartmetall (Sorte HF-N10) bei $100 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$ [Hin21].

2.4 THERMISCHE ASPEKTE DER CFK-BEARBEITUNG

Die thermische Schädigung bei der CFK-Zerspanung resultiert aus einer Überhitzung des Matrix-Werkstoffs in der Wärmeeinflusszone (WEZ) des Werkstücks, die Fasern sind unempfindlich gegenüber den bei der Zerspanung auftretenden Temperaturen. In der WEZ werden Temperaturen zwischen Glasübergangs- und Zersetzungstemperatur erreicht, wodurch die Steifigkeit der Matrix stark abnimmt [Cha09; Cam10; KO16]. Hohe Temperaturen bewirken ebenfalls eine geringere Festigkeit und schlechtere Abstützung der Fasern, was bei [Wan+16a] zu einer schlechten Oberflächenqualität führt. Eine Verringerung der Festigkeit begünstigt zudem die Entstehung von Delaminationen und Faserüberständen, da eine Voraussetzung für deren Auftreten ein minimaler Biegeradius ist, der den Fasern bzw. Bündeln Bewegungsspielraum gibt, anstatt abgesichert zu werden. Damit ist der Beginn einer sukzessiv fortschreitenden Rissbildung gegeben, die tief ins Bauteil hineinreichen kann [HH13].

Die spanende Bearbeitung von CFK ohne Kühlschmiermittel, d. h. die trockene Bearbeitung, hat in der Industrie die größte Bedeutung. Neben der Möglichkeit, den Großteil der Stäube und Späne während der Bearbeitung abzusaugen, ist nach der Bearbeitung keine Trocknung und eine deutlich weniger aufwändige Reinigung erforderlich [Hin21]. Die hier zitierten Versuchsergebnisse beziehen sich also lediglich auf trockene Bearbeitung.

Die für die Zerspanung erforderliche mechanische Leistung wird fast ausschließlich in Wärme umgesetzt. Üblicherweise wird dabei angenommen, dass sich der gesamte auftretende Wärmestrom \dot{Q}_{ges} auf Werkstück (WS), Werkzeug und Späne aufteilt, siehe z. B. [SAH18]:

$$\dot{Q}_{\text{ges}} = \dot{Q}_{\text{WS}} + \dot{Q}_{\text{WZ}} + \dot{Q}_{\text{S}} \quad (2.3)$$

Der Anteil von Wärmestrahlung und Konvektion wird hierbei vernachlässigt. Interessant sind ebenfalls die jeweiligen Anteile am Gesamtwärmestrom von Werkstück, Werkzeug und Spänen,

$$R_{\text{WS}} = \frac{\dot{Q}_{\text{WS}}}{\dot{Q}_{\text{ges}}}, \quad R_{\text{WZ}} = \frac{\dot{Q}_{\text{WZ}}}{\dot{Q}_{\text{ges}}}, \quad R_{\text{S}} = \frac{\dot{Q}_{\text{S}}}{\dot{Q}_{\text{ges}}}, \quad (2.4)$$

da bei bekannten Anteilen lediglich eine Messung der mechanischen Leistung erfolgen muss, um beispielsweise den ins Werkstück fließenden Wärmestrom abzuschätzen.

Im Folgenden wird zunächst ein Überblick über die in der Literatur vorliegenden experimentellen Arbeiten und deren Ergebnisse in Bezug auf Temperaturen bei der CFK-Zerspanung gegeben. Im Anschluss geht es um die Modelle, die zur Beschreibung von Temperaturmessungen und Wärmeströmen bereits erstellt worden sind.

2.4.1 *Experimentelle Arbeiten*

Dieser Abschnitt soll einen Einblick über die wichtigsten in der Literatur existierenden Ergebnisse experimenteller Arbeiten zu thermischen Effekten bei der Zerspanung von CFK geben. Die Recherche ist auf Fräsversuche an UD-CFK fokussiert, vereinzelt werden allerdings davon abweichende Quellen zitiert, die relevante Aussagen oder Methoden enthalten. Die hier extrahierten Ergebnisse beziehen sich auf die Versuche mit den in Tabelle 2.2 aufgelisteten Randbedingungen, die innerhalb der Quellen angegeben sind. Teilweise wurden in den zitierten Quellen noch weitere Versuche durchgeführt, die hier keine direkte Relevanz haben und daher nicht aufgeführt sind.

Hohensee führte in [Hoh92] dokumentierte Fräsversuche an UD-CFK sowie Zerspanversuche an Platten aus CFK-Gewebe durch. Die Fräsversuche an UD-CFK wurden zur Messung von Kraftniveaus und Dynamik des Zerspanprozesses unter erstmaliger Berücksichtigung der Kombination aus Faserorientierungs- und Fasertrennwinkel sowie zur Feststellung der jeweils erreichbaren Oberflächenqualitäten durchgeführt. Da hierbei keine Temperaturen gemessen wurden, werden die daraus entstandenen Ergebnisse nicht weiter erläutert. Mit den Zerspanversuchen an CFK-Gewebe wurden per Wärmebildkamera die maximal an der Werkzeugschneide auftretenden Temperaturen $T_{WZ,max}$ in Abhängigkeit von Vorschubgeschwindigkeit, Arbeitseingriff, Schnittgeschwindigkeit und Werkzeugdurchmesser gemessen. Hierfür kamen bei den Hauptversuchen PKD-Fräser zum Einsatz, zum Vergleich auch unbeschichtete Hartmetallfräser und galvanisch mit Diamantkörnern belegte Schleifstifte. Eine erhöhte Vorschubgeschwindigkeit sowie ein erhöhter Arbeitseingriff resultierten in einer Steigerung von $T_{WZ,max}$. Eine stationäre Werkzeugtemperatur wurde spätestens nach einem Vorschubweg von 400 mm erreicht. Die Schnittgeschwindigkeit hatte bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit (d. h. gleichzeitige Veränderung des Vorschubs) einen vernachlässigbaren Einfluss auf $T_{WZ,max}$. Eine Steigerung des Werkzeugdurchmessers führte zu einer Verringerung von $T_{WZ,max}$. Drastische Temperatursteigerungen zeigten sich bei der Nutzung des Schleifstifts, die Temperaturen der Hartmetallfräser lagen abhängig von ihrer Geometrie einmal ober- und einmal unterhalb des Niveaus des PKD-Fräasers.

Bei Kindler [Kin10] wurde die Zerspanung von UD-CFK mittels Schaftfräser und Schleifstift (jeweils mit $d_{WZ} = 12,7$ mm) in GL und GGL untersucht. Darin wurde die Werkstücktemperatur sowohl an der Schnittfläche als auch im Material gemessen. Zur Messung der Schnittflächentemperatur wurde ein Strahlungspyrometer eingesetzt, das auf einen Punkt 12,4 mm hinter dem letzten Kontakt zwischen Werkzeug und Werkstück gerichtet wurde, was Abschattungen durch Werkzeug und Späne vermied. Zur Messung der Temperatur im Material wurde ein Thermoelement eingesetzt, dass in Abständen von 1 mm bis 10 mm zur Schnittfläche in einer Bohrung platziert war. Die Thermoelementmessungen erfolgten für die Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$ und 90° , die Messungen mit dem Strahlungspyrometer über einen Fasertrennwinkelbereich von $\theta = 0^\circ$ bis 170° in Schritten von 10° . Die Modellbildung zur Extrapolation der maximalen Schnittflächen-

temperatur aus den Messungen der Thermoelemente erfolgte über eine Parabel 3. Ordnung sowie über einen hyperbolischen Ansatz. Die Extrapolationen ergaben für $\Phi = 0^\circ$ eine maximale Schnittkantentemperatur von ca. 56°C , für $\Phi = 90^\circ$ bis zu 119°C . Aus Modellbetrachtungen der Werkzeug-Wärmeleitung wurde weiterhin abgeleitet, wie sich der Wärmestrom aufteilt. Nach den in [Kin10] getroffenen Abschätzungen war der Werkstück-Wärmestromanteil an der mechanischen Leistung $R_{\text{WS}} < 1\%$, der Werkzeug-Wärmestromanteil lag bei $R_{\text{WZ}} = 5,4\%$. Über 90 % der Wärme wurden demnach über die Späne abtransportiert.

Pecat et al. [PRB12] zeigten bei der Zerspanung von CFK mittels eines Einschneiders einen idealen Temperaturbereich des für die Versuche vortemperierten Werkstücks. Bei Werkstück-Temperaturen unter 20°C traten Brüche in der Matrix auf, während Temperaturen über 120°C zu einer thermischen Schädigung sowie Faserausrissen in der Randzone der Schnittkante bis zu einer Tiefe von $500\ \mu\text{m}$ führten. Die optimale Werkstück-Temperatur für den Fräsprozess wurde mit 80°C angegeben, was oberhalb der mit 60°C ausgewiesenen Glasübergangstemperatur lag.

Hobelversuche haben den Vorteil, dass mit ihnen der Orthogonalschnitt praktisch umsetzbar ist und damit grundlegende Effekte studiert werden können. Nutzt man sie für UD-CFK, liegt allerdings jeweils ein konstanter Fasertrennwinkel vor, eine Variation ist nur durch einen erneuten Versuch möglich und es ergibt sich keine stetige Messung der Effekte. Demgegenüber wurde von Hintze et al. in [HSS13] ein Bohrversuch durchgeführt, in welchem das Bohrwerkzeug fixiert und das Werkstück, festgehalten durch eine Spannzange, rotiert wurde. Auf diese Weise ließ sich die Quarzfaser eines Pyrometers in einem der Bohrer-Kühlkanäle platzieren und so die Schnittflächentemperatur direkt hinter der Schneide messen. Als Werkstück wurde UD-CFK mit einer Epoxidmatrix gewählt, das Ergebnis zeigt Abbildung 2.5. Die Messung demonstriert, dass das Schnittmoment direkt mit der gemessenen Schnittflächentemperatur korreliert. Die Kurve wiederholt sich periodisch bei jeder Relativbewegung von Werkstück und Bohrer um 180° , da sich dabei wieder derselbe Fasertrennwinkel einstellt. Ein umgekehrter Versuch mit bewegtem Bohrwerkzeug sowie Thermoelementen im Werkstück zeigte in Kombination mit einer FEM-Simulation, dass das Temperaturfeld im Werkstück stark in Richtung der Faserausrichtung gestreckt ist. Die hohe Wärmeleitfähigkeit der Fasern führte damit bereits in einer Entfernung zur Schnittkante von $2\ \text{mm}$ dazu, dass die höchsten Werkstück-Temperaturen in der Richtung von $\theta = 90^\circ$ auftraten, obwohl die Schnittflächentemperaturen im Mittel um $\theta = 135^\circ$ maximal waren.

Bei Yashiro et al. [YOS13] wurden die Temperaturen in Werkzeug und Werkstück bei der Zerspanung von CFK-Gewebe mit einem unbeschichteten Hartmetall-Fräser untersucht. Dazu wurden drei verschiedene Messverfahren eingesetzt. Zum einen wurde das Thermopaar aus Werkstück und Fräser genutzt, um die Wirkstellentemperatur zu erfassen. Dies erforderte eine Kalibrierung zur Korrelation von Temperaturdifferenz und elektromotorischer Kraft, die mittels einer quadratischen Funktion umgesetzt wurde. Weiterhin wurde die Werkzeugtemperatur von der Seite mittels Wärmebildkamera gemessen. Zuletzt sind zwei verschiedene Varianten von Thermoelement-Messungen mit jeweils einem Thermoelement

2.4 THERMISCHE ASPEKTE DER CFK-BEARBEITUNG

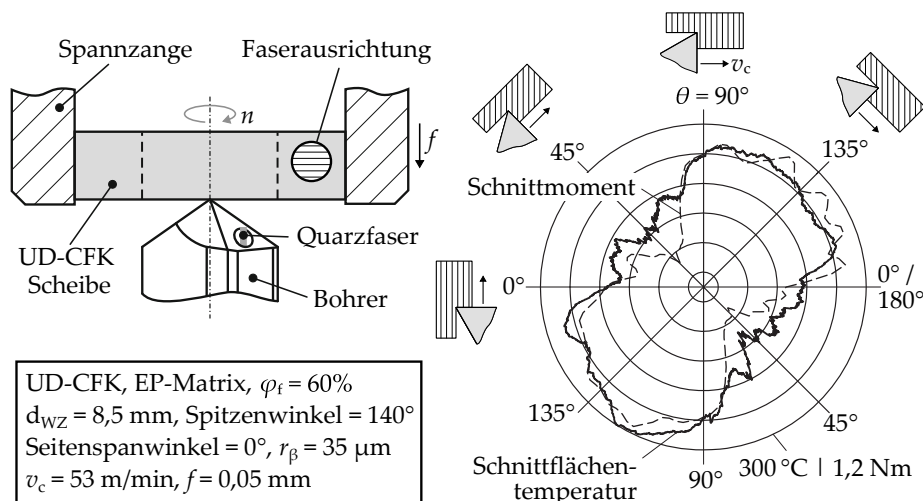


Abbildung 2.5: Messaufbau und -ergebnis von Schnittmoment und Schnittflächentemperatur beim Bohren von UD-CFK nach [HSS13; Hin21]

zum Einsatz gekommen, die Thermolemente wurden dazu bei der Herstellung in das CFK-Werkstück einlaminiert. Die Messergebnisse mit dem Thermopaar zeigten im Teilschnitt ein Plateau der Wirkstellentemperatur ab einer Schnittgeschwindigkeit von etwa 200 m/min, der Zahnvorschub wurde dabei konstant gehalten. Die Wirkstellentemperatur schwankte um einen Wert von etwa 350°C mit einer Amplitude von ca. 150 K über dem Eingriffswinkel. Diese Plateaubildung wurde von parallel durchgeführten Wärmebildkammermessungen auch für die Werkzeugtemperatur nachgewiesen, die ab einer Schnittgeschwindigkeit von 200 m/min bei knapp unter 300°C lag. Anschließend wurden Versuche im Vollschnitt durchgeführt, bei denen mit Thermolementen die Werkstück-Temperaturen gemessen wurden. Bei einer Versuchsvariante wurden die Thermolemente in einen variablen Abstand seitlich zur Schnittkante gebracht, um die Temperaturentwicklung im Werkstück nachzuvollziehen. Dies ähnelt dem in [Kin10] beschriebenen Vorgehen. Bei der zweiten Variante war das Thermolement im Werkstück in der Schnittbahn des Fräasers eingebracht und konnte so die Temperaturentwicklung des Werkstücks bis zum Kontakt mit dem Fräserswerkzeug aufzeichnen. Die Messungen seitlich der Schnittkante zeigten im geringsten Abstand zwischen Thermolement und Werkzeug von 0,3 mm eine Werkstücktemperatur von über 100°C . Hierbei zeigte sich eine Verringerung der gemessenen Werkstücktemperatur mit steigender Schnitt- und Vorschubgeschwindigkeit bei konstantem Zahnvorschub. Dieser Umstand wurde damit erklärt, dass die Wärme, welche bereits in den nachfolgenden Schnittbogen vor dem Werkzeug eingebracht wurde, bei höheren Schnittgeschwindigkeiten zum großen Teil entfernt wird. Dies begründete auch die höheren Temperaturschwankungen bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten. Für eine Schnittgeschwindigkeit von 25 m/min und eine Vorschubgeschwindigkeit von 63 mm/min wurden zeitweise 300°C überschritten, bei einer Schnittgeschwindigkeit von 300 m/min und einer Vorschubgeschwindigkeit von 750 mm/min wurden knapp 200°C erreicht.

In Ghafarizadeh et al. [GLC15] wurden diamantbeschichtete Hartmetall-Kugelkopffräser zur oberflächlichen Zerspanung von UD-CFK eingesetzt. Die Werkzeugtemperaturmessung fand mittels Thermoelementen an der Werkzeugspitze statt. Dabei wurde ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Werkzeugtemperaturen und Schnittgeschwindigkeit beobachtet. Bei einer Schnittgeschwindigkeit von 375 m/min (effektive Schnittgeschwindigkeit am äußersten Punkt im Eingriff lag bei 163 m/min) wurde für eine Faserorientierung von $\Phi = 90^\circ$ die höchste Werkzeugtemperatur mit etwa 90°C erreicht. Darauf folgten in absteigender Reihenfolge $\Phi = 45^\circ$, $\Phi = 135^\circ$ und $\Phi = 0^\circ$ mit Temperaturen zwischen 50 und 70°C .

Kerrigan und O'Donnel, [KO16], nutzten einen unbeschichteten Vielzahnfräser aus Hartmetall für die Besäumung von quasi-isotropen CFK-Platten. Dafür wurde die Werkzeugtemperatur mittels eines in den Fräser eingebetteten Thermoelements aufgenommen. Die Oberflächentemperatur des Werkzeugs wurde dann aus dem bereits in [KO13] vorgestellten FE-Modell abgeleitet. Es zeigte sich, dass das Werkzeug mit steigender Vorschubgeschwindigkeit kühler bleibt. Weiterhin stieg die Werkzeugtemperatur bei Verdoppelung der Werkstückdicke von 3 auf 6 mm um etwa 30 K an. Geringer wurden die Werkzeugtemperaturen durch ein stärkeres Eintauchen des Werkzeugs.

Von Wang et al. [Wan+16a] wurde experimentell über das Thermopaar aus diamantbeschichtetem Vielzahnfräser und ins Werkstück eingebetteter Konstantan-Folie die Wirkstellentemperatur bei der Zerspanung von biaxialem CFK-Gelege gemessen. Variiert wurden Schnittgeschwindigkeit, Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff, um über eine Varianzanalyse deren Einfluss auf die Wirkstellentemperatur zu bestimmen. Hier hatten Arbeitseingriff und Vorschubgeschwindigkeit nur einen geringen Einfluss. Der dominierende Faktor war die Schnittgeschwindigkeit, die etwa linear mit der Wirkstellentemperatur positiv korrelierte. Sobald die Glasübergangstemperatur an der Wirkstelle überschritten wurde, zeigten Aufnahmen per Rasterelektronenmikroskop eine Abnahme der Schnittkantenqualität. Speziell in den 90° -Lagen des Geleges waren verstärkt Faserausrisse zu beobachten.

In Wang et al. [Wan+16b] wurde ebenfalls das Thermopaar aus Fräser und ins Werkstück eingebetteter Konstantan-Folie für Versuche an UD-CFK genutzt. Damit wurde für einen PKD-Fräser mit Arbeitseingriff $a_e = d_{WZ}/2$ nachgewiesen, dass die Maximaltemperaturen an der Wirkstelle auf der Gleichlaufseite für $\Phi = 135^\circ$ niedrig und für $\Phi = 45^\circ$ hoch sind. Im Fall $\Phi = 135^\circ$ (dies entspricht auf der Gegenlaufseite der Situation für $\Phi = 45^\circ$) liegt die Faserrichtung günstig im Schnittbogen des Werkzeugs und ermöglicht die Wärmeableitung ins Werkstück bzw. den zu zerspanenden Bereich über den betrachteten Eingriffswinkelbereich hinweg, die von [Wan+16b] eingeführte Wärmeübertragungszone ist daher groß. Für $\Phi = 45^\circ$ ist die Wärmeableitung vorrangig von der Wärmeleitfähigkeit quer zur Faserrichtung abhängig, die durch ihren geringen Wert zu stark erhöhten Maximaltemperaturen führt, die Wärmeübertragungszone ist klein. Einen größeren Einfluss als die Faserorientierung hatte die Schnittgeschwindigkeit auf die über das Thermopaar gemessenen Temperaturen. Bei der niedrigsten Schnittgeschwindigkeit lagen Temperaturen von 125 bis 145°C vor, bei der höchsten Schnittgeschwindigkeit zwischen

242 und 270 °C. Damit wurde die angegebene Glasübergangstemperatur von 185 °C deutlich überschritten, was sich auch aus den per Rasterelektronenmikroskop erstellten Aufnahmen der Schnittfläche ergab, deren Oberflächenqualität mit steigender Temperatur sichtbar sank.

Bei Delahaigue et al. [DCL17] wurden Versuche mit diamantbeschichteten Hartmetallfräsern durchgeführt, an denen jeweils zwei Thermoelemente direkt hinter den Schneiden platziert wurden. Die auf die erwartete Endtemperatur vorgeheizten Werkzeuge wurden anschließend genutzt, um Teststreifen zu fräsen, welche anschließend in Zugversuchen getestet wurden. Das neue Werkzeug erreichte eine Temperatur von 300 °C, das verschlissene Werkzeug mit abgeplatzter Diamantschicht 475 °C. Ziel der Untersuchung war, den Einfluss des Werkzeug-Verschleißes auf die Festigkeit der Teststreifen zu bestimmen. Bei einer Streifenbreite von 6 mm wurde eine Reduktion der Zugfestigkeit von 10 % festgestellt. Ob dies aus mechanischer oder thermischer Schädigung durch den Fräsprozess herrührte, war nicht Teil der Untersuchungen.

Eine ähnliche Messanordnung wie bei Delahaigue kam bei El-Hofy et al. in [El+17] zum Einsatz, um die Temperaturen von PKD-Fräsern bei der Zerspanung von unidirektionalem bzw. multiaxialem CFK zu bestimmen. Die unidirektionalen Versuche wurden mit den Faserorientierungswinkeln $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ durchgeführt. Die Versuche an multiaxialem CFK ergaben, dass Neigungswinkel der PKD-Schneiden von $\lambda_s = -3^\circ$ bzw. $+3^\circ$ zu geringeren Werkzeugtemperaturen führten, als die, die bei gerade genuteten Werkzeugen auftraten. Beispielsweise lag die Temperatur bei einem der untersuchten Werkstoffe für $\lambda_s = +3^\circ$ bei 251 °C, für $\lambda_s = -3^\circ$ bei 261 °C und für das gerade genutete Werkzeug bei 271 °C. Im Fall der unidirektionalen Werkstücke zeigte sich in dieser Hinsicht kein eindeutiger Trend, daher beziehen sich die folgenden Werte auf das gerade genutete Werkzeug. Die niedrigsten Werkzeugtemperaturen lagen mit 274 °C bei $\Phi = 135^\circ$ vor, die Temperaturen für die weiteren Faserorientierungen lagen im Bereich 280 – 283 °C. In ergänzenden Versuchen wurde der temperatursenkende Effekt eines höheren Zahnvorschubs gezeigt. Weiterhin wurden Versuche mit druckluftbetriebenen Wirbelrohren zur Kühlung des Werkzeugs durchgeführt, welche die Werkzeugtemperatur von einem Niveau von etwa 350 °C um etwa 100 K reduzieren konnten.

Hintze und Klingelhöller untersuchten in [HK17] die Aufheizung einer diamantbesetzten Schleifscheibe mit Korngröße D427 beim Zerspanen von UD-CFK. Die Werkzeugtemperatur wurde während der Versuche an der Stirnseite mit einer hochfrequent aufzeichnenden Wärmebildkamera in einem horizontalen Streifen über den gesamten Durchmesser gemessen. Mittels Finite-Differenzen-Methode wurde der Aufheizprozess simuliert und der Fehler im Vergleich mit den gemessenen Temperaturen durch Parametervariation minimiert. Der bekannte proportionale Zusammenhang zwischen Schnittleistung und Vorschubgeschwindigkeit wurde ebenso aufgezeigt wie die Unabhängigkeit der Schnittleistung von der Schnittgeschwindigkeit. Eine höhere Durchtauchtiefe des Werkzeugs verringerte im Fall von $\Phi = 90^\circ$ den Werkzeug-Wärmestromanteil R_{WZ} . Bei $\Phi = 0^\circ$ lag eine nicht signifikante leichte Steigerung von R_{WZ} mit der Durchtauchtiefe vor. Begründet wurde dies mit der projizierten Kontaktzone in Faserrichtung. Diese führte bei $\Phi = 90^\circ$ in das Werkstück hinein. Eine geringere

Durchtauchtiefe bedingt eine größere Kontaktzone und vergrößert damit den Werkstück-Wärmestromanteil R_{WS} . Bei $\Phi = 0^\circ$ war die projizierte Kontaktzone in Faserrichtung unabhängig von der Durchtauchtiefe. Die Werte von R_{WZ} lagen über alle Versuche zwischen 20 und 50 %. Mit einer maximalen Werkzeugtemperatur von 300°C wurden bei der Zerspanung mit der genutzten Schleifscheibe die Temperaturen beim Fräsen von CFK nicht überschritten.

An et al. [An+18] nutzten einen diamantbeschichteten Hartmetall-Einschneider mit 400 mm Durchmesser, um den Orthogonalschnitt anzunähern. Die Wirkstellentemperatur wurde über ein ins Werkstück eingebettetes Thermoelement gemessen, welches bei der Bearbeitung ebenfalls durchtrennt wurde. Dabei wurde festgestellt, dass die Geometrie des Einschneiders (Freiwinkel, Spanwinkel und Schneidkantenradius) keinen eindeutigen Einfluss auf die gemessene Temperatur hat. Die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit und Arbeitseingriff wurden ebenfalls variiert. Es zeigte sich unabhängig vom Fasertrennwinkel in etwa eine Verdoppelung der Temperaturerhöhung bei der Verdreifachung von v_c von 100 m/min auf 300 m/min. Ebenfalls unabhängig vom Fasertrennwinkel ließ sich beobachten, dass die Temperaturerhöhung sich fast verdoppelte, wenn der Arbeitseingriff sich von $5\ \mu\text{m}$ auf $25\ \mu\text{m}$ verfünffachte. Konsistent zu beobachten war, dass die Temperaturerhöhung abhängig vom Fasertrennwinkel war und sich in der Reihenfolge $\theta = 0^\circ, 45^\circ, 135^\circ, 90^\circ$ Grad erhöhte. Begründet wurde dies mit den vom Fasertrennwinkel abhängigen Eigenschaften in Bezug auf Rückfederung und Spanbildung.

Sheikh-Ahmad et al. [SAH18] nutzten Thermoelemente und eine Wärmebildkamera zur Vermessung der Werkstück- und Werkzeugtemperaturen beim Fräsen von Werkstücken aus CFK-Gewebe. Zum Einsatz kamen zwei beschichtete Vielzahnfräser aus Hartmetall und ein PKD-Fräser. Einer der Hartmetallfräser war diamantbeschichtet, der andere hatte eine TiAlN-Beschichtung. Die Thermoelemente waren jeweils in einer Linie senkrecht zur Schnittkante angeordnet. Per Ausgleichsrechnung wurden die Parameter einer Finite-Elemente-Simulation auf die so gemessenen Temperaturkurven angepasst. Die Simulation berücksichtigte hierbei auch die (geschätzte) konvektive Wärmeübertragung des Werkstücks an die Umgebungsluft in Höhe von $50\text{-}100\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$. Die Werkzeugtemperatur wurde ebenfalls simuliert, dabei wurde ein Wärmestrom von $1000\ \text{Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$ an die Umgebung angenommen. Die thermischen Werkstoffeigenschaften des Werkstücks wurden nicht gemessen, stattdessen wurden Wärmeleitfähigkeiten, Dichte und spezifische Wärmekapazität aus Joven et al. in [Jov+12] übernommen. Die mechanische Leistung beim Fräsprozess bewegte sich, abhängig von den Prozessparametern, zwischen 219 und 439 W. Aus der Simulation wurden zusammen mit den Leistungswerten die Werkstück- und Werkzeug-Wärmestromanteile, R_{WS} und R_{WZ} , bestimmt. R_{WS} lag zwischen 4,4 und 15,7 %, R_{WZ} zwischen 29,4 und 55,8 %, der jeweils verbleibende Teil wurde als Wärmestrom in die Späne R_S betrachtet. Aus den Betrachtungen ließen sich mehrere Schlüsse ziehen. Zum einen, dass sowohl R_{WS} als auch R_{WZ} sinken, wenn die Vorschubgeschwindigkeit erhöht wird. Zum anderen, dass der PKD-Fräser höhere Werte für R_S aufweist als die Vielzahnfräser. Beides wird mit der erhöhten Spannungsdicke begründet. Die Tiefe der Zone, in der die Glas-

übergangstemperatur überschritten wird, lag maximal bei 0,43 mm. Bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten wurde die Glasübergangstemperatur im Werkstück nicht erreicht.

In [Wan+18] werden Hobelversuche an UD-CFK mit den Fasertrennwinkeln $\theta = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ beschrieben, um u. a. den Wärmestromanteil von erstens Werkstück und Spänen sowie zweitens des Werkzeugs zu bestimmen. Die Versuche wurden mit verschiedenen Schneidengeometrien und Vorschüben realisiert. Dabei zeigte sich, dass der Fasertrennwinkel einen stärkeren Einfluss auf die Wärmestromanteile in Werkstück und Späne hat als die genutzten Geometrien. Der Vorschub hatte speziell bei $\theta = 0^\circ$ und $\theta = 90^\circ$ Einfluss auf die Aufteilung des Wärmestroms. Bei höheren Vorschüben stieg der Wärmestromanteil von Werkstück (R_{WS}) und Spänen (R_S). Die höchsten Wärmestromanteile von Werkstück und Spänen $R_{WS} + R_S$ wurden bei $\theta = 90^\circ$ und höchstem Vorschub mit etwa 98 % festgestellt, die niedrigsten bei $\theta = 0^\circ$ und niedrigstem Vorschub mit knapp über 70 %. Begründet wurde dies mittels eines Kontaktmodells, dass die Nachgiebigkeit des Werkstoffs abhängig vom Fasertrennwinkel berücksichtigte. Weiterhin wurde per Wärmebildkamera nachgewiesen, dass das Temperaturfeld im Werkstück entlang der jeweiligen Faserorientierung gestreckt ist.

Fazit

Die hier zitierten Quellen zeigen eine große Bandbreite an Versuchsumgebungen, Werkstoffen und Prozessparametern, wie auch Tabelle 2.2 verdeutlicht. Neben der Vielfalt an verschiedenen CFK-Sorten und Faseranordnungen erfolgte in den häufigsten Fällen allerdings keine Angabe zu den thermischen Stoffeigenschaften der Werkstoffe. Die Arbeiten von [Kin10; HSS13; GLC15; Wan+16b; El+17; HK17; Wan+18] verdeutlichen den großen Einfluss der Ausrichtung der Kohlenstofffasern auf Prozess und entstehende Temperaturen. Die Wirkstellentemperaturen beim Fräsen von CFK können im Mittel 350 °C erreichen, wie von [YOS13] gezeigt. Mit verschlissenen Werkzeugen wurden sogar Werkzeugtemperaturen von 475 °C erreicht, siehe [DCL17]. Die Angaben zu maximalen Werkstücktemperaturen variieren stark durch die hohe Vielfalt an Messinstrumenten, Prozessparametern und teilweise angewendeten Modellierungen, z. B. zur Extrapolation der Wirkstellentemperatur. Als Fazit für die Werkstücktemperaturen ergibt sich, dass sie häufig die Glasübergangstemperatur überschreiten. Das Ausmaß der Wärmeeinflusszone, in der dies geschieht, ist jedoch nur teilweise bestimmt worden.

Tabelle 2.2: Temperaturmessung bei der spanenden Bearbeitung von CFK in der Literatur - Material und Prozessparameter (Teil 1)

Quelle	Material		Prozessparameter													
	Faser/ Matrix	φ_f %	Art	T_g °C	k_{11} $\frac{W}{mK}$	k_{33} $\frac{W}{mK}$	ρ $\frac{kg}{m^3}$	c_p $\frac{J}{kgK}$	t_M mm	v_c $\frac{m}{min}$	z -	f_z mm	v_f $\frac{mm}{min}$	a_e mm	a_p mm	d_{WZ} mm
[An+18] ^a	T700/LT-03A	60	UD	-	15,1	-	1580	0,18	5	100- 300	1	-	-	0,005- 0,025	2	400
[DCL17]	-/Epoxid	64	MA, QI	212	-	-	-	-	3,6	300	6	0,019	1140	9,5	3,6	9,5
[El+17]	T800SC/TORAY 3911	66	UD, MA	-	-	-	-	-	9,36	200	3	0,03	477	12	5	12
[GLC15]	T800HB/Epoxid	60	UD	-	-	-	1552	-	6,3	87- 163	2	0,0315	401- 752	2,534	0,5	10
[HSS13]	IMS 60/977-2	60	UD	-	-	-	-	-	4	53- 267	2	0,015- 0,025	100- 300	-	-	8,5
[HK17]	HTS/977-2	60	UD	-	-	-	-	-	4	30- 43,5	-	-	1500- 4500	-	1,7	64
[Hoh92]	Sigratex 320C/Rüta- pox Epoxid	50	UD, KB	-	-	-	-	-	5	100- 500	2	0,02- 0,17	500- 3.000	1,0- 2,0	5	6-13
[KO16]	HT/Epoxid	55	QI	193	-	-	-	-	3-6	250	-	-	200- 1275	8	3-6	8

Tabelle 2.3: Temperaturmessung bei der spanenden Bearbeitung von CFK in der Literatur - Material und Prozessparameter (Teil 2)

Quelle	Material		Prozessparameter													
	Faser/ Matrix	φ_f %	Art	T_g °C	k_{11} $\frac{W}{mK}$	k_{33} $\frac{W}{mK}$	ρ $\frac{kg}{m^3}$	c_p $\frac{J}{kgK}$	t_M mm	v_c $\frac{m}{min}$	z -	f_z mm	v_f $\frac{mm}{min}$	a_e mm	a_p mm	d_{WZ} mm
[Kin10] ^b	HTS 5631/ 977-2	65	UD	212	11,1	0,75	-	-	4	798	2	0,03	1200	1	4	12,7
[PRB12]	HT/Epoxid	50	UD	60	-	-	-	-	-	20- 200	1	0,1	-	0,6	-	160
[SAH18] ^c	-/-	60	KB	180	2,4	2,4	1550	820	10	126- 251	2	0,03- 0,1	400- 800	5	10	10
[Wan+16a]	T700/QY8911	-	BA	185	-	-	-	-	3,1	37- 132	-	-	198- 702	2,32- 5,68	3,1	6
[Wan+16b]	T700/QY8911	-	UD	185	-	-	-	-	3	25- 100	4	0,025	133- 531	3	3	6
[Wan+18]	T800/P2325	60	UD	-	7	0,8	1580	1200	3	0,5	1	0,05- 0,15	-	-	3	-
[YOS13]	-/-	-	LB	180	-	-	-	-	7,2	15- 300	2	0,031- 0,063	63- 1.500	7,0- 8,0	6-7,2	8

Abkürzungen: BA - Biaxial, KB - Körperbindung, LB - Leinwandbindung, MA - Multiaxial, QI - Quasi-Isotrop, UD - Unidirektional

Fußnoten: ^a hier vermutlich $c_p = 1800 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$, ^b T_g -Angabe widerspricht [Sol12], ^c thermische Stoffwerte aus [Jov+12] übernommen

2.4.2 Modellierung der Werkstück-Temperatur

Zur Modellierung von Werkstück-Temperaturen bei der Zerspanung existieren mehrere Ansätze auf Basis von analytischen Überlegungen oder mittels Finite-Elemente-Methode (FEM). So wurde das analytische Wärmeleitungsmodell von Jaeger in [Jae42] bereits mehrfach genutzt bzw. beschrieben, um Werkstück-Temperaturen zu berechnen, beispielsweise in [Tön+92; Bri+06; Klo17; Möh+18; Sch+20], teilweise auch in weiterentwickelter Form. Dieses Modell vereinfacht die hochfrequenten Wärmeleitungen der Werkzeugschneiden in das endlich dicke Werkstück über eine bewegte streifenförmige Wärmequelle, welche am halbunendlichen Volumen entlangbewegt wird, siehe Abbildung 2.6. Das Modell wurde von Jaeger lediglich für isotrope Werkstoffe entwickelt, die Herleitung ist in Abschnitt 4.3 beschrieben.

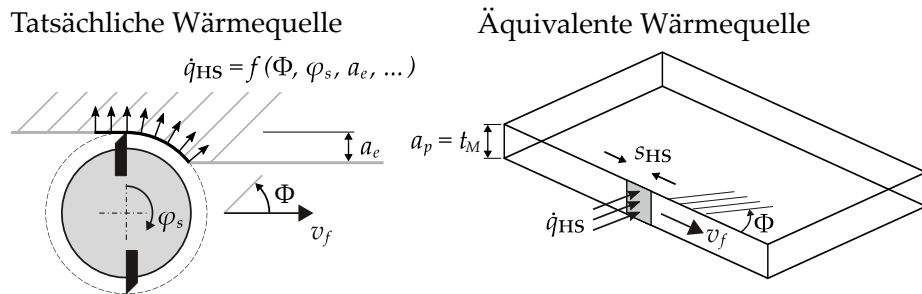


Abbildung 2.6: Tatsächliche Wärmequelle und die dem Fräsen äquivalente Wärmequelle am Bauteil nach [MHK21]

Die folgenden beiden Abschnitte sollen einen groben Einblick in die Modellierung der Werkstück-Temperaturen mittels analytischer Ansätze bzw. numerischer Simulation geben. Dabei liegt der Fokus vorrangig auf der Zerspanung von CFK, weicht jedoch wie bei der Darstellung der experimentellen Ergebnisse zum Teil davon ab.

Analytische Ansätze

DesRuisseaux und Zerkle entwickelten in [DZ70] den Ansatz von Jaeger weiter, indem sie an der halbunendlichen Wand neben der bewegten, streifenförmigen Wärmequelle eine konvektive Wärmeübertragung an die Umgebung modellierten. Hierdurch wurde mit dem Wärmeübertragungskoeffizienten ein weiterer Parameter eingeführt, der die Annäherung an Versuchsergebnisse ermöglicht. Das Werkzeug wurde in einer separaten Modellierung als Zylinder vereinfacht und auf eine vergleichbare Weise mit Wärmequelle und umliegendem konvektivem Wärmeverlust beaufschlagt.

Pan und Hocheng untersuchten in [PH96] das orthotrope Temperaturfeld im Umfeld einer punktförmigen, bewegten Wärmequelle, das näherungsweise beim Laserstrahltrennen von UD-CFK vorliegt. Die Herleitung startete mit dem punktförmigen Wärmeimpuls in orthotropen Medien, welcher in [CJ59] beschrieben wird. So wurde schließlich ein Modell hergeleitet, in welchem unterschiedliche Werte für die Wärmeleitfähigkeit in den Haupt-Koordinatenrichtungen eingesetzt werden können.

Genutzt wurde für die Herleitung eine Verzerrung der Koordinaten über das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten untereinander. Mithilfe dieses Modells war es möglich, die Temperaturfelder für die Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 90^\circ$ zu berechnen.

In Liu et al. [Liu+14] wurde eine äußerst aufwändige analytische Modellierung der transienten Wärmeverteilung im Werkstück sowie der auftretenden Kräfte beim Helixfräsen von CFK-Gewebe durchgeführt. Der Werkstück-Wärmestromanteil der Schnittprozesse an Haupt- und Nebenschneide wurde in einem inversen Wärmeleitungsproblem modelliert. Die Minimierung der Summe der Quadrate der Residuen zwischen Modell und Messwerten erfolgte über das Verfahren der konjugierten Gradienten (englisch: *Conjugate Gradient Method*). Der Werkstück-Wärmestromanteil an der Hauptschneide des Fräasers liegt demnach bei 21 %, an der Nebenschneide bei 18,6 %. Auf Basis der Ergebnisse wurde ein Algorithmus entworfen, um eine Kombination aus Schnittgeschwindigkeit, Vorschub und Schnitttiefe festzulegen, die mit einer möglichst geringen Schädigung des Materials einhergehen.

Bereits bei [Tön+92] wird allerdings auch herausgestellt, dass die Modelle von Carslaw und Jaeger nur über die Vorschubgeschwindigkeit mit dem Prozess gekoppelt sind, während das Werkstück lediglich über die Wärmeleitfähigkeit und Temperaturleitfähigkeit dargestellt ist. Die Genauigkeit der Temperaturberechnungen hängt demnach wesentlich von der Fähigkeit des Modells ab, die Initial- und Randbedingungen des Prozesses nachzubilden. Vorausgesetzt wird in [Tön+92], dass die Kontaktlänge zwischen Werkstück und Werkzeug bekannt ist.

Numerische Simulation

Die Vereinfachungen dieser analytischen Modelle wurden ebenfalls genutzt, um Modelle auf Basis der FEM zu erstellen. Beispielhaft sind hier zur Bestimmung der Werkstücktemperaturen von in der Bauteilebene isotropem CFK und GFK die Arbeiten von Sheikh-Ahmad et al. in [SAH18; She+19; SAH19; SAH20] bzw. Hafeez et al. in [Haf+17] zu nennen, in welchen vermutlich jeweils dasselbe FE-Modell in leicht modifizierter Form beschrieben wird, welches einen konvektiven Wärmeübergang an die Umgebungsluft an den Außenflächen implementiert. In [SAH18] wurde *ABAQUS/Explicit* mit 60.000 Quader-Elementen im Werkstück-Gitternetz und einer Zeitschrittgröße von 0,01 s eingesetzt.

Mkaddem et al. nutzten in [Mka+17] ein FE-Modell zur Berechnung der Werkstücktemperaturen in UD-GFK. Das Modell zeigte bei gleichen Wärmestromdichten, dass die maximal auftretenden Temperaturen für $\Phi = 90^\circ$ doppelt so hoch sind wie bei $\Phi = 0^\circ$, da die Glasfasern die Wärme schlechter leiten als die Epoxid-Matrix. Diese Aussagen waren jedoch nicht durch experimentelle Ergebnisse gestützt. Eingesetzt wurde *ABAQUS/Standard* mit einem Gitternetz, das aus einer Mischung von 13.500 Quadrern sowie 4.500 Dreiecksprismen bestand. Dies ermöglichte eine Verfeinerung des Gitters in der Nähe der Schnittkante, da dort höhere Temperaturgradienten vorliegen. Mittels der Subroutine *DFLUX* wurde die Werkzeug-Wärmequelle innerhalb eines bewegten Zylinders modelliert, welcher zum Teil mit dem Werkstück überlappte. Innerhalb des Zylinders

wurde die dem Werkstück aufgeprägte Wärmestromdichte in Form einer Glockenkurve modelliert, deren Wert zur Mittelachse ansteigt.

Von Qian et al., siehe [Qia+20], wurde die Zerspanung von UD-CFK per FEM auf Faserebene berechnet. Das dreidimensionale, mikromechanische Zerspanungsmodell berücksichtigte hierbei drei Phasen des Werkstoffs - Faser, Matrix und die Grenzschicht zwischen Faser und Matrix. Die Modellierung erfolgte mit den vier Faserorientierungswinkeln $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$. Verglichen wurden die Simulationsergebnisse mit Messungen beim Schnitt mit diamantbeschichtetem Vielzahnfräser. Die höchsten Temperaturen werden demnach durchgängig bei $\Phi = 90^\circ$ erreicht, gefolgt von $\Phi = 135^\circ$, $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 0^\circ$. Simulativ wurde gezeigt, dass die Schnittgeschwindigkeit positiv mit der maximalen Schnittkantentemperatur korreliert, ebenso die Schnitttiefe und der Schneidkantenradius. Eine Erhöhung des Spanwinkels verringert dagegen die Schnittkantentemperatur. Für die Simulation wurde *ABAQUS/Explicit* eingesetzt. Das Gitternetz des Werkstückausschnitts bestand aus etwa 100.000 Quadern. Zur Modellierung mussten für die Faserorientierungen jeweils verschiedene Reibungskoeffizienten angenommen werden.

ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

Wie allgemein bei FVW bezeichnet die Kategorie der CFK eine breite Palette verschiedener Werkstoffe. Neben unterschiedlichsten Faser- und Matrixtypen, der Bindungsart und dem Faservolumenanteil hat die Art der Verarbeitung und des Aushärtens großen Einfluss auf die Eigenschaften des Werkstoffs. Zusätzlich spannen die verschiedenen Fertigungsverfahren zur Endkonturbearbeitung in Kombination mit den zugehörigen Prozessparameter-Spektren einen großen Lösungsraum auf. Weder die als CFK bezeichneten Werkstoffe noch die dafür geeigneten Fertigungsverfahren können daher auch nur einzeln ohne Variation des jeweils anderen vollständig untersucht werden. In dieser Arbeit wird daher mit dem Fokus auf UD-CFK sowie Fräsen als Fertigungsverfahren ein möglichst einfacher Fall gewählt, um allgemeingültige Aussagen treffen zu können.

Die in Tabelle 2.1 für orthotrope bzw. transversal isotrope Werkstoffe aufgelisteten thermischen Kennwerte zeigen, dass die Wärmeleitfähigkeiten von FVW stark abhängig von der Faserorientierung sind. Ein für isotrope Werkstoffe häufig genutztes Modell für die bei der Zerspanung im Werkstück entstehenden Temperaturfelder ist daher für solche orthotropen Werkstoffe nicht anwendbar. Bisherige Anstrengungen in diesem Bereich greifen auf numerische Simulationen zurück oder betrachten CFK-Gewebe, welche in der Schnittebene isotrop sind. Die Vereinfachung der Problemstellung auf UD-CFK ermöglicht voraussichtlich, bei den Untersuchungen gesammelte Erkenntnisse auf Laminate zu übertragen, wie dies auch bei der Betrachtung der Zerspankräfte in [KBD12] durchgeführt wurde.

Aus diesen Überlegungen ergaben sich folgende Ziele für diese Arbeit:

Ziel 1 Analytische Beschreibung des zerspanungsinduzierten Temperaturfeldes in orthotropen Körpern mit variabler Faserorientierung.

Ziel 2 Genaue Bestimmung der thermischen Stoffeigenschaften der genutzten Werkstoffe und Quantifizierung der Messunsicherheiten der Versuchsumgebung.

Ziel 3 Bestimmung der Ausdehnung der Wärmeeinflusszone ins Werkstück sowie der Maximaltemperaturen an der Schnittkante in Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel Φ über den Abgleich mit Experimenten. Bestimmung des Werkstück-Wärmestroms und des zugehörigen Werkstück-Wärmestromanteils R_{WS} abhängig von Φ und Abschätzung der möglichen Fehler. Exemplarische Darstellung der Einflüsse der Prozessparameter auf Wärmequelleneigenschaften und Oberflächentemperaturen.

Ziel 4 Verifizierung einer zugehörigen numerischen Simulation, mit der erweiterte Untersuchungen möglich sind. Neben einer Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften gehört dazu die Temperaturberechnung beim Schnitt von konvexen Konturen.

ZIELSETZUNG UND VORGEHENSWEISE

Aus den Zielen ergibt sich die folgende Aufteilung der Arbeit in die einzelnen Kapitel:

In Kapitel 2 wurde ein Überblick über den Stand des Wissens und der Forschung bei der Zerspanung von Faserverbundwerkstoffen gegeben, schwerpunktmäßig wurde das Fräsen von (UD-)CFK betrachtet. Die dort bereits angesprochenen thermischen Stoffwerte der Wärmeleitfähigkeit, spezifischen Wärmekapazität sowie der Glasübergangstemperatur werden in Kapitel 4 erläutert. Weiterhin wird dort ein Exkurs in die Grundlagen der Wärmeübertragung gegeben und darauf basierend die Herleitung der bewegten streifenförmigen Wärmequelle an der halbunendlichen Wand für isotrope Körper vorgenommen. In Kapitel 5 wird die Umgebung beschrieben, in der die Versuche stattfanden. Dazu gehört auch die Bestimmung der thermischen Stoffwerte für das ausgewählte Versuchsmaterial und eine Abschätzung der dabei entstandenen Fehler. Der lineare Schnitt von UD-CFK wird in Kapitel 6 beschrieben. Zunächst wird die streifenförmige bewegte Wärmequelle an der halbunendlichen Wand für orthotrope Körper mit beliebigem Faserorientierungswinkel hergeleitet. Mithilfe der gefundenen Formulierung werden diverse Parametervariationen für die dazu ausgewählten Faserorientierungswinkel $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ vorgenommen. Anschließend wird die numerische Simulation für den linearen Schnitt beschrieben. Dabei wird der Nachweis erbracht, dass die Simulation zur analytischen Lösung konvergiert. In den experimentellen Basisuntersuchungen werden die Unsicherheiten bei der Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften abgeschätzt. Die Hauptuntersuchungen dienen dazu, Aussagen für die Variation der Prozessparameter zu treffen. Das Kapitel 7 beschreibt Simulation und Versuche für den Fall des konvexen Schnitts.

In diesem Kapitel werden zunächst die grundlegenden Begrifflichkeiten der thermischen Stoffeigenschaften erläutert, welche für das Verständnis der Wärmeübertragung benötigt werden. Basierend auf der Fundamentallösung der Wärmeleitung, welche im Abschnitt über Wärmeleitung vorgestellt wird, befinden sich im letzten Unterkapitel die Herleitung sowie die Eigenschaften der bewegten streifenförmigen Wärmequelle im isotropen Körper.

4.1 THERMISCHE STOFFEIGENSCHAFTEN UND MESSMETHODEN

Die hier relevanten thermischen Eigenschaften von Stoffen umfassen die Wärmekapazität sowie die Temperatur- bzw. Wärmeleitfähigkeit. Im Folgenden werden sie bezogen auf CFK erläutert und die Methoden beschrieben, mit denen sie gemessen werden. Schließlich folgt eine Einordnung der für Kunststoffe spezifischen Glasübergangs-, Schmelz-, und Zersetzungstemperaturen.

4.1.1 Wärmekapazität und DSC

Die Wärmekapazität C eines Stoffes (SI-Einheit J K^{-1}) ist definiert als dQ/dT , das heißt, sie gibt die inkrementelle Wärmemenge dQ an, welche für einen inkrementellen Temperaturanstieg dT von einem Mol des Stoffes notwendig ist. Sie wird mit C_p für Umgebungen mit konstantem Druck oder mit C_v für solche mit konstantem Volumen angegeben, wobei hier durchgängig erstere Variante verwendet wird. Die spezifische Wärmekapazität c_p (SI-Einheit $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$) ist ein Maß für die massenbezogene Wärmemenge, welche für die Erhöhung der Temperatur notwendig ist. Da die Wärmekapazität temperaturabhängig ist, bedarf es bei ihrer Messung der Variation der Temperatur des untersuchten Stoffes [Hay17]. Für die Messung von c_p sind zwei Arten der Dynamischen Differenz-Kalorimetrie (engl.: Differential Scanning Calorimetry, DSC) umsetzbar, die Dynamische Wärmestrom-Differenz-Kalorimetrie und die Dynamische Differenz-Kalorimetrie mit Leistungskompensation [DIN17b].

Bei der Dynamischen Wärmestrom-Differenz-Kalorimetrie sind Proben Tiegel und Referenz Tiegel in einem gemeinsamen Heizgerät eingesetzt, welches eine festgelegte, ansteigende Temperaturkurve durchfährt. Die unterschiedlichen Wärmekapazitäten führen zu einer Temperaturdifferenz zwischen den Tiegeln, welche zur Bestimmung der Wärmestromdifferenz dient. Aufgetragen wird die Wärmestromdifferenz in einem Diagramm gegen die Referenz Tiegeltemperatur oder gegen die Zeit. Zur Erhöhung der Messgenauigkeit ist es möglich, eine Kalibrierung mit einer Kalibrier-substanz durchzuführen, deren thermische Eigenschaften bekannt sind [DIN17b].

Bei der Dynamischen Differenz-Kalorimetrie mit Leistungskompensation wird für jeden Tiegel jeweils ein Heizgerät verwendet, welche beide die gleiche ansteigende Temperaturkurve abfahren. Die Differenz der hierfür notwendigen (elektrischen) Heizleistung entspricht der Wärmestromdifferenz aus der vorherigen Methode [DIN17b; NET22a].

Da der Wärmestrom zur Temperaturerhöhung des Referenztiegels bekannt ist, ist aus beiden Messprinzipien der Wärmestrom in den Probekörper \dot{Q} ableitbar. Bei bekannter Masse der Probe m sowie konstanter Heizrate v , d. h. einer festgelegten Temperaturerhöhung pro Zeit, ergibt sich die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität zu

$$c_p(T) = \frac{\dot{Q}(T)}{mv}, \quad (4.1)$$

siehe auch [ERT04; ONe64].

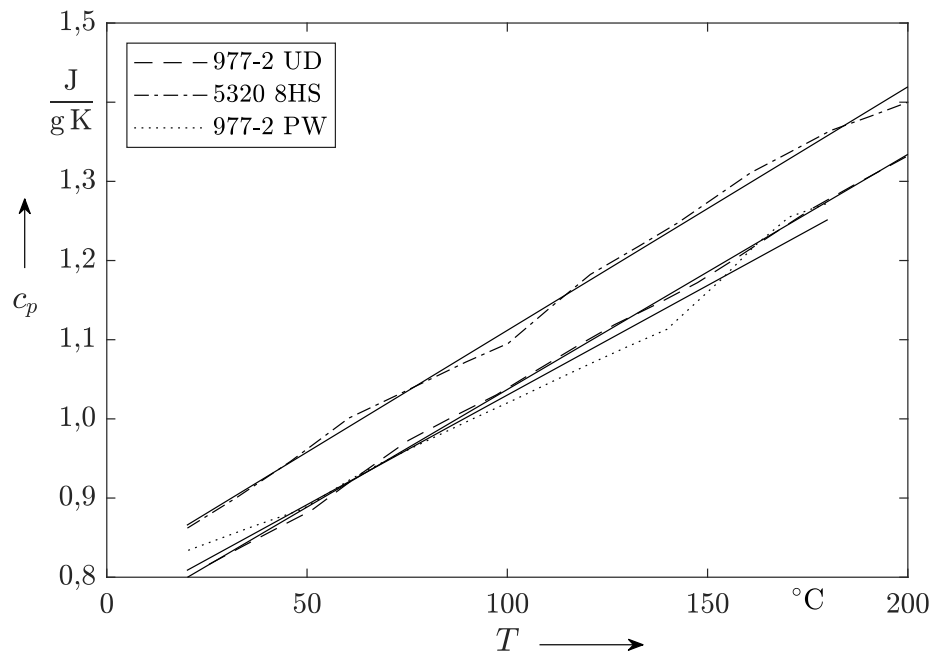


Abbildung 4.1: Per DSC gemessene spezifische Wärmekapazitäten über der Temperatur für drei CFK-Werkstoffe mit linearer Regression, Daten aus [Jov+12]

Beispielhaft sind in Abbildung 4.1 die spezifischen Wärmekapazitäten von drei CFK-Werkstoffen gegen die Temperatur aufgetragen, welche von [Jov+12] mittels DSC gemessen wurden. Dies sind Cytec IM7/977-2 unidirektional (977-2 UD), Cytec T650 3k/5320 mit 8-bindiger Atlasbindung (5320 8HS), und Cytec T300 3k/977-2 mit Leinwandbindung (977-2 PW). Die Messkurven sind jeweils mit einer Ausgleichsgerade versehen, da c_p üblicherweise mit einem linearen Verlauf angenähert wird. Es ist ersichtlich, dass die verschiedenen CFK-Werkstoffe alle eine vergleichbare Steigung der spezifischen Wärmekapazität über der Temperatur aufweisen, während die Werte absolut bis etwa 4% abweichen. Weitere CFK-Werkstoffe mit Epoxid-Matrix wurden in [JM18] verglichen. Steigungen und Ordinatenabschnitte der linearen Regression von c_p zeigten hier ebenfalls eine geringe Abweichung über die Werkstoffe hinweg.

4.1.2 Wärmeleitfähigkeit, Temperaturleitfähigkeit und LFA

Die Wärmeleitfähigkeit k eines Stoffes (SI-Einheit $\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$) ist definiert als Wärmestrom \dot{Q} pro Fläche und pro Temperaturgradient. Darauf basierend ist die Temperaturleitfähigkeit α (SI-Einheit $\text{m}^2 \text{s}^{-1}$) definiert als $\alpha = k/\rho c_p$, wobei ρ die Dichte bezeichnet [Hay17].

Zur indirekten Messung der Temperaturleitfähigkeit eines Materials wird üblicherweise die sog. *Flash Analyse* genutzt. Nachdem die Vorderseite einer aus dem untersuchten Material bestehenden Probe durch einen Lichtblitz (engl. Flash) kurz und intensiv erhitzt wurde, lässt sich aus dem zeitlichen Verlauf der Temperatur auf der Probenrückseite die Temperaturleitfähigkeit ableiten. Der Lichtblitz wird entweder per Laser (Laser Flash Analysis, LFA) oder per Xenon-Lampe (Xenon Flash Analysis, XFA) erzeugt. Die Messung auf der Probenrückseite erfolgt berührungslos über die abgegebene Infrarotstrahlung. Die Probe weist eine konstante Dicke D auf, um einen gleichmäßigen Wärmedurchgang zu gewährleisten. Die Auswertung der Infrarot-Strahlungsintensität lässt dann mit

$$\alpha = 0,13879 \frac{D^2}{t_{1/2}} \tag{4.2}$$

den Rückschluss auf die Temperaturleitfähigkeit des Stoffes zu, indem das Zeitintervall $t_{1/2}$ bis zum Erreichen der Hälfte der Maximaltemperatur T_M eingesetzt wird. Der Vorfaktor ergibt sich aus der in Abbildung 4.2 dargestellten Reihe für die normierte Temperatur $V = T_{L,t}/T_M$, die von [Par+61] aus analytischen Grundlagen der Wärmeleitung in [CJ59] hergeleitet wurde.

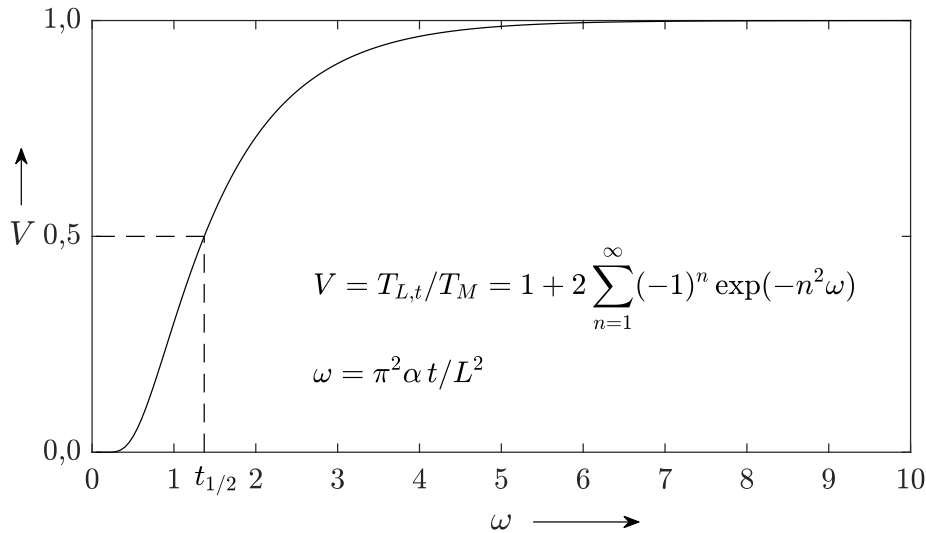


Abbildung 4.2: Dimensionslose Darstellung des idealisierten Temperaturverlaufs an der Probenrückseite bei der LFA, V ist die Normierung der gemessenen Temperatur $T_{L,t}$ auf die Maximaltemperatur T_M , nach [Par+61]

Durch separate Messungen der spezifischen Wärmekapazität, siehe Abschnitt 4.1.1, und der Dichte ergibt sich anschließend definitionsgemäß

die Wärmeleitfähigkeit mit

$$k(T) = \alpha(T) c_p(T) \rho(T). \quad (4.3)$$

Da α und c_p sowie in geringem Maße auch ρ temperaturabhängig sind, gilt dies ebenfalls für k .

In isotropen Werkstoffen sind Temperatur- und Wärmeleitfähigkeiten Skalare. In anisotropen Werkstoffen handelt es sich um Tensoren, deren Elemente je nach materialabhängiger Vereinfachung z. T. zu Null gesetzt werden. Ein orthotroper Stoff zeigt nach [CJ59] ein Verhalten, dessen Wärmeleitfähigkeitstensor \mathbf{K}_0 lediglich die Diagonalelemente enthält:

$$\mathbf{K}_0 = \begin{bmatrix} k_{11} & 0 & 0 \\ 0 & k_{22} & 0 \\ 0 & 0 & k_{33} \end{bmatrix} \quad (4.4)$$

UD-Schichten sind näherungsweise transversal isotrop, d. h. ihre Eigenschaften sind symmetrisch zur Faserrichtung [Sch07]. In diesem Fall gilt in (4.4) die Vereinfachung $k_{22} = k_{33}$.

Zur Verdeutlichung der Verhaltensweise der Wärmeleitfähigkeit von CFK über der Temperatur sind in Abbildung 4.3 die Wärmeleitfähigkeiten der drei CFK-Werkstoffe dargestellt, für die in Abbildung 4.1 bereits der Verlauf von c_p gezeigt wurde. Im Gegensatz zum kontinuierlichen Verlauf der DSC-Messung ist die LFA-Messung diskretisiert, da hier vor jeder Messung erst eine konstante Temperatur im gesamten Volumen der Probe erreicht werden muss.

Bei den in Abbildung 4.3 von [Jov+12] gemessenen Werten wird zum einen deutlich, dass die Wärmeleitfähigkeit sowohl parallel als auch senkrecht zur Faserrichtung annähernd linear mit der Temperatur ansteigt. Zum anderen zeigen die beiden Diagramme den signifikanten Unterschied zwischen den Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faserrichtung, wobei k_{33} für die beiden Werkstoffe mit Atlas- bzw. Leinwandbindung, 5320 8HS und 977-2 PW, die Wärmeleitfähigkeit in Dickenrichtung der Probe, also senkrecht zur Bindungsebene, darstellt. Im speziellen Fall von unidirektionalem CFK (hier 977-2 UD) ist durch $k_{22} = k_{33}$ die Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserrichtung in Laminatenebene einerseits und die Wärmeleitfähigkeit in Dickenrichtung der Probe andererseits gleich hoch. Das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faserrichtung, k_{11}/k_{33} liegt in diesem Beispiel bei nahezu zehn.

Modellierung der Wärmeleitfähigkeiten des Laminats

Aufgrund der hohen Unterschiede in den Wärmeleitfähigkeiten von Matrix und Fasern verändern sich die Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faserrichtung mit dem Faservolumenanteil deutlich. Für die Modellierung der Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserorientierung wird üblicherweise auf die Ähnlichkeit zur Parallelschaltung bei elektrischen Widerständen zurückgegriffen. Aus dieser Mischungsregel ergibt sich

$$\frac{k_{11}}{k_m} = \varphi_f \frac{k_{f\parallel}}{k_m} + (1 - \varphi_f), \quad (4.5)$$

4.1 THERMISCHE STOFFEIGENSCHAFTEN UND MESSMETHODEN

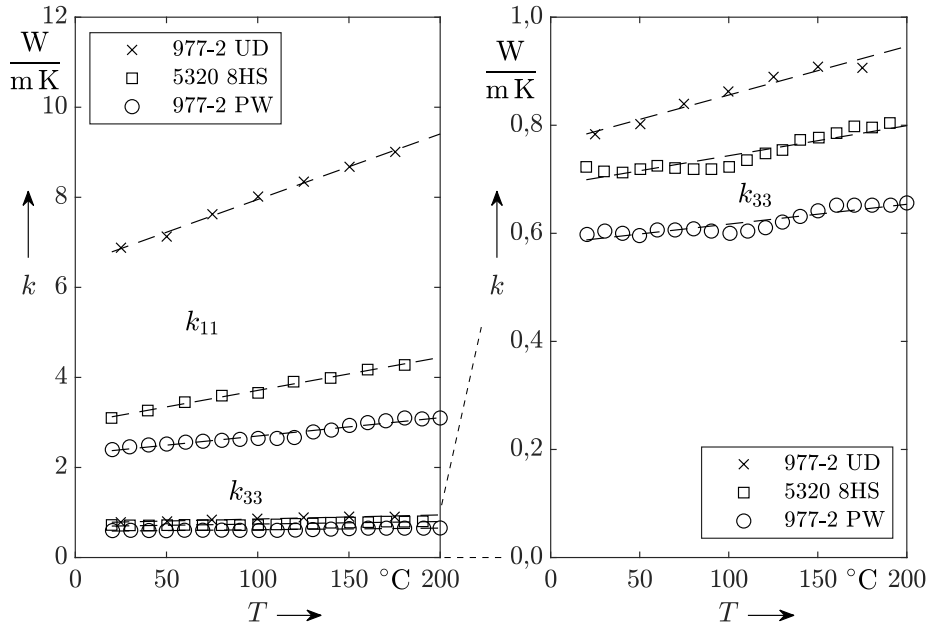


Abbildung 4.3: Per LFA gemessene Wärmeleitfähigkeiten über der Temperatur für drei CFK-Werkstoffe parallel zur Faser (k_{11}) und senkrecht zur Faser- bzw. Dickenrichtung (k_{33}) mit linearer Regression, Daten aus [Jov+12]

wie z. B. in [ST67; Sch07] beschrieben. Dementsprechend steigt die Wärmeleitfähigkeit eines Laminats in Faserrichtung k_{11} linear mit dem zugehörigen Faservolumenanteil φ_f an, wenn die Wärmeleitfähigkeit der Fasern in Faserrichtung, $k_{f\parallel}$, größer als die der Matrix, k_m , ist.

Analog wird modellhaft sehr vereinfachend für die Wärmeleitfähigkeit eines Laminats quer zur Faserrichtung eine Reihenschaltung von Wärmewiderständen angenommen. Daraus folgt dann laut [ST67]

$$\frac{k_{33}}{k_m} = \frac{k_{f\perp}}{\varphi_f k_m + (1 - \varphi_f)k_{f\perp}} \quad (4.6)$$

mit der Wärmeleitfähigkeit der Fasern quer zur Faserrichtung $k_{f\perp}$. Das Modell in (4.6) wird auch in aktuellen Veröffentlichungen wie [Sch07; Chu10; Kin10] noch angegeben, da es keinerlei Aussage zur Anordnung der Fasern bedarf.

Komplexere Modelle berücksichtigen diese, so z. B. die Ausarbeitung von Rayleigh in [Str92], das eine rechteckige Anordnung annimmt und auf der Potentialtheorie basiert. Die Spezifizierung der Formulierung von Rayleigh durch Rolfes und Hammerschmidt in [RH95] auf endlosfaserverstärkte Laminare lautet

$$\frac{k_{33}}{k_m} = 1 - 2 \frac{\varphi_f}{v' + \varphi_f - 3 \varphi_f^4 S_4^2 / (v' \pi^4)} \quad (4.7a)$$

$$v' = \frac{1 + k_{f\perp}/k_m}{1 - k_{f\perp}/k_m} \quad (4.7b)$$

$$S_4 = 0,0323502 \pi^4 \quad (4.7c)$$

Ein weiteres Modell, welches auf der Analogie von Reihen- und Parallelschaltung von elektrischen Widerständen in Elementarzellen basiert,

wurde von Springer und Tsai in [ST67] veröffentlicht und besagt

$$\frac{k_{33}}{k_m} = 1 - 2\sqrt{\frac{\varphi_f}{\pi}} + \frac{1}{B} \left[\pi - \frac{4}{\sqrt{1 - \frac{\varphi_f B^2}{\pi}}} \tan^{-1} \left(\frac{1 + \sqrt{\frac{\varphi_f B^2}{\pi}}}{\sqrt{1 - \frac{\varphi_f B^2}{\pi}}} \right) \right] \quad (4.8a)$$

$$B = 2 \left(\frac{k_m}{k_{f\perp}} - 1 \right) \quad (4.8b)$$

Die Modellierung durch Lewis und Nielsen in [LN70; Nie74] ermöglicht die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit von Materialien, die verschiedene Arten von Füllstoffen wie Kugeln, Zylinder und Stäbe enthalten. Im Fall von Fasern wird ebenfalls berücksichtigt, ob die Wärme senkrecht oder parallel zu den Fasern fließt. Für die Modellierung von Fasern mit Wärmefluss senkrecht zur Faserrichtung gilt

$$\frac{k_{33}}{k_m} = \frac{1 + A_{LN} B_{LN} \varphi_f}{1 - B_{LN} \psi \varphi_f} \quad (4.9a)$$

$$B_{LN} = \frac{k_{f\perp}/k_m - 1}{k_{f\perp}/k_m + A_{LN}} \quad (4.9b)$$

$$\psi = 1 + \frac{1 - \varphi_{f,\max}}{\varphi_{f,\max}^2} \varphi_f \quad (4.9c)$$

Hierbei ist $A_{LN} = 0,5$ ein Form- und Lagekoeffizient und $\varphi_{f,\max} = 0,82$ der maximale Faservolumenanteil bei zufälliger Packung der Fasern. Details hierzu sind [Nie74] zu entnehmen.

Schließlich wird an dieser Stelle das sog. *self-consistent model* beschrieben, das ebenfalls auf der Ausarbeitung von Rayleigh in [Str92] sowie der darin enthaltenen Anwendung der Potentialtheorie basiert und unter anderem durch Rolfes und Hammerschmidt in [RH95] dokumentiert ist:

$$\frac{k_{33}}{k_m} = \frac{k_{f\perp} + k_m + (k_{f\perp} - k_m) \varphi_f}{k_{f\perp} + k_m - (k_{f\perp} - k_m) \varphi_f} \quad (4.10)$$

Zum Vergleich sind die o. g. Modelle aus (4.6) bis (4.10) in Abbildung 4.4 gezeigt, es gelten die enthaltenen Werte für die Wärmeleitfähigkeiten der Matrix k_m und der Fasern quer zur Faserrichtung $k_{f\perp}$, welche jeweils [RH95] entnommen sind. Es zeigt sich, dass die Analogie der Reihenschaltung deutlich von den anderen Theorien abweicht. Nach [ST67] stellt sie eine untere Grenze der Wärmeleitfähigkeit dar, was auch anschaulich Sinn ergibt.

Gemeinsam haben alle Modelle, dass sie von der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit der Fasern quer zur Faserrichtung, $k_{f\perp}$, abhängig sind. Da allerdings laut [Bar+19] keine zuverlässigen Methoden zur Messung dieser Größe an der einzelnen Faser existieren, kann $k_{f\perp}$ nur geschätzt werden. Angaben zu $k_{f\perp}$ wie in [Sch07] sind dementsprechend lediglich aus einem der Modelle und experimentell ermittelten Werten für die Wärmeleitfähigkeit des ganzen Laminats quer zur Faserrichtung, k_{33} , zurückgerechnet.

Aus dieser Rückrechnung ergibt sich für die Wärmeleitfähigkeiten der Faser, dass $k_{f\parallel}$ um zwei Größenordnungen höher sein kann, als $k_{f\perp}$, siehe auch [RH95; Sch07].

4.1 THERMISCHE STOFFEIGENSCHAFTEN UND MESSMETHODEN

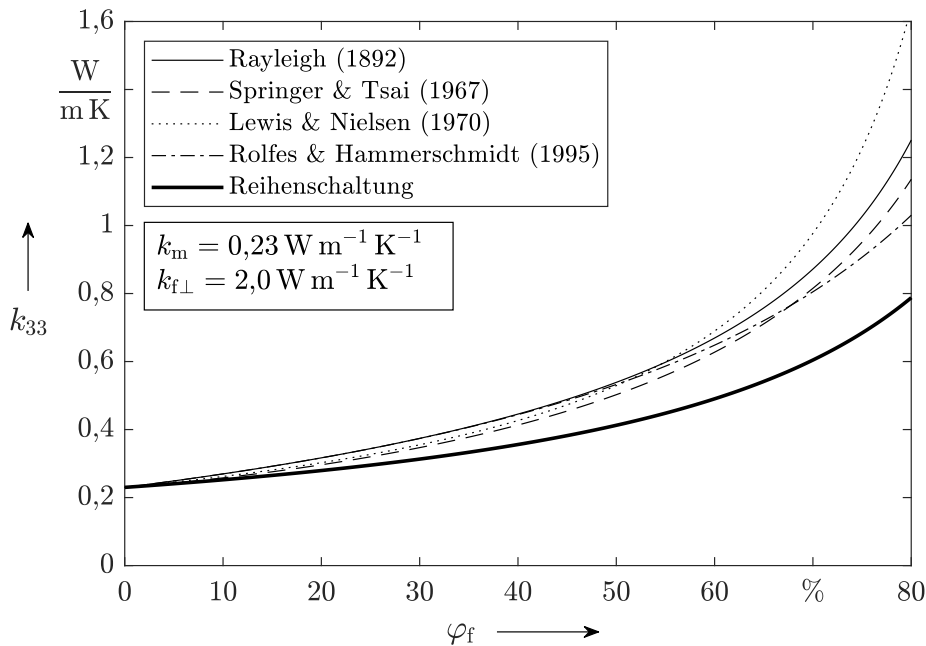


Abbildung 4.4: Verschiedene Modelle zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit eines UD-Laminats senkrecht zur Faserrichtung k_{33} unter Einbeziehung der dargestellten Werte für die Matrix-Wärmeleitfähigkeit k_m sowie die Faser-Wärmeleitfähigkeit quer zur Faser $k_{f\perp}$

4.1.3 Glasübergangs-, Schmelz- und Zersetzungstemperatur

Die möglichen Einsatzbereiche polymerer Werkstoffe, wie z. B. der Matrixsysteme von FKV, werden durch ihre Glasübergangs-, Schmelz- und Zersetzungstemperaturen beeinflusst. Es folgt eine Erläuterung der Definition und der praktischen Bedeutung dieser Temperaturen.

Der Glasübergang stellt bei Erwärmung eine plötzliche Erhöhung der Beweglichkeit der Moleküle in amorphen Stoffarealen dar, was in einer starken Reduktion der mechanischen Eigenschaften resultiert. Dieser Übergang findet sowohl bei Duromeren als auch in den amorphen Phasen von Thermoplasten statt [DIN99b; ERT04]. Auf Molekülebene erweichen die physikalischen Bindungen, während die chemischen Bindungen intakt bleiben - die Glasübergangstemperatur T_g trennt daher den energieelastischen vom entropieelastischen Bereich. Der Temperaturbereich, in dem diese Veränderungen auftreten, ist zwischen 10 und 40 K breit. In diesem Bereich ändert sich der E-Modul um den Faktor 10 bis 1000 [Ehr11].

Eine übliche Methode zur Bestimmung der T_g von FKV ist die Dynamisch Mechanische Analyse (DMA) [DIN16; Ehr06], bei der die mechanischen Eigenschaften über den mechanischen Widerstand einer Probe gegenüber aufgebrachten sinusförmigen Biege- oder Torsionsschwingungen bei unterschiedlichen Temperaturen gemessen werden, siehe auch [ERT04] für eine ausführliche Beschreibung. Das exemplarische Ergebnis einer DMA-Messung ist das in Abbildung 4.5 gezeigte Speichermodul über der Temperatur. Das Speichermodul stellt hierbei den elastischen Teil des komplexen Moduls dar und ist proportional zur reversibel gespeicherten

Energie während der Belastung [DIN19a]. Die Temperatur der größten Änderung des Speichermoduls wird hierbei üblicherweise als T_g oder T_{mg} bezeichnet. Weiter existiert eine Definition für T_{g0} , die den Schnittpunkt der Tangente bei T_g und der Tangente des linearen Bereichs bei niedrigen Temperaturen darstellt (Tangentenmethode). Eine daraus abgeleitete Temperatur $T_{g2\%}$ bildet den Schnittpunkt der eingezeichneten Parallele (im Abstand von 2% unterhalb des linearen Bereichs bei niedrigen Temperaturen) mit der Kurve des Speichermoduls [DIN99b].

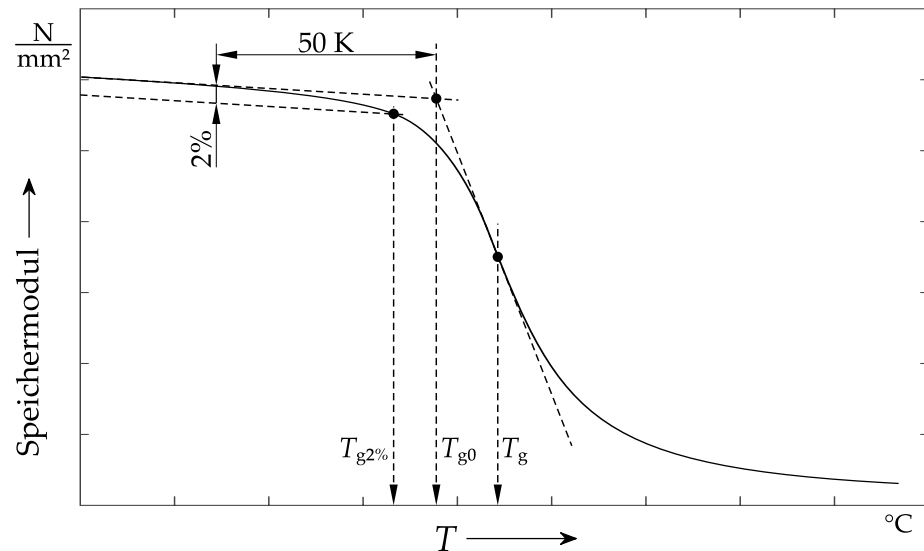


Abbildung 4.5: Schematische Darstellung einer DMA-Messung des Speichermoduls über der Temperatur mit verschiedenen Definitionen des Glasübergangs nach [DIN99b; ERT04]

Die mechanischen Eigenschaften von FKV ändern sich beim Glasübergang der Matrix häufig drastisch. So ist eine deutliche Verringerung des Schubmoduls sowie eine starke Reduktion der Druckfestigkeit zu verzeichnen. Aufgrund der verminderten Steifigkeit der Matrix ist eine Unterstützung der Fasern nur noch bedingt gegeben, was bei Belastung auf Längsdruck, Schub oder Biegung zu deren Ausknicken führt. Da Zugbelastungen in Faserrichtung vorrangig die Fasern belasten, ist ein Laminat auch oberhalb von T_g auf Zug belastbar [Sch07]. Nach [FR03] liegt jedoch für EP-Harze keine scharfe Veränderung der mechanischen Eigenschaften beim Erreichen von T_g vor. Stattdessen weisen Druckfestigkeit, Querzugfestigkeit und interlaminare Scherfestigkeit einen ab der Raumtemperatur stetigen und nahezu linear abfallenden Verlauf bis über T_g hinaus auf. Die Druckfestigkeit im Werkstoffbeispiel von [FR03] liegt bereits kurz vor Erreichen von T_g bei etwa 50 %, die interlaminare Scherfestigkeit bei 60 % und die Querzugfestigkeit bei 70 % des Raumtemperaturwerts. Weiterhin senkt die Feuchtigkeitsaufnahme von Harzen signifikant die Höhe der Glasübergangstemperatur und damit die mechanischen Eigenschaften des Laminats [FR03]. Im gegebenen Beispiel von [FR03] führt eine auf das Laminat bezogene Feuchtigkeitsaufnahme von je 1 % zu einer Absenkung von T_g um je 60 K.

Thermoplaste weisen mit der Schmelztemperatur zusätzlich eine cha-

rakteristische Temperatur oberhalb der Glasübergangstemperatur auf, ab der in der kristallinen Phase aufgrund der Auflösung der physikalischen Bindungen eine stark erhöhte Beweglichkeit der Molekülketten auftritt [Ehr11].

Oberhalb der Glasübergangs- bzw. Schmelztemperatur liegt der Bereich, in dem die irreversible Auflösung der chemischen Bindungen beginnt. Die Bestimmung der Zersetzungstemperatur, bei deren Erreichen ein festgelegter Anteil des Materials verdampft bzw. oxidiert ist, erfolgt z. B. über die Thermogravimetrische Analyse [ERT04].

4.1.4 Thermische Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe

Das breite Angebot verschiedenster Matrix- und Fasertypen lässt eine Vielzahl von Kombinationsmöglichkeiten für Laminatwerkstoffe zu, die einen Vergleich erheblich erschweren. Für die Beurteilung der Auswirkung erhöhter Temperaturen bei der Zerspannung von CFK-Werkstoffen ist jedoch die Matrix der dominierende Einflussfaktor, da deren Glasübergangs- bzw. Schmelztemperatur entscheidend ist. In Tabelle 4.1 sind daher zur Einordnung Werte der thermischen Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe gesammelt. Die darin enthaltenen duromeren Werkstoffe sind Epoxidharze (EP), Phenolharze und Ungesättigte Polyesterharze (UP). Bei den thermoplastischen Matrixsystemen handelt es sich um Polyamide (PA), Polyetheretherketone (PEEK), Polypropylene (PP) sowie Polyphenylensulfide (PPS).

Tabelle 4.1: Thermische Eigenschaften typischer Matrixwerkstoffe: Dichte ρ , Wärmeleitfähigkeit k , spez. Wärmekapazität c_p , Glasübergangstemperatur T_g , Schmelztemperatur T_m , Quellen sind neben [CM97; Ehr06; Ehr11; FR03; Hin21; Len+15; OH06; Sch07; She09] Datenblätter der Firmen Hexcel, Solvay, Teijin und Toray

	ρ g cm ⁻³	k W m ⁻¹ K ⁻¹	c_p J g ⁻¹ K ⁻¹	T_g °C	T_m °C
Duromere					
EP	1,10-1,31	0,17-0,27	1,05-1,20	65-300	-
Phenolharze	1,00-1,45	0,12-0,32	1,40-1,80	200-300	-
UP	1,10-1,23	0,17-0,22	1,20-2,30	70-150	-
Thermoplaste					
PA	1,02-1,22	0,23-0,24	1,67	40-80	75-265
PEEK	1,26-1,32	0,24-0,92	1,34	138-145	148-345
PP	0,90-0,91	0,11-0,24	1,80-2,40	-27-10	160-176
PPS	1,35-1,36	0,29	1,09	85-90	85-290

4.2 WÄRMEÜBERTRAGUNG

Im Folgenden wird zunächst die Basis der Wärmeleitung in isotropen und orthotropen Werkstoffen gelegt, für welche die Wärmeleitungsgleichung mit dem punktförmigen Wärmeimpuls eine sog. Fundamentallösung aufweist. Für isotrope Werkstoffe wird die Herleitung der bewegten streifenförmigen Wärmequelle aus der Fundamentallösung demonstriert. Der Abschnitt schließt mit einer kurzen Erläuterung der Wärmestrahlung.

4.2.1 Wärmeleitung

Wärmeleitung ist die Übertragung von Wärmeenergie in Festkörpern aufgrund von Temperaturgradienten. Modelle der Wärmeleitung finden Anwendung auf näherungsweise ein- und zwei- sowie dreidimensionale Körper. Real existierende und modellierte Temperaturfelder beschreiben allgemein die Temperaturdifferenz

$$\vartheta := T - T_0 \quad (4.11)$$

an jeder Koordinate der Körper als Skalar, wobei T_0 eine frei wählbare Referenztemperatur wie z.B. die Raumtemperatur darstellt. Da ϑ (abgesehen vom stationären Zustand) auch von der Zeit abhängt, gilt

$$\vartheta = \vartheta(\vec{x}, t), \quad (4.12)$$

wobei \vec{x} die Ortskoordinate im Feld angibt. Die Gradienten innerhalb dieser Temperaturfelder bestimmen die Wärmeleitung im Körper über das Fouriersche Gesetz

$$\vec{q} = -k \nabla \vartheta, \quad (4.13)$$

welches ursprünglich von Fourier in [Fou22] hergeleitet wurde. Es beschreibt die Richtung der Wärmestromdichte \vec{q} als vektoriell der Richtung des höchsten Temperaturgradienten an der jeweiligen Koordinate entgegengesetzt. Der Faktor k bezeichnet dabei die Wärmeleitfähigkeit, die bereits in Abschnitt 4.1.2 erläutert wurde. Der Nabla-Operator ∇ liefert in Kombination mit ϑ den Gradienten des Temperaturfelds - dieser ist für kartesische Koordinaten mit den Einheitsvektoren $\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{e}_z$ definiert als

$$\nabla \vartheta = \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \vec{e}_x + \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \vec{e}_y + \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \vec{e}_z. \quad (4.14)$$

Die Wärmeleitungsgleichung, welche die zeitliche Veränderung von Temperaturfeldern bestimmt, wird aus einer Leistungsbilanz hergeleitet, siehe z. B. [Can84], [Col+10], [HÖ12] oder [BS16]. Die Bilanz, welche aus dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik folgt, betrachtet die zeitliche Veränderung der Wärmeenergie eines Volumenelements als Summe der von außen und innen wirkenden Wärmeströme

$$\text{Speicherrate der Wärmeenergie} = \text{Netto-Wärmestrom an Systemgrenze} + \text{Wärmestrom innerer Wärmequellen} \quad (4.15)$$

Aus der Reduktion auf das infinitesimal kleine Volumenelement ergibt sich zunächst

$$\rho c(\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = -\frac{\partial \dot{q}_x}{\partial x} - \frac{\partial \dot{q}_y}{\partial y} - \frac{\partial \dot{q}_z}{\partial z} + g(\vec{x}, t), \quad (4.16)$$

mit der als konstant angenommenen Dichte, der in Abschnitt 4.1.1 vorgestellten temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität, den richtungsabhängigen Wärmestromdichten \dot{q}_x , \dot{q}_y und \dot{q}_z sowie dem volumenbezogenen Wärmestrom innerer Wärmequellen $g(\vec{x}, t) = g$ mit der Einheit W/m^3 (im dreidimensionalen Fall). Nähere Erläuterungen liefern die genannten Quellen. Aus dem Fourierschen Gesetz folgt für die Terme der Wärmestromdichten am Beispiel der Koordinatenrichtung x

$$\dot{q}_x = -k \frac{\partial \vartheta}{\partial x}, \quad (4.17)$$

und damit eingesetzt in (4.16)

$$\rho c(\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right) + g. \quad (4.18)$$

Für den Fall einer ortsunabhängigen Wärmeleitfähigkeit sowie einer temperaturunabhängigen spezifischen Wärmekapazität folgt daraus

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} + \frac{g}{k} \quad (4.19)$$

mit der in Abschnitt 4.1.2 eingeführten Temperaturleitfähigkeit α . Die Einführung der Divergenz des Temperaturgradienten

$$\nabla \cdot (\nabla \vartheta) = \nabla^2 \vartheta = \Delta \vartheta = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \quad (4.20)$$

ermöglicht die Vereinfachung von (4.19) zur üblichen Form der inhomogenen Wärmeleitungsgleichung von isotropen Körpern

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \nabla^2 \vartheta + \frac{g}{k} \Leftrightarrow \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \alpha \nabla^2 \vartheta + \frac{g}{\rho c}. \quad (4.21)$$

Der Laplace-Operator Δ ist dabei äquivalent zu ∇^2 . Sind keine inneren Wärmequellen vorhanden, reduziert sich dies zur homogenen Form der Wärmeleitungsgleichung

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \alpha \nabla^2 \vartheta, \quad (4.22)$$

welche wie die inhomogene Version eine partielle Differentialgleichung (PDG) zweiter Ordnung darstellt. Anschaulich steigt in dieser Gleichung die Temperatur über der Zeit (linke Seite) an einem Punkt des Temperaturfeldes, wenn die Krümmung des Temperaturfeldes im Raum um diesen Punkt positiv ist (rechte Seite), d. h. die Umgebung des Punktes im Durchschnitt eine höhere Temperatur aufweist, als er selbst. Die Wärmeleitungsgleichung hat daher eine glättende Wirkung. Ist keine Krümmung vorhanden, verändert sich die Temperatur nicht über der Zeit. Dies tritt einerseits ein, wenn ein Körper eine durchgängig konstante Temperatur aufweist, andererseits wenn ein linearer Verlauf der Temperatur z. B. zwischen zwei parallelen Wänden mit je konstanter aber unterschiedlicher Temperatur vorliegt, also der Temperaturgradient konstant ist.

Anfangs- und Randbedingungen

Die PDG der Wärmeleitung für isotrope Feststoffe in (4.22) beschreibt zunächst nur, wie zeitliche und räumliche Veränderungen von Temperaturfeldern zusammenhängen. Eine Lösung dieser PDG im Sinne einer Funktion, welche das jeweils vorliegende Temperaturfeld in zeitlichen und räumlichen Koordinaten beschreibt, erfordert daher noch weitere Informationen. Dies sind zum einen Informationen zur Anfangs- bzw. Startbedingung, zum anderen die Randbedingungen, welche an der Grenze des betrachteten Volumens vorliegen.

Die Anfangsbedingung gibt eine Temperatur für $t = 0$ vor, so dass $\vartheta(\vec{x}, 0) = F(\vec{x})$. Damit gilt für die Funktion des Temperaturfelds ϑ

$$\lim_{t \rightarrow 0} \vartheta(\vec{x}, t) = F(\vec{x}) \quad (4.23)$$

an allen Punkten des Körpers [CJ59].

Die Randbedingungen, von denen nur die beiden in dieser Arbeit näher genutzten erläutert werden sollen, gelten jeweils für die Oberflächen der Körper - die Randbedingung 1. Art beschreibt eine vorgegebene Temperatur als Funktion von Ort und Zeit, die Randbedingung 2. Art eine vorgegebene Wärmestromdichte, die Randbedingungen 3. Art den Kontakt mit umgebenden Medien wie beispielsweise im Falle von Konvektion und die Randbedingung 4. Art den nichtlinearen Wärmeübergang, wie er z. B. bei Wärmestrahlung auftritt [CJ59; HÖ12; BS16].

Für die Randbedingung 1. Art ergibt sich demnach

$$\vartheta|_{\text{Oberfläche}} = f(\vec{x}, t). \quad (4.24)$$

Diese Art von Randbedingung, bei der Werte der Funktion selbst am Rand des Definitionsbereichs vorgegeben werden, wird auch Dirichlet-Randbedingung genannt. Im einfachsten Fall ist die vorgegebene Temperatur konstant, also $f(\vec{x}, t) = \text{const.}$

Für Randbedingungen 2. Art gilt die Bedingung

$$-k \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \Big|_{\text{Oberfläche}} = \dot{q}(\vec{x}, t), \quad (4.25)$$

welche eine sog. Neumann-Randbedingung darstellt. Die partielle Ableitung erfolgt über den auswärts gerichteten normierten Normalenvektor der Oberfläche, siehe auch [Col+10]. Spezialfälle liegen vor, wenn $\dot{q} = \text{const.}$ oder, im homogenen Fall, $\dot{q} = 0$.

Die Randbedingungen 3. und 4. Art werden hier nicht näher betrachtet, da sie in dieser Arbeit keine Verwendung fanden.

Für den Fall eines Körpers mit endlichem Volumen lassen sich Anfangs- und Randbedingungen vollständig angeben. Bei (teilweise) unendlich ausgedehnten Körpern existiert in den nicht begrenzten Dimensionen kein Rand, für den eine Randbedingung vorgegeben sein könnte. Für diese Situation beschreibt man die Temperaturfelder üblicherweise als mathematisch beschränkt.

Als Beispiel kann der unendlich große eindimensionale Stab herangezogen werden. Für diesen gilt neben der PDG und der Anfangsbedingung, dass $|\vartheta(x,t)|$ beschränkt bleibt, wenn $|x| \rightarrow \infty$, siehe [Col+10]. Insgesamt gilt also:

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial \vartheta}{\partial t} - \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} = \frac{1}{k} g(x,t) \quad (4.26a)$$

$$\vartheta(x, 0) = F(x) \quad (4.26b)$$

$$\vartheta(x \rightarrow \pm\infty, t) \quad \text{ist beschränkt} \quad (4.26c)$$

Greensche Funktionen

Wenn Problemstellungen mit endlichem Volumen sowie vollständiger Kenntnis von Anfangs- und Randbedingungen vorliegen, kann die mathematische Beschreibung des sich entfaltenden Temperaturfelds unter Nutzung von Fourierreihen erfolgen. Liegen jedoch unendlich ausgedehnte Körper vor, eignet sich diese Beschreibung nicht.

Stattdessen werden häufig sogenannte Greensche Funktionen verwendet, welche nach [Zei13] physikalische Effekte beschreiben, die durch scharf konzentrierte äußere Einflüsse erzeugt werden. Allgemeine äußere Einflüsse ergeben sich durch die Superposition dieser scharf konzentrierten Fälle. Laut [Col+10] ist eine Greensche Funktion eine Basislösung einer spezifischen Differentialgleichung mit homogenen Randbedingungen. Sie ist ein Baustein, aus dem viele nützliche Lösungen konstruiert werden können. Greensche Funktionen eignen sich auch zur Beschreibung der Effekte in Körpern mit endlich großem Volumen, es muss allerdings für jede Situation eine neue Greensche Funktion aufgestellt werden, was aufwändig sein kann.

Um den Prozess für den Anwender zu vereinfachen, existieren Tabellenwerke wie in [Col+10]. Hier werden ebenfalls diverse Vorteile von Greenschen Funktionen aufgelistet, darunter ihre Flexibilität, der mit ihnen verbundene systematische Lösungsprozess und die Möglichkeit, höherdimensionale Lösungen durch die Multiplikation von eindimensionalen Lösungen zu erzeugen. Weitere Eigenschaften von Greenschen Funktionen sind beschrieben in [MD07; HÖ12].

Fundamentallösung der isotropen Wärmeleitungsgleichung

Die transiente Greensche Funktion G , welche das Temperaturfeld im eindimensionalen unendlich ausgedehnten Körper beschreibt, wird auch als Fundamentallösung der Wärmeleitungsgleichung bezeichnet. Sie folgt laut [Col+10] aus einem Hilfsproblem für einen Wärmeimpuls infinitesimaler Ausdehnung mit der Formulierung

$$\frac{1}{\alpha} \frac{\partial G}{\partial t} - \frac{\partial^2 G}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha} \delta(x - x') \delta(t - \tau) \quad (4.27a)$$

$$G(x, t | x', \tau) = 0 \quad \text{für } t - \tau < 0 \quad (4.27b)$$

$$G(x \rightarrow \pm\infty, t | x', \tau) \quad \text{ist beschränkt} \quad (4.27c)$$

Dabei bezeichnet x' den Punkt, an welchem der Wärmeimpuls wirkt, τ den Zeitpunkt. Der Ausdruck $\delta(\dots)$ stellt den Dirac-Impuls bzw. die

Delta-Funktion dar. Diese Funktion hat spezielle Eigenschaften, welche sie in diesem Kontext nützlich machen, vergleiche z. B. [Col+10]. Die sich daraus ergebende Fundamentallösung ist dann laut [Col+10; MD07]

$$G_{X00}(x - x', t - \tau) = \begin{cases} \frac{1}{2\sqrt{\pi\alpha(t-\tau)}} \exp\left(\frac{-(x-x')^2}{4\alpha(t-\tau)}\right), & \text{für } t - \tau \geq 0 \\ 0, & \text{für } t - \tau < 0 \end{cases} \quad (4.28)$$

mit der Einheit m^{-1} und der Namenskonvention G_{X00} aus [Col+10]. Die Fundamentallösung ist mathematisch eng verwandt mit der Dichtefunktion der Normalverteilung, wenn $\alpha = \sigma^2/(2t)$. Wie oben erwähnt ist es möglich, aus der eindimensionalen Fundamentallösung in (4.28) über Multiplikation mit den Lösungen der anderen Raumrichtungen die höherdimensionalen Lösungen zu erhalten. Die n-dimensionale Lösung des Wärmeimpulses ist dann mit der 2-Norm des eingehenden Vektors

$$G_n(\vec{x} - \vec{x}', t - \tau) = \frac{1}{\left(2\sqrt{\pi\alpha(t-\tau)}\right)^n} \exp\left(-\frac{\|\vec{x} - \vec{x}'\|_2^2}{4\alpha(t-\tau)}\right), \quad (4.29)$$

für $\vec{x} \in \mathbb{R}^n, n \in \{1,2,3\}$,

siehe z. B. [Bro+15].

Generell lässt sich mit der passenden Greenschen Funktion das Temperaturfeld des jeweiligen Falls über

$$\vartheta(x, t) = \int_{x'=-\infty}^{\infty} G(x, t | x', 0) F(x') dx' + \frac{\alpha}{k} \int_{\tau=0}^t \int_{x'=-\infty}^{\infty} G(x, t | x', 0) g(x', \tau) dx' d\tau \quad (4.30)$$

bestimmen, siehe [Col+10]. Gleichung (4.30) gilt zunächst für den eindimensionalen Fall und erfüllt die Bedingungen aus (4.26). Für höherdimensionale Fälle ist analog auch in den übrigen Raumrichtungen zu integrieren, siehe [Bro+15]. Weiterhin berücksichtigt (4.30) in dieser Form lediglich Anfangsbedingungen und Wärmequellen, kann jedoch für die Einbindung von Randbedingungen bei endlichen Körpern, wie in [Col+10] beschrieben, erweitert werden.

Punktförmiger Wärmeimpuls im isotropen Körper

Unter Nutzung der n-dimensionalen Version der Integration in (4.30) lässt sich mit der Greenschen Funktion aus (4.29) das durch einen punktförmigen Wärmeimpuls der Stärke Q_0 in Joule im n-dimensionalen Körper ausgelöste Temperaturfeld berechnen. Als Wärmequelle wird dazu

$$g(\vec{x}', \vec{x}_0, \tau) = Q_0 \delta(\tau - \tau_0) \prod_{i=1}^n \delta(\vec{x}'(i) - \vec{x}_0(i)) \quad (4.31)$$

eingesetzt. Die Einheit von $\delta(x)$ ist m^{-1} , die von $\delta(\tau)$ ist s^{-1} . Im dreidimensionalen Fall ist dann die Einheit von $g(\vec{x}', \tau)$ die volumenbezogene Leistung W/m^3 . Zusammen mit dem Vorfaktor $\alpha/k = (\rho c)^{-1}$ in (4.30)

ergibt sich das n -dimensionale Temperaturfeld des punktförmigen Wärmeimpulses zu

$$\vartheta_n(\vec{x}, \vec{x}_0, t, \tau_0) = \frac{Q_0}{\rho c} G_n(\vec{x} - \vec{x}_0, t - \tau_0). \quad (4.32)$$

Aufgrund der Faltungseigenschaft der Delta-Funktion sind hier die beiden Eingangsvariablen von G_n nicht mehr um \vec{x}' und τ verschoben, sondern um \vec{x}_0 und τ_0 . Häufig wird angenommen, dass der Wärmeimpuls am Ursprung $\vec{x}_0 = 0$ und/oder zum Zeitpunkt $\tau_0 = 0$ stattfindet.

Für den Fall des punktförmigen Wärmeimpulses im unendlich ausgedehnten isotropen Volumen ($n = 3$), welcher zur Zeit $\tau_0 = 0$ wirkt, folgt für das daraus resultierende Temperaturfeld

$$\vartheta_{\text{IPS,I}}(\vec{x}, \vec{x}', t) = \frac{Q_0 (\rho c)^{1/2}}{8(\pi k t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{\|\vec{x} - \vec{x}'\|_2^2}{4\alpha t}\right). \quad (4.33)$$

Der Index *IPS* steht für *Instantaneous Point Source* (engl. für *punktförmiger Wärmeimpuls*), das *I* für isotrop. Aus Konventionsgründen wurde hier statt \vec{x}_0 wieder \vec{x}' eingesetzt.

Gleichung (4.33) wurde von Carslaw hergeleitet und findet sich u. a. in [CJ59]. Zu beachten ist, dass dort die Stärke der Wärmequelle um den Faktor ρc skaliert ist.

Eine anschauliche Herleitung von (4.33), ausgehend von einer kugelförmigen Wärmequelle in Kugelkoordinaten, deren Radius gegen Null strebt, wurde von Baehr und Stephan angegeben [BS16].

4.2.2 Wärmeleitung in orthotropen Körpern

Analog zu (4.18) gilt für den orthotropen Fall der Wärmeleitungsgleichung

$$\rho c(\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k_z \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right) + g. \quad (4.34)$$

bzw. mit der Vereinfachung einer konstanten spezifischen Wärmekapazität und konstanten Wärmeleitfähigkeiten analog zu (4.19)

$$\rho c \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = k_x \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + k_z \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} + g, \quad (4.35)$$

wie z. B. in [CJ59], [Col+10], [HÖ12] beschrieben.

Punktförmiger Wärmeimpuls im orthotropen Körper

Die Herleitung des punktförmigen Wärmeimpulses im orthotropen Körper wird hier nicht weiter ausgeführt, da sie wie im vorigen Abschnitt beschrieben abläuft. Es ergibt sich in Erfüllung von (4.35) mit

$$\begin{aligned} \vartheta_{\text{IPS,O}} = & \frac{Q_0 (\rho c)^{1/2}}{8(\pi^3 t^3 k_x k_y k_z)^{1/2}} \\ & \cdot \exp\left(-\frac{\rho c}{4t} \left[\frac{(x - x')^2}{k_x} + \frac{(y - y')^2}{k_y} + \frac{(z - z')^2}{k_z} \right]\right) \end{aligned} \quad (4.36)$$

eine sehr ähnliche Formulierung wie in (4.33). Zuerst vorgestellt wurde Gleichung (4.36) von Carslaw und Jaeger in [CJ59].

Die hier vorgestellten Formeln für die Temperaturfelder des punktförmigen Wärmeimpulses dienen später als Basis zur Herleitung von linien- und streifenförmigen Wärmequellen.

4.2.3 Wärmestrahlung

Wärmestrahlung stellt eine Form der Wärmeübertragung dar, welche lediglich auf der Emission, Absorption oder Transmission von elektromagnetischen Wellen basiert. Sie ist unabhängig von einem Medium und unterscheidet sich damit von der Wärmeleitung sowie der Wärmeübertragung durch Konvektion. Verschiedene Materialien und Oberflächenstrukturen unterscheiden sich in ihrer Fähigkeit, Wärmestrahlung abzugeben und zu absorbieren. Ein idealisierter Körper mit vollständiger Absorption auftreffender Strahlung sowie thermodynamisch maximaler Emission von Strahlung wird schwarzer Strahler genannt [BS16].

Die von Planck hergeleitete spektrale spezifische Ausstrahlung M_λ gibt an, welche Wärmestromdichte von der Oberfläche eines schwarzen Strahlers pro Wellenlänge λ abhängig von seiner absoluten Temperatur T in den Halbraum emittiert wird [Pla01]:

$$M_{\lambda S}(\lambda, T) = \frac{2\pi h c_0^2}{\lambda^5} \cdot \left[\exp\left(\frac{h c_0}{\lambda k_B T}\right) - 1 \right]^{-1} \quad (4.37)$$

Die Werte der in (4.37) enthaltenen Naturkonstanten sind aufgrund ihrer jeweiligen Definitionen mittlerweile exakt bekannt:

- Plancksches Wirkungsquantum $h = 6,62607015 \cdot 10^{-34} \text{ J s}$
- Lichtgeschwindigkeit im Vakuum $c_0 = 2,99792458 \cdot 10^8 \text{ m s}^{-1}$
- Boltzmann-Konstante $k_B = 1,380649 \cdot 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$

Zur Veranschaulichung von (4.37) sind in Abbildung 4.6 für verschiedene Temperaturen beispielhafte Kurven der spektralen spezifischen Ausstrahlung aufgetragen. Eingezeichnet ist ebenfalls die Wiensche Verschiebung des Strahlungsmaximums, welche verdeutlicht, dass Körper bei höherer Temperatur im Mittel kürzere Wellenlängen abgeben. Das Strahlungsmaximum verschiebt sich umgekehrt proportional mit der Wellenlänge. Aus der Integration von (4.37) über alle Wellenlängen folgt die insgesamt vom schwarzen Strahler in den Halbraum abgegebene Wärmestromdichte in Abhängigkeit seiner Temperatur. Es zeigt sich, dass diese Wärmestromdichte mit der vierten Potenz der Temperatur steigt. Das nach seinen Entdeckern benannte Stefan-Boltzmann-Gesetz lautet danach:

$$M_S(T) = \sigma T^4 \quad (4.38)$$

Die darin enthaltene Stefan-Boltzmann-Konstante σ ist über die bereits genannten Naturkonstanten ebenfalls bekannt als

$$\sigma = \frac{2\pi^5 k_B^4}{15 c_0^2 h^3} \approx 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}. \quad (4.39)$$

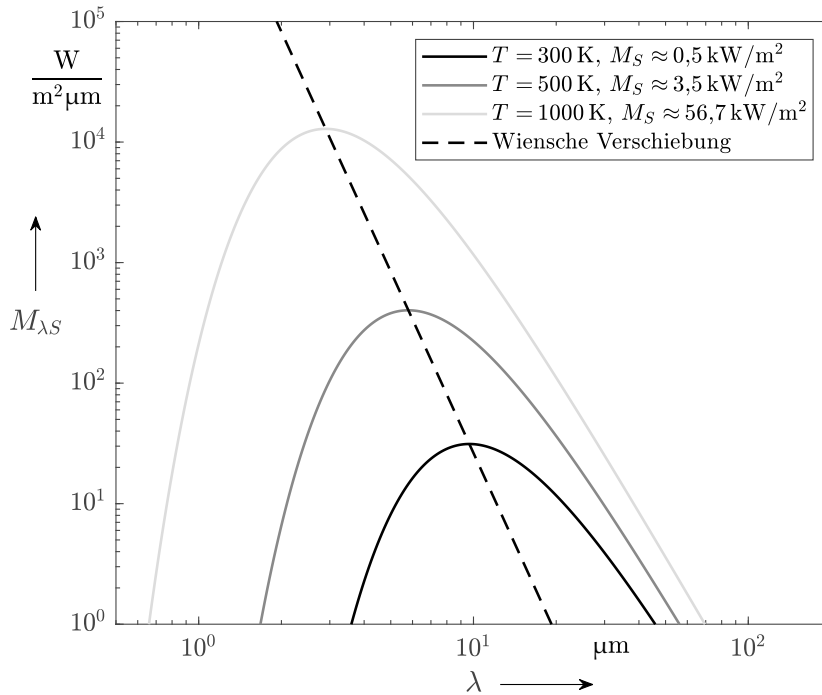


Abbildung 4.6: Spektrale spezifische Ausstrahlung eines schwarzen Strahlers nach Planckschem Strahlungsgesetz in doppelt logarithmischer Darstellung

Quantifiziert wird die Fähigkeit einer Oberfläche zur Abstrahlung von Wärme über den sog. Emissionsgrad ε . Für den schwarzen Strahler gilt $\varepsilon_S = 1$, für alle realen Oberflächen $\varepsilon(\lambda, T) < 1$, wobei zusätzlich die Abstrahlrichtung zu berücksichtigen ist. Der idealisierte graue Lambert-Strahler hat zur Vereinfachung einen von Wellenlänge und Abstrahlrichtung unabhängigen Emissionsgrad mit $\varepsilon(T) < 1$, welcher über das Verhältnis von spezifischer Ausstrahlung des Lambert-Strahlers ggü. dem schwarzen Strahler definiert ist [BS16]. Umgekehrt gilt dann bei bekanntem Emissionsgrad für die spektrale spezifische Ausstrahlung des grauen Lambert-Strahlers

$$M_\lambda(\lambda, T) = \varepsilon(T)M_{\lambda S}(\lambda, T). \quad (4.40)$$

Da dies (4.37) lediglich skaliert, gilt dementsprechend für die insgesamt abgegebene Wärmestromdichte

$$M(T) = \varepsilon(T)\sigma T^4. \quad (4.41)$$

Die Vereinfachungen des Lambert-Strahlers stellen oft eine ausreichend gute Annäherung an reale Körper dar [BS16].

In Abbildung 4.6 sind beispielhafte Werte für die insgesamt über alle Wellenlängen auftretende Wärmestromdichte eines schwarzen Strahlers für drei Temperaturniveaus gegeben. Das höchste Temperaturniveau entspricht einer Temperatur von etwa 730°C auf der Celsius-Skala, die Wärmestromdichte beträgt $M_S \approx 56,7\text{ kW/m}^2$. Wird ein so erwärmter schwarzer Strahler in die Nähe eines anderen Körpers gebracht, ist die Wärmeübertragung mit dieser Wärmestromdichte eine obere Grenze, da der andere Körper wegen seiner Temperatur $> 0\text{ K}$ selbst ebenfalls Wärmestrahlung abgibt.

4.3 STREIFENFÖRMIGE WÄRMEQUELLE IM ISOTROPEN FALL

Die analytische Beschreibung von bewegten streifenförmigen Wärmequellen wird neben der Zerspannung (vgl. Kapitel 2) allgemein genutzt, um die Wärmeausbreitung von Reibungs- und Heizprozessen zu beschreiben.

Nach der Beschreibung des Modells von Jaeger für den isotropen Fall in [Jae42], der zugehörigen mathematischen Herleitung und der Begründung ihrer Zulässigkeit werden beispielhaft Temperaturfelder gezeigt, die sich aus dem Modell ergeben.

4.3.1 Herleitung des Temperaturfelds

Das Modell zum Temperaturfeld einer bewegten streifenförmigen Wärmequelle am isotropen Körper aus [Jae42] impliziert mehrere Randbedingungen und Vereinfachungen. So wurde festgelegt, dass die streifenförmige Wärmequelle mit konstanter Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} in Form eines unendlich langen Streifens der Breite s_{HS} entlang einer halbunendlichen und sonst adiabaten Wand mit der Geschwindigkeit V bewegt wird und diese aufheizt. Da in jeder Ebene parallel zur xz -Ebene der gleiche Zustand vorherrscht, führen die Vereinfachungen des Modells zu einem zweidimensionalen Zustand, welcher unabhängig von der y -Koordinate ist. Zudem hat die gesamte halbunendliche Wand zu Beginn eine konstante Temperatur.

Daraus folgt in mathematischer Beschreibung für das Gebiet Ω der halbunendlichen Wand mit den Grenzen der adiabaten und beheizten Fläche, Γ_a und Γ_q sowie dem Normalenvektor der Wand n :

$$\vartheta(\Omega, t = 0) = T_0, \quad k \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \Big|_{\Gamma_q} = -\dot{q}_{HS}, \quad k \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \Big|_{\Gamma_a} = 0 \quad (4.42)$$

Der erste Teil stellt hierbei die Anfangsbedingung dar, die beiden anderen Teile die Randbedingungen, siehe 4.23 und 4.25. Eine anschauliche Darstellung der Anfangs- und Randbedingungen zeigt Abbildung 4.7.

Ausgehend von der Formulierung für den punktförmigen Wärmeimpuls in (4.33) erfolgt die Herleitung der bewegten streifenförmigen Wärmequelle. Eine Beschreibung der Herleitung ist in [Jae42] enthalten, eine umfassende Beschreibung von bewegten Wärmequellen liefern Carslaw und Jaeger in [CJ59].

Der erste Schritt der Herleitung ist, die nicht bewegte linienförmige Wärmequelle zu beschreiben. Hierzu wird die punktförmige Wärmequelle aus (4.33) entlang der Koordinate der Wärmequelle y' integriert. Daher wechselt die Definition der Wärmequelle von einer an einem Punkt freigesetzten Wärmemenge Q_0 zu einer linienbezogenen Wärmemenge Q'_0 . Weiterhin wird per Definition die Wärme ausschließlich in der halbunendlichen Wand mit $z \geq 0$ freigesetzt, was ausgehend von der Symmetrie des Gebiets eine Verdoppelung der freizusetzenden Wärme zur Folge hat.

4.3 STREIFENFÖRMIGE WÄRMEQUELLE IM ISOTROPEN FALL

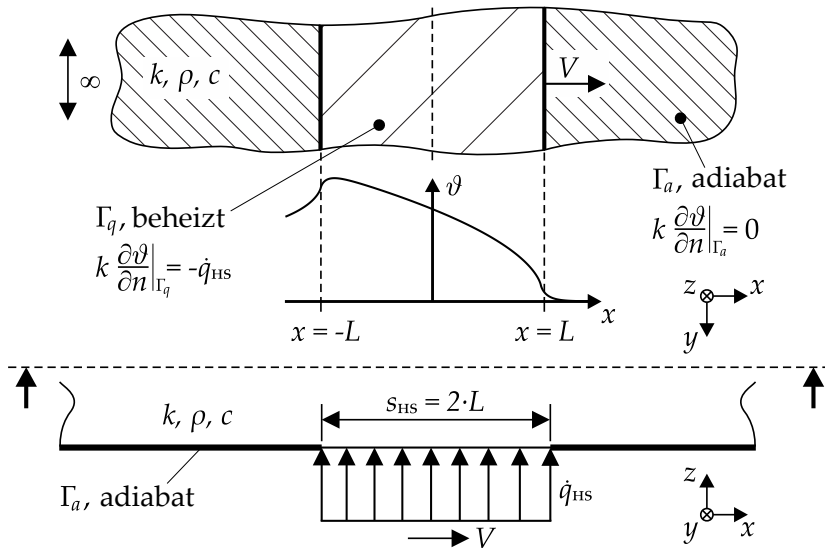


Abbildung 4.7: Modellierung der streifenförmigen bewegten Wärmequelle an der halbunendlichen Wand nach [Meh+19]

Insgesamt folgt daraus für den linienförmigen Wärmeimpuls an der halbunendlichen Wand

$$\begin{aligned} \vartheta_{ILS,I} &= \int_{-\infty}^{\infty} \frac{2Q'_0}{Q_0} \vartheta_{IPS,I} dy' \\ &= \frac{Q'_0}{2\pi kt} \exp\left(-\frac{(x-x')^2 + (z-z')^2}{4\alpha t}\right) \end{aligned} \quad (4.43)$$

Der Index *ILS* steht für *Instantaneous Line Source*, das *I* wie bereits in (4.33) für isotrop.

Wie in [Jae42] beschrieben, lässt sich an der Position der Wärmequellenkoordinate x' ein zeitabhängiger Term zur Bewegung der Wärmequelle mit der Geschwindigkeit V einfügen, der Term z' ist durch die Platzierung der Wärmequelle an der Wand gleich Null und verschwindet daher. Weiterhin wird an dieser Stelle die impulsförmig auf der Linie freigesetzte Wärmemenge Q'_0 durch einen linienbezogenen Wärmestrom wirkend über einen infinitesimalen Zeitraum $\dot{Q}'_{HS} dt$ ersetzt. Hieraus folgt die bewegte linienförmige Wärmequelle (*Moving Line Source, MLS*) mit

$$\vartheta_{MLS,I} = \int_0^t \frac{\dot{Q}'_{HS} dt}{2\pi kt} \exp\left(-\frac{(x-x'+Vt)^2 + z^2}{4\alpha t}\right). \quad (4.44)$$

Nimmt man an, dass die Wärmequelle sich bereits unendlich lange bewegt hat, liegt das Temperaturfeld unverändert und damit im stationären Zustand (*Steady State, SS*) vor:

$$\begin{aligned} \vartheta_{MLS,I,SS} &= \int_0^{\infty} \frac{\dot{Q}'_{HS}}{2\pi kt} \exp\left(-\frac{(x-x'+Vt)^2 + z^2}{4\alpha t}\right) dt \\ &= \frac{\dot{Q}'_{HS}}{\pi k} \exp\left(-\frac{V(x-x')}{2\alpha}\right) K_0\left\{\frac{V\sqrt{(x-x')^2 + z^2}}{2\alpha}\right\} \end{aligned} \quad (4.45)$$

Hierbei bezeichnet $K_0\{\}$ die modifizierte Bessel-Funktion zweiter Gattung der Ordnung Null, siehe [AS72; Bro+15].

Der Ersatz des linienbezogenen Wärmestroms \dot{Q}'_{HS} durch eine flächenbezogene Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} und die Integration über die Breite der Wärmequelle $s_{\text{HS}} = 2L$ führt zur bewegten streifenförmigen Wärmequelle (*Moving Strip Source, MSS*). Zur besseren Lesbarkeit erfolgt eine Änderung der Integrationsvariablen gemäß $S := x - x'$. In Kombination mit dem Tausch der Integrationsgrenzen führt dies zu:

$$\begin{aligned} \vartheta_{\text{MSS,I,SS}} &= \int_{-L}^L \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\dot{Q}'_{\text{HS}}} \vartheta_{\text{MLS,I,SS}} dx' = \int_{x-L}^{x+L} \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\dot{Q}'_{\text{HS}}} \vartheta_{\text{MLS,I,SS}} dS \\ &= \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\pi k} \int_{x-L}^{x+L} \exp\left(-\frac{VS}{2\alpha}\right) K_0\left\{\frac{V\sqrt{S^2+z^2}}{2\alpha}\right\} dS \end{aligned} \quad (4.46)$$

In [Jae42] wird (4.46) noch weiter modifiziert, sodass im Integral ausschließlich dimensionslose Größen enthalten sind. Diese Darstellung befindet sich in Abschnitt 4.3.3.

Eine vereinfachte Berechnung für die Temperaturerhöhungen an der Oberfläche zeigen Bejan und Kraus in [BK03]. Diese stellt eine Annäherung an (4.46) dar und eignet sich vorrangig bei hohen Péclet-Zahlen $\text{Pe}_L = VL/2\alpha \geq 10$. Die Péclet-Zahl stellt dabei ein dimensionsloses Maß für die Geschwindigkeit der Wärmequellenbewegung gegenüber der Wärmeleitung dar. Da in der vorliegenden Betrachtung die Temperaturen im Werkstück ebenfalls eine Rolle spielen, findet diese vereinfachte Berechnung keine Anwendung.

4.3.2 Zulässigkeit der Herleitung und weitere Adaptionen

Nach Cannon ergeben sich aus der Linearität und Homogenität bestehender Lösungen für die Wärmeleitungsgleichung mehrere Möglichkeiten, aus diesen weitere Lösungen zu generieren [Can84]. Das vorliegende Beispiel ist die Herleitung der Formulierung für die bewegte streifenförmige Wärmequelle an der halbbunendlichen Wand in (4.46) aus der Fundamentallösung des punktförmigen Wärmeimpulses in (4.33). Zu den von Cannon genannten Möglichkeiten für bestehende Lösungen gehören deren Linearkombination, Translation, Ableitung nach einem Parameter sowie nach einer Koordinate oder der Zeit, Integration nach einem Parameter sowie nach einer Koordinate oder der Zeit, sowie affine Abbildung und Faltung.

Insgesamt wird bei der vorliegenden Herleitung lediglich auf die Translation (bei der Einführung der Bewegung), sowie auf Integrationen in Koordinaten sowie der Zeit (beim Übergang auf den linienförmigen Wärmeimpuls, das Erreichen des stationären Zustands sowie bei der Streckung auf eine streifenförmige Wärmequelle) zurückgegriffen. Damit ist diese Herleitung, die bereits in [Jae42] gezeigt wurde, zulässig. Die einzig grundlegende Veränderung beim orthotropen Fall, dessen Formulierung in dieser Arbeit hergeleitet wird, ist die Transformation der Ortskoordinaten mittels Faserorientierungswinkel, siehe Kapitel 6. Diese Transformation stellt

4.3 STREIFENFÖRMIGE WÄRMEQUELLE IM ISOTROPEN FALL

eine Linearkombination der Koordinaten dar und fällt damit ebenfalls in den Bereich der zulässigen Möglichkeiten zur Generation neuer Lösungen.

Es existieren zahlreiche weitere Möglichkeiten zur Adaption der vorliegenden Herleitung zur Berücksichtigung von Effekten, die bei der Zerspaltung auftreten. So wurde von DesRuisseaux und Zerkle eine Formulierung für die bewegte streifenförmige Wärmequelle vorgestellt, welche die Konvektion an der Stirnseite eines Werkstücks berücksichtigt, also an der in Abbildung 4.7 eingezeichneten adiabaten Fläche [DZ70]. Dies ist sinnvoll, wenn die Dicke des Werkstücks so hoch ist, dass Konvektion über die Stirnseite einen dominierenden Einfluss gegenüber der Konvektion an Ober- oder Unterseite des Werkstücks hat.

4.3.3 Temperaturfelder in isotropen Medien

Nach leichter Umrechnung von (4.46) folgt mit

$$u = \frac{VS}{2\alpha}, \quad Z = \frac{Vz}{2\alpha}, \quad \text{Pe}_L = \frac{VL}{2\alpha} \quad (4.47)$$

die vereinfachte Version, welche in ähnlicher Form auch in [Jae42] und [BK03] gegeben ist:

$$\vartheta_{\text{MSS,I,SS}} = \frac{2\dot{q}_{\text{HS}}\alpha}{\pi kV} \int_{\text{Pe}_L(x/L-1)}^{\text{Pe}_L(x/L+1)} e^{-u} K_0\{\sqrt{u^2 + Z^2}\} du \quad (4.48)$$

Diese Formulierung ermöglicht die dimensionslose Betrachtung. Der Einsatz von

$$\vartheta^* = \vartheta_{\text{MSS,I,SS}} \frac{\pi kV}{2\dot{q}_{\text{HS}}\alpha} \quad (4.49)$$

führt zu Abbildung 4.8.

Hohe Péclet-Zahlen kommen zustande durch hohe Geschwindigkeiten, breite Wärmequellen oder niedrige Temperaturleitfähigkeiten. Bei einer Verdoppelung der Geschwindigkeit wäre daher beispielsweise ein Übergang im Diagramm von $\text{Pe}_L = 5$ zu $\text{Pe}_L = 10$ die Folge. Dies hat jedoch keine Erhöhung der Temperatur zur Folge, da bei der Rückrechnung von (4.49) durch die Temperatur geteilt wird. Das halbierte Maximum von $\text{Pe}_L = 10$ liegt dann unter dem Maximum von $\text{Pe}_L = 5$. Eine Erhöhung der Geschwindigkeit der Wärmequelle hat also bei sonst konstanten Parametern eine Verringerung der Temperaturen zur Folge.

4.3.4 Inverse Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften

Aus bekannten Temperaturen bzw. Temperaturerhöhungen, welche sich aus der Wirkung der bewegten streifenförmigen Wärmequelle in der erwärmten halbunendlichen Wand bilden, lassen sich unter bestimmten Umständen die Eigenschaften der Wärmequelle berechnen. Bei diesem inversen Wärmeleitungsproblem wird also die Wirkung untersucht, um auf die (idealisierte) Ursache zu schließen. In Abbildung 4.7 sind die

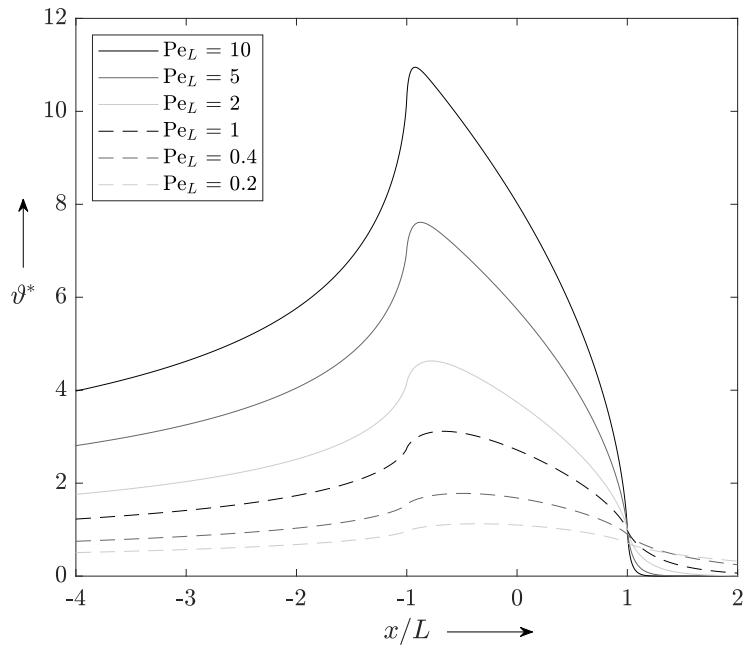


Abbildung 4.8: Oberflächentemperaturprofile der bewegten streifenförmigen Wärmequelle im isotropen Fall für verschiedene Péclet-Zahlen mit der entdimensionierten Temperatur ϑ^* über der entdimensionierten Koordinate der Bewegungsrichtung, nach [Jae42]

Eigenschaften der Wärmequelle mit der Wärmequellenbreite s_{HS} , der Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} und der Geschwindigkeit V eingezeichnet. Wenn im vorliegenden Fall der Fräsbearbeitung von CFK die Werkstoffeigenschaften sowie die Geschwindigkeit der Wärmequelle über die Vorschubgeschwindigkeit bekannt sind, lässt sich also mittels geschickter Temperaturmessungen im Werkstoff auf s_{HS} und \dot{q}_{HS} schließen. Zusammen mit der tatsächlich endlichen Materialstärke des Bauteils t_M lässt sich damit auch der Wärmestrom ins Bauteil

$$P_{HS} = \dot{q}_{HS} \cdot s_{HS} \cdot t_M \quad (4.50)$$

unter Berücksichtigung der sonstigen Vereinfachungen berechnen, vergleiche Abbildung 2.6. Diese Formel wird in den folgenden Kapiteln stets angewandt, wenn Wärmeströme in das Bauteil behandelt werden.

VERSUCHSUMGEBUNG

Neben den verwendeten Versuchswerkstoffen und deren thermischen Eigenschaften sowie den in den Versuchen genutzten Werkzeugen ist in diesem Kapitel die Sensorik zur Aufzeichnung von Temperaturen und Kräften während der Versuche dokumentiert. Für die Vermessung der thermischen Eigenschaften sind Messgenauigkeiten angegeben. Weiterhin wird für die Sensoren der zu erwartende Messfehler angegeben.

5.1 VERSUCHSWERKSTOFFE

Plattenförmige UD-CFK Probeteile mit den Maßen 300x300x4 mm wurden während der Versuche spanend bearbeitet. Hierbei kamen zwei verschiedene Werkstoffe mit den Bezeichnungen CFK 9837 und CFK 9857 zum Einsatz, welche aus Prepregs mit dem jeweils gleichen Matrixsystem (*Cycom 977-2* von *Solvay S.A.*) hergestellt wurden. Die Eigenschaften von CFK 9837 und 9857 sind in Tabelle 5.1 aufgeführt. Der Aushärteprozess wurde vom Produzenten gemäß Datenblatt der Matrix in [Sol22] durchgeführt.

Für die Bestimmung der in dieser Arbeit relevanten thermischen Stoffeigenschaften, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit, wurden die Methoden DSC und LFA eingesetzt, deren Funktionsweisen in Abschnitt 4.1 beschrieben sind. In diesem Abschnitt sind die Ergebnisse dieser Messungen dargestellt und werden bezüglich ihrer Genauigkeit betrachtet.

5.1.1 Spezifische Wärmekapazität

Für die DSC-Messung der spezifischen Wärmekapazität kam hierbei ein Kalorimeter vom Typ *DSC 204 F1 Phoenix* der Firma *Erich NETZSCH GmbH & Co. Holding KG* zum Einsatz, dessen Messunsicherheit im Datenblatt in [NET22a] für den Kunststoff Polystyrol mit $< 2\%$ angegeben ist. Daher wird der Wert von 2% als Genauigkeit für die Vermessung des CFK angenommen. Zur Kalibrierung des Messgeräts wurde zunächst der Probenhalter selbst, anschließend der Probenhalter mit einem Saphir vermessen, dessen Wärmekapazität bekannt ist. Im Anschluss wurde die Probe mit einem Gewicht von jeweils ca. 10 mg in den Probenhalter eingesetzt und gemessen.

Die mittels DSC gemessenen Werte der spezifischen Wärmekapazität zeigt Abbildung 5.1. Auffällig ist der Versatz zwischen den beiden Kurven von CFK 9837 und 9857 bei nahezu gleicher Steigung, was mit den in Abschnitt 4.1.1 dargestellten Ergebnissen aus der Literatur übereinstimmt. Aus den gemessenen Kurven wurden mittels linearer Regression Ausgleichsgeraden berechnet, deren Funktionen ebenfalls in Abbildung 5.1 enthalten sind.

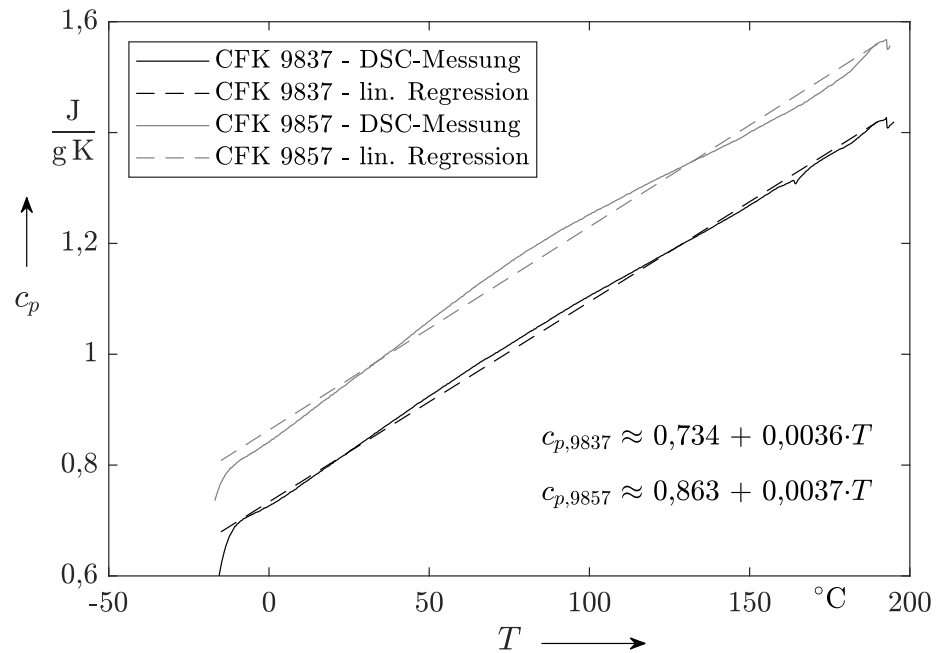


Abbildung 5.1: Per DSC gemessene spezifische Wärmekapazitäten von UD-CFK 9837 und 9857 mit Regressionsgeraden und zugehörigen Zahlenwerten

5.1.2 Temperaturleitfähigkeit

Die Temperaturleitfähigkeit der zwei Werkstoffe wurde per LFA sowohl in als auch quer zur Faserrichtung gemessen. Eingesetzt wurde dazu ein Messgerät vom Typ *XFA 600* der Firma *Linseis Messgeräte GmbH*. Dieses Modell hat Ähnlichkeit zum Modell *LFA 1000*, das laut Datenblatt in [LIN20] eine Genauigkeit von 2,4% bei der Messung der Temperaturleitfähigkeit aufweist, was daher auch als Genauigkeit der Messung mit dem Typ *XFA 600* angenommen wurde. Dieser Wert liegt innerhalb der in [Hay+05] gemessenen Grenzen der Genauigkeit bei der Messung der Temperaturleitfähigkeit mittels LFA.

Aus den Maßen des Probenhalters des Messgeräts ergab sich für die quadratischen Proben eine Seitenlänge von 20 mm. Die Materialstärke sollte für den vorliegenden Werkstoff im Bereich von einem Millimeter oder darunter liegen, um die Wärmeverluste an die Umgebung zu minimieren. Dies ist notwendig, da die in Abschnitt 4.1.2 beschriebene analytische Berechnung von einer adiabaten Aufhängung der Probe ausgeht. Je geringer die Wärmeleitfähigkeit der Probe und je höher ihre Dicke, desto stärker weicht die Messung von dieser Idealisierung ab. Zum Ausgleich der dennoch vorhandenen Verluste sowie von Messungenauigkeiten und speziellen Materialeigenschaften sind vom Hersteller komplexere Modelle als das in Abschnitt 4.1.2 beschriebene implementiert worden, siehe auch [LIN20], deren Näherungsqualität jedoch ebenfalls mit höheren Materialstärken abnimmt.

Die Proben für die Messung quer zur Faserrichtung wurden mittels Feinsäge direkt aus dem vorhandenen Plattenmaterial ausgesägt und glatt geschliffen. Bei der Fertigung der Proben in Faserrichtung bedingte die

Materialstärke der Probebauteile von 4,0 mm eine schichtweise Verklebung des Materials, um die geforderte Seitenlänge von 20 mm zu erreichen. Die Einzelschichten wurden zunächst geschliffen und anschließend mit UHU Endfest 300 gemäß Datenblatt in [UHU12] verklebt. Das Anschleifen minimierte die Schichtdicke des Klebers und damit dessen Einfluss auf das Ergebnis der LFA.

Im letzten Schritt wurden alle Proben gemäß [NET22b] dünn mit Graphit beschichtet, um in Bezug auf Wärmestrahlung das Absorptions- und Emissionsvermögen der Probe zu verbessern, was das Signal-Rausch-Verhältnis reduziert. Weiterhin werden Lichtdurchlässigkeit und Reflexion des Lichtblitzes durch die Beschichtung reduziert.

Die Messung der Temperaturleitfähigkeit von CFK 9837 und 9857 mittels LFA ergab die in Abbildung 5.2 gezeigten Werte. Aus diesen für einzelne Temperaturen bestimmten Messpunkten wurden per linearer Regression Ausgleichsgeraden gebildet, welche zusammen mit ihren Funktionen enthalten sind. Es offenbart sich eine hohe Übereinstimmung der Temperaturleitfähigkeiten von CFK 9837 und 9857. Die Annahme, dass sich die Temperaturleitfähigkeit im betrachteten Temperaturbereich annähernd linear verhält, ist in Anbetracht der hier dargestellten Ergebnisse zulässig. Ähnliche Ergebnisse wurden von [Jov+12] erzielt. Auch dort sank die Temperaturleitfähigkeit linear mit steigender Temperatur, während die Wärmeleitfähigkeit stieg.

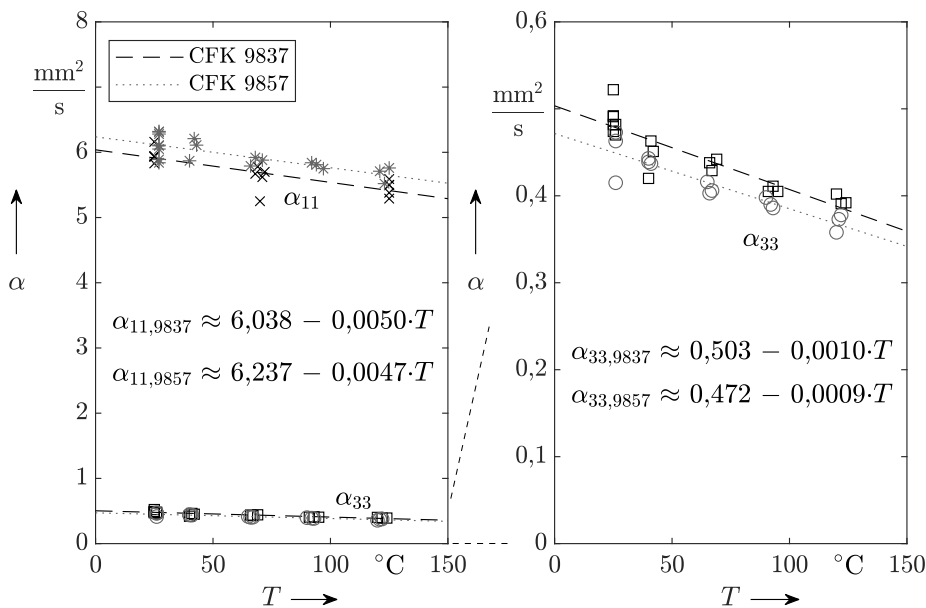


Abbildung 5.2: Per LFA gemessene Temperaturleitfähigkeiten von UD-CFK 9837 und 9857 (links), Ausschnitt-Vergrößerung der Werte quer zur Faserrichtung (rechts), enthaltene Zahlenwerte gelten für eingezeichnete Regressionsgeraden

5.1.3 Dichte

Zur Bestimmung der als konstant angenommenen Materialdichte kam das Eintauchverfahren (auch Auftriebsverfahren genannt) nach [DIN19b]

VERSUCHSUMGEBUNG

zur Anwendung, da es sich bei dem vorliegenden Material um einen dafür geeigneten blasenfreien und festen Kunststoff handelt. Beim Eintauchverfahren wird zunächst eine Wägung des Probekörpers in Luft vorgenommen, was die Masse $m_{P,L}$ ergibt. Anschließend wird in einer Flüssigkeit (hier Wasser) gewogen, wodurch die Masse $m_{P,W}$ bestimmt wird. Mit der Luftdichte ρ_L und der Wasserdichte ρ_W folgt dann die Dichte des Probekörpers zu

$$\rho = \frac{m_{P,L} \rho_W - m_{P,W} \rho_L}{m_{P,L} - m_{P,W}} \quad (5.1)$$

Als Analysenwaage wurde hierzu das Modell *AT261* von *Mettler-Toledo* eingesetzt. Aus der Streuung der Messwiederholungen ergab sich ein relativer Fehler der Messgenauigkeit des Verfahrens $< 0,5\%$.

5.1.4 Wärmeleitfähigkeit

Mit dem Zusammenhang in (4.3) folgt die Wärmeleitfähigkeit k als Produkt der Messwerte von spezifischer Wärmekapazität c_p , Temperaturleitfähigkeit α und Dichte ρ . Die so für CFK 9837 und 9857 bestimmten Werte zeigt Abbildung 5.3. Verglichen mit den von [Jov+12] gemessenen Werten für UD-CFK in Abbildung 4.3 ist das Verhältnis von k_{11} zu k_{33} bei den vorliegenden Materialien deutlich größer und bewegt sich im Bereich 12 bis 13. Währenddessen liegt das Verhältnis k_{11}/k_{33} in [Jov+12] bei unter zehn. Damit ist die ursprünglich in [Meh+19] getroffene Annahme, das dort genutzte Material habe die gleichen thermischen Stoffeigenschaften wie das UD-CFK in [Jov+12], zu ungenau. Die im Nachgang der Veröffentlichung in [Meh+19] durchgeführten, hier dargelegten und im Folgenden genutzten Messungen stellen daher eine wesentliche Verbesserung dar.

Der relative Fehler $u_{\text{rel}}(k)$, welcher bei der Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit k auftritt, folgt gemäß [DIN99a; Joi08] aus der Fortpflanzung von Unsicherheiten bei unkorrelierten Eingangsgrößen. Aufgrund der Multiplikation von α , c_p und ρ ergibt sich die kombinierte Standardabweichung von k damit aus der euklidischen Norm der relativen Standardabweichungen dieser drei Größen. Wegen der mehrfachen Wiederholung der Messungen und der Bildung einer Regressionsgeraden über der Temperatur wird die in [LIN20] angegebene Wiederholgenauigkeit der Temperaturleitfähigkeitsmessung von $\pm 1,9\%$ vernachlässigt. Damit folgt für die relative Standardabweichung von k

$$\begin{aligned} u_{\text{rel}}(k) &= \sqrt{u_{\text{rel}}^2(\alpha) + u_{\text{rel}}^2(c_p) + u_{\text{rel}}^2(\rho)} \\ &= \sqrt{(2,4\%)^2 + (2,0\%)^2 + (0,5\%)^2} \approx 3,2\% \end{aligned} \quad (5.2)$$

Zur Berücksichtigung von unbekanntem Fehlerquellen sowie der Unsicherheit in der Bestimmung der bekannten Fehler wird $u_{\text{rel}}(k)$ auf 4% aufgerundet.

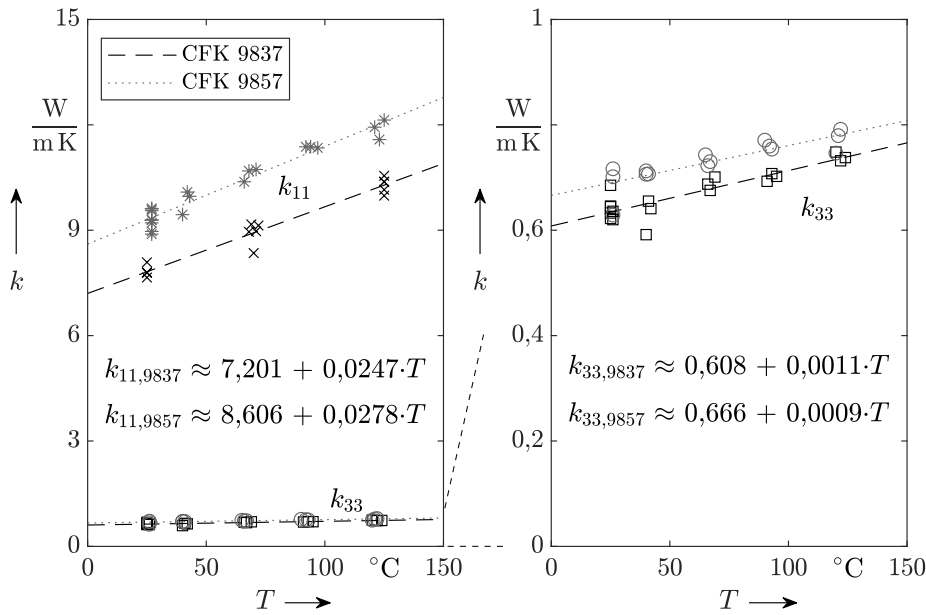


Abbildung 5.3: Wärmeleitfähigkeiten von UD-CFK 9837 und 9857, berechnet aus Messungen von spezifischer Wärmekapazität, Temperaturleitfähigkeit und Dichte (eingezeichnete Datenpunkte entsprechen denen aus Abb. 5.2)

5.1.5 Faservolumengehalt

Die Faservolumenanteile φ_f in Tabelle 5.1 ergeben sich aus der Formel für die FKV-Dichte ρ_{FKV} , welche von [Sch07] angegeben wird:

$$\rho_{\text{FKV}} = \varphi_f \rho_f + (1 - \varphi_f) \rho_m \quad (5.3)$$

Hierbei bezeichnet der Index f die Faser- und der Index m die Matrixeigenschaft. Daraus folgt die Formel für die Bestimmung des Faservolumenanteils zu

$$\varphi_f = \frac{\rho_{\text{FKV}} - \rho_m}{\rho_f - \rho_m} \quad (5.4)$$

Aus den gemessenen Dichten der ausgehärteten FKV und den Herstellerangaben zu Faser- und Matrixdichten folgen die in Tabelle 5.1 eingetragenen Faservolumenanteile in Höhe von 58,0% bzw. 61,2%. Diese sind im Vergleich mit Literaturwerten von UD-CFK plausibel. Beispielsweise weist ein typisches UD-CFK mit einem Faserflächengewicht von 268 g m^{-2} , 35 Gew.-% Harzgehalt und einer Einzellagendicke von 0,26 mm einen Faservolumenanteil von 57% auf [Len+15]. Diese Faservolumenanteile werden ebenfalls unter anderem von [JM18] bestätigt.

VERSUCHSUMGEBUNG

Tabelle 5.1: Eigenschaften der verwendeten Prepreg-Werkstoffe; Quellen: Fasern [Tei22], Matrix [Sol22], Bauteileigenschaften [eigene Messung]

UD-CFK	9837	9857
Prepregbezeichnung	977-2-35-12K HTS-268	977-2-35-24K IMS-268
Fasereigenschaften		
Hersteller	Teijin Ltd.	Teijin Ltd.
Bezeichnung	Tenax-E HTS40 F13 12k 800tex	Tenax-J IMS60 E13 24k 830tex
Dichte ρ_f [g cm ⁻³]	1,77	1,79
Faserdurchmesser [μ m]	7,0	5,0
Flächengewicht [g m ⁻²]	268	268
Zugfestigkeit [MPa]	4400	5800
Zug-E-Modul [GPa]	240	290
Bruchdehnung [%]	1,8	2,0
Matraxeigenschaften		
Hersteller	Solvay S.A.	
Bezeichnung	Cycom 977-2	
Dichte ρ_m [g cm ⁻³]	1,31	
Glasübergang T_g [°C]	170	
Eigenschaften der ausgehärteten UD-Probeteile		
Dichte ρ_{FKV} [kg m ⁻³]	1585	1588
k_{11} [W m ⁻¹ K ⁻¹] bei 20 °C	7,694	9,162
k_{33} [W m ⁻¹ K ⁻¹] bei 20 °C	0,629	0,685
c_p [J kg ⁻¹ K ⁻¹] bei 20 °C	805,9	936,5
Faservolumengehalt φ_f [%]	61,2	58,0
Anzahl UD-Schichten	16	16
Einzellagendicke [mm]	0,25	0,25
Plattendicke [mm]	4,0	4,0

5.2 ANLAGENTECHNIK UND WERKZEUGE

In diesem Abschnitt sind die eingesetzte Werkzeugmaschine und die darin genutzten Werkzeuge dokumentiert.

5.2.1 Werkzeugmaschine

Für die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit wurde eine CNC-gesteuerte HSC-Fräsmaschine in Tischbauweise der Firma *Röders GmbH* vom Typ RFM600 genutzt, Abbildung 5.4. Die Werkzeugmaschine (WZM) besitzt drei kartesische Achsen mit digitalen AC-Servomotoren, deren Wiederholgenauigkeit vom Hersteller mit 0,005 mm angegeben wird.



Arbeitsraum	x	600 mm
	y	450 mm
	z	300 mm
Wiederholgenauigkeit		0,005 mm
Drehzahl	min.	3.000 1/min
	max.	42.000 1/min
Spindelleistung	max.	14 kW
Aufnahme		HSK-E40

Abbildung 5.4: 3-Achs-HSC-Fräsmaschine Röders RFM600

Für die spanende Bearbeitung von FKV verfügt die WZM über eine globale Absaugung (Markierung in Abbildung 5.5) und eine Umhausung des Arbeitsraums, sodass der entstehende Staub schon während der Bearbeitung entfernt wird. Antriebe und Führung sind gedichtet, was die Bearbeitung von CFK erst ermöglicht. Werkstücke wurden in der Maschine auf einem Dynamometer aufgespannt, welches in Abschnitt 5.3.4 beschrieben ist.

Den Versuchsaufbau in der WZM für den linearen Schnitt zeigt Abbildung 5.5. Die darin enthaltenen Thermoelemente, das rotierende 2-Komponenten Zerspankraft-Dynamometer *KISTLER 9125A* sowie die Mehrkomponenten-Messplattform *KISTLER 9253B* werden in den folgenden Abschnitten erläutert. Der Halter des Stators für das rotierende Dynamometer wurde über einen geschlitzten Flansch und eine zugehörige Schrauben-Durchsteckverbindung kraftschlüssig mit dem Spindelgehäuse der WZM verbunden.

Der Versuchsaufbau für den konvexen Schnitt unterschied sich nur darin vom Versuchsaufbau für den linearen Schnitt, dass die Werkstücke an einer Ecke der Messplattform auf einer dafür angefertigten Platte fixiert wurden, sodass möglichst wenig Überstand des Werkstücks vorlag. Dies war notwendig, da die UD-Werkstücke quer zur Faserrichtung stark rissgefährdet waren und ihre Abstützung somit einen kritischen Punkt darstellte.

VERSUCHSUMGEBUNG

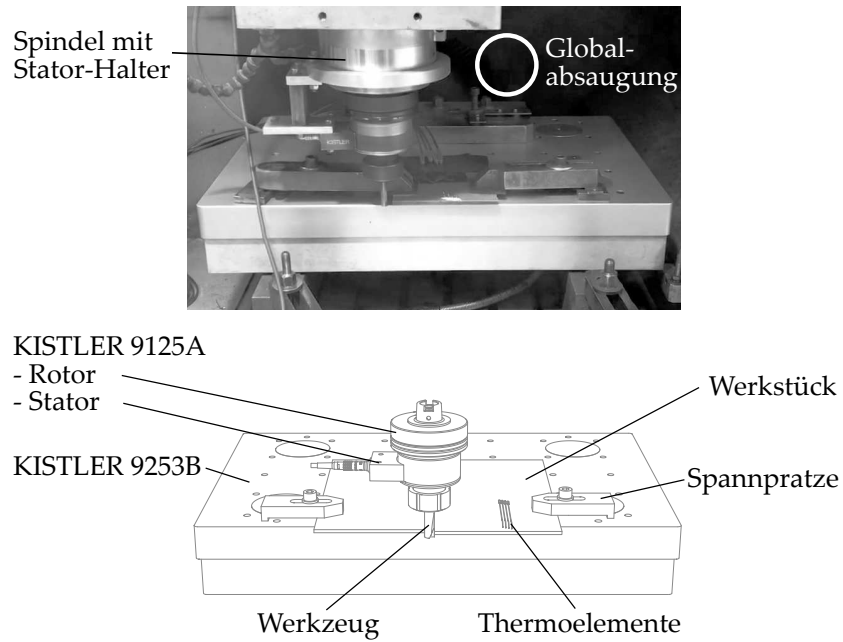


Abbildung 5.5: Versuchsaufbau in HSC-WZM

5.2.2 PKD-Fräser

Für die Versuche wurden ausschließlich zweischneidige Schaftfräser mit Schneiden aus polykristallinem Diamant (PKD) der Firma *Gühring KG* genutzt. Die Eigenschaften der Fräser gibt Tabelle 5.2 an. Ihre Schneidkantenradien wurden mittels Oberflächenmessgerät *InfiniteFocus G4* der Firma *Alicona Imaging GmbH* bestimmt. Über die Versuche hinweg wurden die Schneidkantenradien im angegebenen Bereich gehalten.

Tabelle 5.2: Eigenschaften der genutzten PKD-Fräswerkzeuge

Nenndurchmesser d_{WZ}	8,0 mm
Zähnezahl z_{WZ}	2
Seitenfreiwinkel α_f	12,0°
Seitenspanwinkel γ_f	0,0°
Neigungswinkel λ_s	1,6°
Schneidkantenradius r_β	30 ... 50 μm
Werkzeugschaft-Material	Hartmetall
Schneidstoff	PKD, Korngröße 10 μm

Ausgewählt wurde PKD als Schneidstoff der Fräswerkzeuge aufgrund seiner ausreichend hohen Verschleißfestigkeit sowie der im Vergleich zu CVD-Dickschichtdiamant geringen Neigung zu Mikrobröckelungen an der Schneidkante [Hin21].

5.3 MESSTECHNIK

Dieser Abschnitt listet alle Messgeräte auf, die im experimentellen Teil der Arbeit genutzt wurden. Zunächst wird die Temperaturmesstechnik beschrieben, zu der die Thermoelemente für die Werkstücktemperaturmessung sowie Thermographie-Kamera und Pyrometer gehören, die zur Werkzeugtemperaturmessung dienen. Anschließend ist die Kraftmesstechnik dokumentiert, mit welcher Werkzeug-Drehmoment sowie Kräfte in der Werkstückebene gemessen wurden.

5.3.1 Thermoelemente

Zur Temperaturmessung im Werkstoff kamen mineralisierte metallgeschirmte Mantelthermoelemente vom Typ 12 der Firma *TC GmbH* mit Thermopaar J (Eisen-Konstantan) zum Einsatz, ihre Eigenschaften sind in Tabelle 5.3 aufgeführt. Die Wahl fiel auf dieses Thermopaar, da es nach [Ber14] eine vergleichsweise hohe Empfindlichkeit aufweist und seine Anfälligkeit zur Oxidation bei Temperaturen oberhalb von 500 °C im vorliegenden Anwendungsfall keine Rolle spielt.

Tabelle 5.3: Eigenschaften der genutzten Mantelthermoelemente aus [TC 18] und [TC 21] nach DIN EN 61515 [DIN17a]

Mantelthermoelemente	Typ 12
Thermopaar	J (Fe/CuNi)
Toleranzklasse	1
Mantelwerkstoff	Edelstahl (Werkstoff-Nr. 1.4541)
Mantelrohrlänge	150 mm
Mantelrohrdurchmesser	0,5 mm
Temperaturbereich	20 bis 700 °C
Max. Betriebstemperatur	800 °C
Typische Antwortzeit	0,030 s
Messstelle	elektrisch isoliert

Die genutzten Thermoelemente (TE) sind nach DIN EN 60584 in [DIN14] und DIN EN 61515 in [DIN17a] genormt und erfüllen Vorgaben zur Thermospannung U_{EMK} (EMK - Elektromotorische Kraft), welche aufgrund eines über dem Thermopaar anliegenden Temperaturgradienten entsteht. Der Seebeck-Koeffizient S_B gibt an, welches Spannungskrement sich je Temperaturänderung in Abhängigkeit von der aktuellen Temperatur ergibt und ist für Thermopaare vom Typ J im hier relevanten Temperaturbereich von 0 bis 200 °C in Abbildung 5.6 dargestellt. S_B ist damit die Ableitung bzgl. der Temperatur für die insgesamt anliegende Thermospannung U_{EMK} eines Thermoelements.

Da S_B nicht konstant ist, liegt auch die Thermospannung U_{EMK} nicht als linearer Verlauf vor. In [DIN14] sind daher Polynome definiert, welche den Verlauf von U_{EMK} in Bezug auf die Referenzstellentemperatur

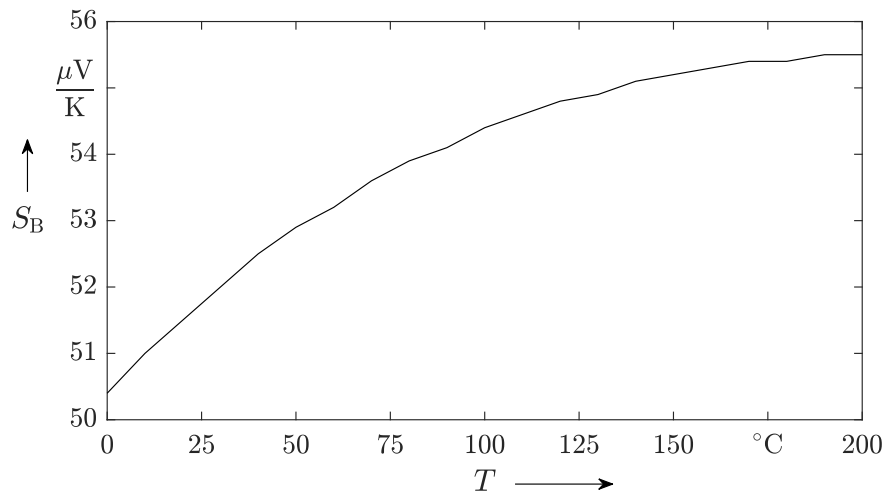


Abbildung 5.6: Seebeck-Koeffizient von Thermoelementen des Typs J gemäß DIN EN 60584 [DIN14]

von 0°C präzise nachbilden (Abbildung 5.7). Eingezeichnet ist ebenfalls die im weiteren Verlauf genutzte Regressionsgerade, welche den Verlauf des Polynoms annähert und die mit Stützpunkten bei 20°C und 120°C gebildet wurde. Der Messfehler liegt für diese Kalibrierung bei Messstellentemperaturen von 0 bis 150°C betragsmäßig unterhalb von 1K . Bei den Untersuchungen in dieser Arbeit wurde für die Erzeugung der genannten Referenztemperaturen dieser Stützpunkte ein Blockkalibrator vom Typ *Jofra ATC-140B* der Firma *AMETEK Inc.* eingesetzt, dessen Flüssigbadtemperatur mit einer Genauigkeit von $\pm 0,18^\circ\text{C}$ eingestellt werden kann, siehe [AME10]. In Kombination mit dem Fehler durch die lineare Regression wird dieser Fehler auf $u_{\text{LR}} = 1,0\text{K}$ abgeschätzt.

Angeschlossen wurden die Thermoelemente an ein Messmodul *NI-9210* der Firma *National Instruments Corp.*, dessen Eigenschaften in Tabelle 5.4 aufgelistet sind. Das Modul verfügt über eine interne Kaltstellenkompensation und zeigt einen temperaturabhängigen Verlauf des Messfehlers. Als typische Genauigkeit wird für den Typ J ein Wert von $0,8\text{K}$ angegeben, welcher sich auf die Version des Messmoduls mit Mini-TC Anschlüssen bezieht. Da hier die Version mit Federklemmen genutzt wurde, liegt der Messfehler etwas höher und wird gemäß [Nat18] mit $u_{\text{NI}} = 1,0\text{K}$ nach oben abgeschätzt.

Zur Anbringung der Thermoelemente wurden Sacklöcher mit $\varnothing 0,6\text{mm}$ in die Werkstücke gebohrt. Die Tiefe wurde so gewählt, dass sich die Spitzen der Thermoelemente in der Werkstückmitte befanden. Vor dem Einsetzen eines Thermoelements wurde das jeweilige Sackloch zur Begünstigung der Wärmeübertragung mit Wärmeleitpaste gefüllt.

Die Einbausituation (ES) der TE ist eine weitere Quelle der Messungenauigkeit, auf deren Berechnung unter anderem ihr Durchmesser, die Wärmeleitfähigkeiten der involvierten Stoffe und die Einbettungslänge des Sensors im Bauteil Einfluss haben. Eine Abschätzung dieser Ungenauigkeiten für einen Temperatursensor mit thermischer Kopplung zur Umgebung wurde gemäß der ausführlichen Beschreibung in [Ber14] durchgeführt und ergab eine Ungenauigkeit von ungefähr $2,0\text{K}$ bei einer

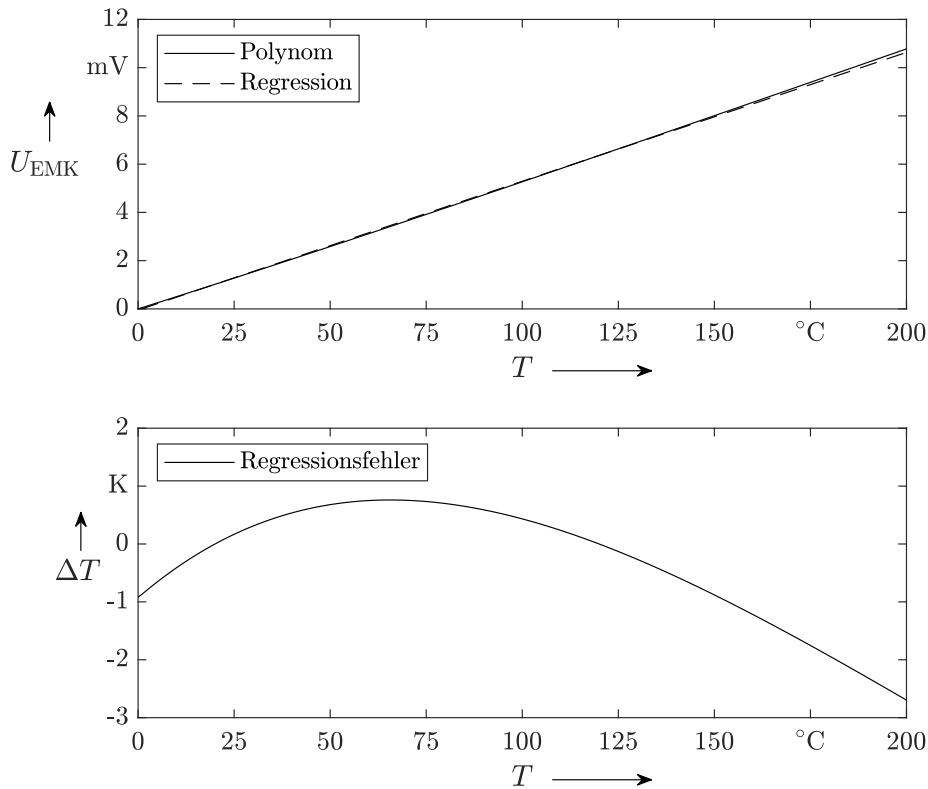


Abbildung 5.7: Polynom der Thermospannung von Thermoelement Typ J nach DIN-EN-60584 in [DIN14] mit Regressionsgerade (oben) und daraus resultierenden Fehlern (unten)

Messstellentemperatur von 100 °C. Der Zusammenhang ist unter Vernachlässigung von äußeren Effekten linear, daher wird an dieser Stelle für $RT = 20\text{ °C}$ ein linearer Anstieg des Fehlers von $u_{ES}(\Delta T = 0\text{ K}) = 0\text{ K}$ bis $u_{ES}(\Delta T = 80\text{ K}) = 2,0\text{ K}$ und darüber hinaus angenommen.

An dieser Stelle überlagern sich Abweichungen aus Regression, Messinstrumenten und Einbausituation. Da die Abweichungen nicht zusammenhängen, kann keine Aussage über deren Fortpflanzung getroffen werden. Es wird daher der Extremfall einer vollständigen Addition der absoluten Abweichungen angenommen. Insgesamt folgt daraus für die geschätzte absolute Messabweichung der Thermoelemente

$$\begin{aligned} u_{TE}(\Delta T) &= u_{LR} + u_{NI} + u_{ES}(\Delta T) \\ &= 1,0\text{ K} + 1,0\text{ K} + 2,0\text{ K} \frac{\Delta T}{80\text{ K}} = 2,0\text{ K} + \frac{\Delta T}{40} \end{aligned} \quad (5.5)$$

Die von (5.5) beschriebene Messabweichung wird genutzt, um die Monte-Carlo-Simulation in Abschnitt 6.3.4 durchzuführen, aus der die charakteristischen Größen der bewegten Wärmequelle hervorgehen.

5.3.2 Thermographie

Zur Beurteilung der Werkzeugtemperatur wurde eine Thermografiekamera des Typs *thermoIMAGER TIM 400* der Firma *Micro-Epsilon GmbH* mit

Tabelle 5.4: Eigenschaften des Temperaturmessmoduls NI-9210 aus [Nat18]

Anzahl Kanäle	4 Thermoelement-Anschlüsse
	1 interne Kaltstellenkompensation
Anschluss	Leiterplattensteckverbinder mit Federklemmen
Abtastrate	14 S/s
Typische Genauigkeit ¹	0,8 K
Sensitivität	< 0,05 K
Konvertierungszeit pro Kanal	70 ms

¹ Umgebungstemperatur 23,5 °C, Thermoelement Typ J mit Mini-TC Anschluss, Messstellentemperatur 100 °C

einer Auflösung von 382x288 Pixeln und einer Bildfrequenz von 80 Hz eingesetzt. Diese stellte sicher, dass bei der spanenden Bearbeitung ein stationärer Zustand erreicht wurde, bevor die Werkstückposition mit der Messstelle der Thermoelemente erreicht wurde.

Da Hochgeschwindigkeits-Wärmebildkameras, wie bspw. von Hohensee in [Hoh92] oder Klingelhöller in [Kli16] eingesetzt, die Schneidentemperatur aufgrund der Abschattung durch Späneflug lediglich deutlich nach dem Eingriff bzw. die Werkstücktemperatur nur außerhalb der Schnittzone messen können, sind sie keine adäquate Methode für die vorliegende Problemstellung.

5.3.3 Pyrometrie

Zur Messung der Schneidentemperaturen im Eingriff kam das Zwei-Farben-Pyrometer *Fire-3* der Firma *en2Aix - energy engineering Aachen GmbH* mit einer *OPTRAN ULTRA* Faser zum Einsatz. Dieses von Müller in [Mül04] beschriebene System misst Oberflächentemperaturen über die Intensität von zwei Wellenlängen (1,7 µm und 2,0 µm) der abgegebenen Wärmestrahlung. Unter der Annahme, dass ein grauer Strahler vorliegt, siehe Abschnitt 4.2.3, ist die Messung damit unabhängig vom Emissionsgrad der Oberfläche. Dies ist bei der vorliegenden Bearbeitung besonders hilfreich, da bei der Vermessung der Schneide ein ständiger Materialwechsel an der abgetasteten Stelle zwischen CFK-Staub und PKD-Schneide auftritt.

Die Genauigkeit des genutzten Pyrometers wird in [MR01] beschrieben und hängt von der beobachteten Oberfläche ab. Polierte metallische Oberflächen führen danach zu größeren relativen Fehlern von bis zu 11,8 % bei Temperaturen von 1500 K. PKD-Schneiden sind zwar poliert, werden im Prozess jedoch schnell von CFK-Staub besetzt. Da weiterhin der relative Fehler etwa linear mit der Temperatur steigt und die vorliegenden Temperaturen \ll 1000 K betragen, wird der relative Fehler in Übereinstimmung mit [MR01] auf kleiner 8 % abgeschätzt.

5.3.4 Kraft- und Drehmomentmessung

Zur Messung der Schnittmomente beim Fräsen wurde ein rotierendes 2-Komponenten Dynamometer 9125A der Firma *Kistler Instrumente AG* eingesetzt, siehe Abbildung 5.5. Das rotierende Dynamometer wird über einen Stator mit Strom versorgt und überträgt über diesen auch die aufgenommenen Daten an die Verarbeitungseinheit. Im Rotor selbst ist neben den piezoelektrischen Sensoren auch ein Ladungsverstärker verbaut, sodass die Verarbeitungseinheit nur Spannungen und keine Ladungen misst [Kis03].

Die Eigenschaften des Dynamometers gibt Tabelle 5.5 an. Hiernach ist die maximale Drehzahl in den in dieser Arbeit beschriebenen Experimenten nicht durch die WZM beschränkt, sondern durch das Dynamometer. Die genutzten Messbereiche sind Fz2 für die Axialkraft sowie Mz3 für das Schnittmoment, wofür in der Tabelle auch die Empfindlichkeiten angegeben sind.

Die mittels rotierendem 2-Komponenten Dynamometer gemessenen Schnittmomente werden in der Auswertung der Versuche dazu genutzt, die mechanische Leistung P_M beim Fräsprozess zu berechnen:

$$P_M = M \cdot \omega = M \cdot n \cdot 2\pi \quad (5.6)$$

Hierbei ist M das vom Dynamometer gemessene Schnittmoment, ω die Winkelgeschwindigkeit und n die Drehzahl. Aufgrund der hochfrequenten Schwankungen des Schnittmoments wurde dies jeweils über die gesamte Eingriffsdauer gemittelt.

Tabelle 5.5: Eigenschaften des rotierenden 2-Komponenten Dynamometers Kistler 9125A, Daten aus [Kis03] sowie mitgeliefertem Kalibrierschein

Messbereich	Fz1	kN	-3 ... 3
	Fz2	kN	-1 ... 1
	Fz3	kN	-0,3 ... 0,3
Messbereich	Mz1	Nm	-50 ... 50
	Mz2	Nm	-20 ... 20
	Mz3	Nm	-10 ... 10
Empfindlichkeit	Fz2	mV/N	10,78
	Mz3	mV/Ncm	9,526
Linearität		% FSO	$\leq \pm 0,3$
max. Drehzahl		1/min	25.000
Eigenfrequenz Fz		Hz	5.000
Eigenfrequenz Mz		Hz	2.500
Gewicht des Rotors		kg	1,5

Zur Messung der Schnittkräfte in der Bauteilebene wurde eine Mehrkomponenten-Messplattform 9253B12, ebenfalls von der *Kistler Instru-*

VERSUCHSUMGEBUNG

mente *AG*, eingesetzt. Sie ist im Versuchsaufbau in Abbildung 5.5 dargestellt, ihre Eigenschaften enthält Tabelle 5.6. Weiterhin wurde sie zur Kontrolle der Größenordnung des vom rotierenden Dynamometer gemessenen Schnittmoments eingesetzt. Das Schnittmoment kann die Plattform nicht messen, da der bewegte Fräser über die Kräfte in der Ebene und den Hebelarm um das Zentrum der Plattform zusätzliche Momente ausübt. Ein Vergleich mit dem Schnittmoment des rotierenden Dynamometers ist damit nur im Zentrum der Plattform möglich.

Tabelle 5.6: Eigenschaften der Mehrkomponenten-Messplattform Kistler 9253B12, Daten aus [Kis14] sowie mitgeliefertem Kalibrierschein

Messbereich	F _x	kN	-10...10
	F _y	kN	-10...10
	F _z	kN	-10...20
Empfindlichkeit	F _x , F _y	pC/N	-7,7
	M _{z3}	pC/N	-3,9
Linearität		% FSO	≤ ±0,4
Eigenfrequenz F _z		Hz	800
Eigenfrequenz F _y		Hz	750
Eigenfrequenz M _z		Hz	850
Gewicht		kg	40

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

In diesem Kapitel werden die Werkstück-Temperaturen während der Zerspanung von UD-CFK mit variabler Faserorientierung zunächst analytisch modelliert. Anschließend wird mittels numerischer Simulation eine Verifizierung der analytischen Modellierung durchgeführt sowie der Effekt temperaturabhängiger Werkstoffeigenschaften untersucht. Schließlich werden die experimentellen Untersuchungen ausgewertet.

6.1 ANALYTISCHE MODELLIERUNG

Das bereits vorgestellte Modell zur Bestimmung der Temperaturverteilung in Körpern mit isotropen Wärmeleitungseigenschaften von Jaeger wurde in [Meh+19] erstmals für orthotrope Körper mit beliebiger Faserorientierung adaptiert. Das erweiterte Modell ermöglicht damit u. a. die Beschreibung der Wärmeleitung bei der Umrissbearbeitung von UD-CFK. Nach der Herleitung des orthotropen Modells werden in diesem Kapitel die Besonderheiten bei der Implementierung als Computerprogramm, eine Fehleranalyse sowie eine Parameterstudie vorgestellt.

6.1.1 Vereinfachende Annahmen

Analog zum Modell des Temperaturfeldes im isotropen Körper, siehe Abschnitt 4.3.1, wurde in [Meh+19] eine analytische Formulierung des Temperaturfeldes in orthotropen Körpern hergeleitet. Die Besonderheit dieser Darstellung ist, dass der Faserorientierungswinkel Φ frei gewählt werden kann. Für das Modell gelten die gleichen Randbedingungen wie für den isotropen Fall, es entspricht in seinem Aufbau Abbildung 4.7.

Dem herzuleitenden Modell liegen im Vergleich zur realen Besäumung mehrere Annahmen und Vereinfachungen zugrunde, welche in [Jae42] und [Meh+19] beschrieben wurden.

Die größte Vereinfachung stellt die Vernachlässigung des Zerspanvorgangs dar, weder die Bewegung des Werkzeugs noch die Erzeugung und Entfernung der Späne werden berücksichtigt. Damit entfallen sämtliche mechanischen Betrachtungen. Auch die eigentlich periodischen Schneideneingriffe werden wegen ihrer sehr hohen Eingriffsfrequenz und damit einhergehender hoher Schnittgeschwindigkeit beim Reibvorgang am Werkstück im Vergleich zur geringen Geschwindigkeit der Wärmeleitung zu einer kontinuierlich wirkenden Wärmequelle vereinfacht. Eine zugehörige Fehlerabschätzung liefert Abschnitt 6.1.5. Der über Strahlung und Konvektion ablaufende Wärmeverlust des Werkstücks an die Umgebung wird ebenfalls vernachlässigt, da der halbunendliche Körper wie in Abschnitt 4.3.1 abgesehen von der bewegten Wärmequelle adiabatisch ist.

6.1.2 Temperaturfeld im orthotropen Körper

Im Folgenden wird die Herleitung des Modells der bewegten streifenförmigen Wärmequelle am orthotropen Körper vorgestellt, sie folgt dem in Abbildung 6.1 gezeigten Vorgang. Zur Lösung der algebraischen Aufgaben wurde das Computeralgebrasystem *Maple* genutzt.

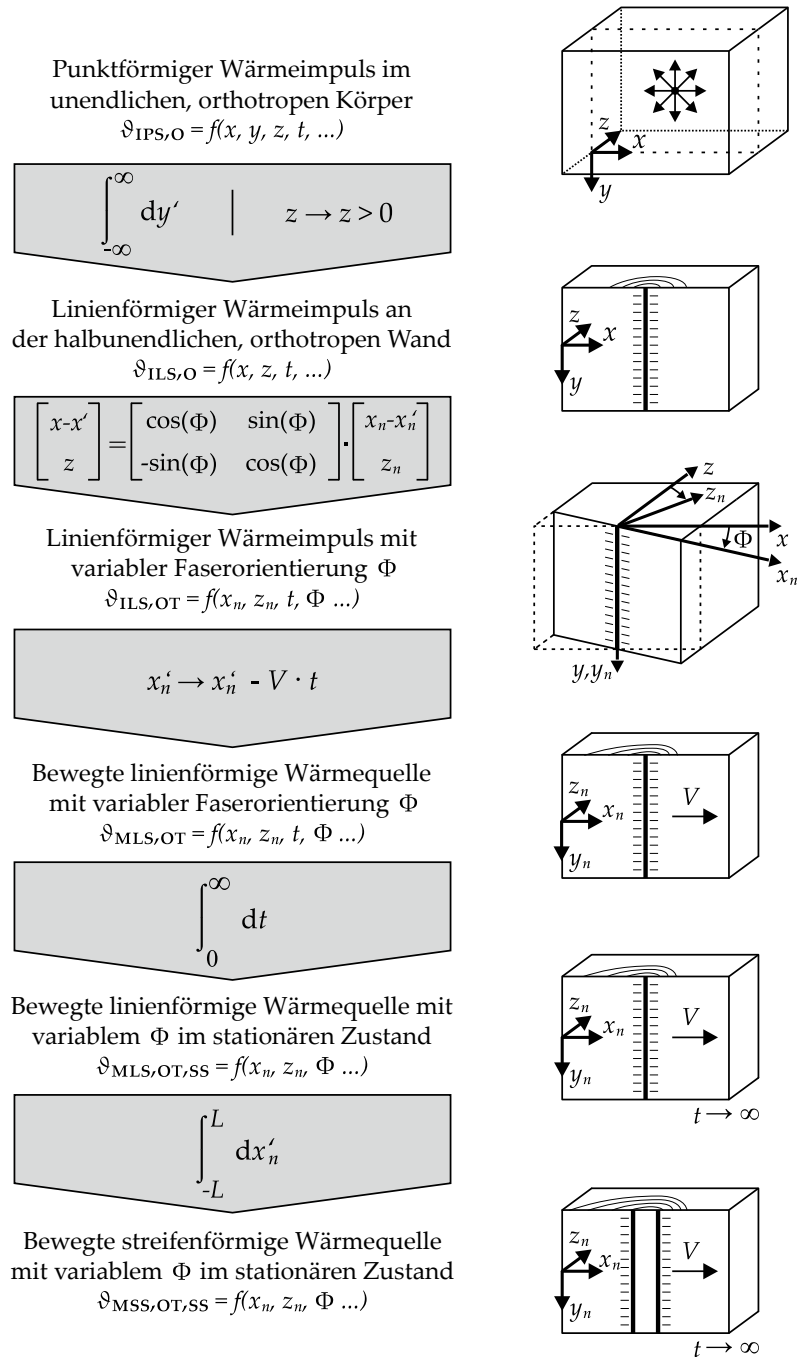


Abbildung 6.1: Vorgehensweise bei der Herleitung des durch die streifenförmige Wärmequelle am orthotropen Körper ausgelösten Temperaturfelds $\vartheta_{MSS,OT,SS}$ mit einer durch Transformation der Koordinaten beliebigen Faserorientierung im stationären Zustand

Punktförmiger Wärmeimpuls

Ausgehend von der partiellen Differentialgleichung der Wärmeleitung für orthotrope Körper in (4.35) wurde von Carslaw und Jaeger in [CJ59] die Formulierung für den punktförmigen Wärmeimpuls im unendlich ausgedehnten, orthotropen Körper vorgestellt, siehe (4.36).

Dabei ist nach hier verwendeter Definition k_{11} die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Koordinate der Faserorientierung x . k_{22} und k_{33} bezeichnen die Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserorientierung in den Koordinatenrichtungen y und z .

Linienförmiger Wärmeimpuls

Aufbauend auf dem punktförmigen Wärmeimpuls folgt die Herleitung des linienförmigen Wärmeimpulses ILS an der halbunendlichen, orthotropen Wand aus der Integration in y -Richtung. Hierzu wird die punktförmig eingebrachte Wärmemenge Q_0 durch eine linienbezogene Wärmemenge Q'_0 ersetzt. Weiterhin wird eine Verdopplung der Wärmemenge eingeführt, da dies der Erwärmung der Halbebene im Gegensatz zum gesamten Raum entspricht:

$$\begin{aligned}
 \vartheta_{\text{ILS,O}} &= \int_{-\infty}^{\infty} \frac{2Q'_0}{Q_0} \vartheta_{\text{IPS,O}} dy' \\
 &= \frac{2Q'_0(\rho c)^{1/2}}{8(\pi^3 t^3 k_{11} k_{22} k_{33})^{1/2}} \\
 &\quad \int_{-\infty}^{\infty} dy' \exp\left(-\frac{\rho c}{4t} \left[\frac{(x-x')^2}{k_{11}} + \frac{(y-y')^2}{k_{22}} + \frac{(z-z')^2}{k_{33}} \right]\right) \\
 &= \frac{Q'_0}{2\pi t \sqrt{k_{11} k_{33}}} \exp\left(-\frac{\rho c}{4t k_{11} k_{33}} \left[k_{33}(x-x')^2 + k_{11}z^2 \right]\right)
 \end{aligned} \tag{6.1}$$

Da die Wärmequelle an der Oberfläche verbleibt, gilt $z' = 0$, wodurch der entsprechende Term hier wegfällt. Der Index O steht für orthotrop.

Linienförmiger Wärmeimpuls mit Koordinatentransformation

Eine Koordinatentransformation um die y -Achse mit dem Faserorientierungswinkel Φ ergibt das neue Koordinatensystem mit den Hauptachsen x_n , y_n , und z_n , Abbildung 6.1. Die zugehörige Transformationsmatrix

$$\begin{bmatrix} x - x' \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \Phi & \sin \Phi \\ -\sin \Phi & \cos \Phi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x_n - x'_n \\ z_n \end{bmatrix} \tag{6.2}$$

überführt die Formulierung für die einfache linienförmige Wärmequelle aus (6.1) in die transformierte Version:

$$\begin{aligned}
 \vartheta_{\text{ILS,\Phi}} &= \frac{Q'_0}{2\pi t \sqrt{k_{11} k_{33}}} \exp\left(-\frac{\rho c}{2t k_{11} k_{33}} \right. \\
 &\quad \cdot \left[k_{33}((x_n - x'_n) \cos \Phi + z_n \sin \Phi)^2 \right. \\
 &\quad \left. \left. + k_{11}(-(x_n - x'_n) \sin \Phi + z_n \cos \Phi)^2 \right] \right)
 \end{aligned} \tag{6.3}$$

Der Index Φ verdeutlicht, dass eine beliebige Faserorientierung des orthotropen Körpers eingesetzt werden kann. Die Wärmeleitfähigkeiten k_{11} und k_{33} sind nicht mehr parallel zu x_n und z_n , wenn $\Phi \neq 0^\circ$.

Bewegte linienförmige Wärmequelle

Für die bewegte linienförmige Wärmequelle MLS wird in (6.3) die Geschwindigkeit eingefügt, indem Vt in die enthaltenen Terme der x_n -Richtung eingesetzt wird. Zur besseren Lesbarkeit wird weiterhin die Ersatzvariable $S := x_n - x'_n$ definiert. Zudem wird die Wärmemenge Q'_0 durch einen linienbezogenen Wärmestrom über einen infinitesimal kurzen Zeitraum $\dot{Q}'_{\text{HS}} dt$ ersetzt:

$$\vartheta_{\text{MLS},\Phi} = \int_0^t \frac{\dot{Q}'_{\text{HS}} dt}{2\pi t \sqrt{k_{11}k_{33}}} \exp\left(-\frac{\rho c}{4tk_{11}k_{33}} \cdot \left[k_{33}((S + Vt) \cos \Phi + z_n \sin \Phi)^2 + k_{11}(-(S + Vt) \sin \Phi + z_n \cos \Phi)^2 \right]\right) \quad (6.4)$$

Die Integration der obigen Gleichung im Zeitbereich ergibt einen stationären Zustand, wenn man eine bereits erfolgte unendlich lange Bewegung voraussetzt. Das Temperaturfeld ergibt sich dann zu:

$$\begin{aligned} \vartheta_{\text{MLS},\Phi,\text{SS}} &= \frac{\dot{Q}'_{\text{HS}}}{2\pi t \sqrt{k_{11}k_{33}}} \int_0^\infty dt \exp\left(-\frac{\rho c}{4tk_{11}k_{33}} \cdot \left[k_{33}((S + Vt) \cos \Phi + z_n \sin \Phi)^2 + k_{11}(-(S + Vt) \sin \Phi + z_n \cos \Phi)^2 \right]\right) \\ &= \frac{\dot{Q}'_{\text{HS}}}{\pi \sqrt{k_{11}k_{33}}} \exp(G_E) K_0\{G_K\} \end{aligned} \quad (6.5)$$

Zur besseren Lesbarkeit sind für (6.5) die Hilfsvariablen G_E und G_K definiert worden als

$$G_E = \frac{\rho c V}{2k_{11}k_{33}} (k_{11} - k_{33}) \left(S \cos^2 \Phi + z_n \sin \Phi \cos \Phi - \frac{k_{11}S}{k_{11} - k_{33}} \right) \quad (6.6)$$

und

$$\begin{aligned} G_K &= \frac{\rho c V}{2k_{11}k_{33}} \left((k_{11} - k_{33}) \left(k_{11} - (k_{11} - k_{33}) \cos^2 \Phi \right) \right)^{1/2} \\ &\quad \left((z_n^2 - S^2) \cos^2 \Phi - 2z_n S \sin \Phi \cos \Phi + \frac{k_{11}S^2 + k_{33}z_n^2}{k_{11} - k_{33}} \right)^{1/2}, \end{aligned} \quad (6.7)$$

wobei hier ebenfalls $S := x_n - x'_n$ eingesetzt wurde.

Bewegte streifenförmige Wärmequelle

Für die bewegte streifenförmige Wärmequelle MSS wird der linienbezogene Wärmestrom in (6.5) zunächst durch eine flächenbezogene Wärmestromdichte ersetzt, also $\dot{Q}'_{\text{HS}} = \dot{q}_{\text{HS}} dx'_n$. Durch die im vorigen Abschnitt eingeführte Variable $S := x_n - x'_n$ verschieben sich die Integrationsgrenzen wie in Abschnitt 4.3.1 für den isotropen Fall beschrieben und es folgt

$$\begin{aligned} \vartheta_{\text{MSS},\Phi,\text{SS}} &= \int_{-L}^L \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\dot{Q}'_{\text{HS}}} \vartheta_{\text{MLS},\Phi,\text{SS}} dx'_n = \int_{x_n-L}^{x_n+L} \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\dot{Q}} \vartheta_{\text{MLS},\Phi,\text{SS}} dS \\ &= \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\pi\sqrt{k_{11}k_{33}}} \int_{x_n-L}^{x_n+L} \exp(G_E) K_0\{G_K\} dS \end{aligned} \quad (6.8)$$

mit den zuvor definierten Hilfsvariablen G_E und G_K sowie $s_{\text{HS}} = 2L$, siehe dazu auch Abbildung 4.7. Der Ausdruck ist nicht weiter zu vereinfachen und erfordert die numerische Berechnung des Integrals. Das Einsetzen von $k_{11} = k_{33}$ in (6.6) und (6.7) führt (6.8) über in (4.46).

6.1.3 Implementierung der Berechnung

Die direkte Berechnung von Ausdrücken wie in (6.8) ist mithilfe numerischer Verfahren möglich. Es bestehen jedoch Einschränkungen, welche sich aus der endlichen Rechengenauigkeit von Prozessoren ergeben. Wie hier gezeigt, führen mathematische Überlegungen zur Überwindung dieser Einschränkungen. Weiter wird eine Abschätzung der Rechengenauigkeit der modifizierten Berechnung abgegeben.

Vermeidung von Rundungsfehlern bei Gleitkommaoperationen

Die Formulierung in (6.8) enthält ein Integral, in welchem für große Werte von S und z_n mit dem Term der Exponentialfunktion $\exp(G_E)$ ein sehr großer und mit dem Term der Bessel-Funktion $K_0\{G_K\}$ ein sehr kleiner Faktor vorkommen. Je weiter die Koordinaten von der Wärmequelle entfernt sind, desto stärker wird diese Ausprägung. Aus diesem Verhalten resultieren Fehler, wenn der zulässige Wertebereich der Gleitkommazahlen verlassen wird, also Terme gegen null bzw. 'Inf' gehen und das Ergebnis im Computer fälschlicherweise auf Null abgerundet oder in Kombination mit 'Inf' auf 'NaN' gesetzt wird.

Eine mögliche Lösung ist es, Terme dieser Größe über einen Ersatz der Bessel-Funktion zu vermeiden, wie in [Mül04] mittels Polynomapproximation aus [AS72] gezeigt. Die Polynomapproximation ergibt sich aus einer asymptotischen Folge, in welcher der Fehler des Restglieds ersichtlich ist. Die asymptotische Folge der modifizierten Bessel-Funktion zweiter Gattung für eine konstante Ordnung ν , große Funktionsargumente $|u|$, $\mu = 4\nu^2$ sowie im Falle komplexer Zahlen $|\arg u| < \frac{3}{2}\pi$ lautet nach [AS72]

$$\begin{aligned} K_\nu(u) = \sqrt{\frac{\pi}{2u}} e^{-u} \left\{ 1 + \frac{\mu-1}{8u} + \frac{(\mu-1)(\mu-9)}{2!(8u)^2} \right. \\ \left. + \frac{(\mu-1)(\mu-9)(\mu-25)}{3!(8u)^3} + \dots \right\} \end{aligned} \quad (6.9)$$

Nach [Bro+15] ergibt das Abschneiden nach dem vierten Glied

$$K_\nu(u) = \sqrt{\frac{\pi}{2z}} e^{-u} \left\{ 1 + \frac{\mu-1}{8u} + \frac{(\mu-1)(\mu-9)}{2!(8u)^2} + \frac{(\mu-1)(\mu-9)(\mu-25)}{3!(8u)^3} + \mathcal{O}\left(\frac{1}{u^4}\right) \right\} \quad (6.10)$$

mit einer Abschätzung des Restglied-Fehlers über das Landau-Symbol \mathcal{O} . In diesem Fall verbleibt ein Fehler der Größenordnung u^{-4} . Die geforderte Bedingung für das Argument von u mit $|\arg u| < \frac{3}{2}\pi$ wird im Folgenden mit $|\arg G_K| = 0$ erfüllt. Da hier für die Ordnung $\nu = 0$ gilt, ist $\mu = 4\nu^2 = 0$. Damit ergibt sich näherungsweise

$$K_0(G_K) \approx \sqrt{\frac{\pi}{2G_K}} e^{-G_K} \left\{ 1 - \frac{1}{8G_K} + \frac{9}{2!(8G_K)^2} - \frac{9 \cdot 25}{3!(8G_K)^3} \right\} \quad (6.11)$$

Das Einfügen der asymptotischen Folge von (6.11) in die Formulierung für das Temperaturfeld in (6.8) ergibt

$$\vartheta_{\text{MSS},\Phi,\text{SS}} \approx \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\pi \sqrt{k_{11}k_{33}}} \int_{x_n-L}^{x_n+L} \exp(G_E - G_K) \sqrt{\frac{\pi}{2G_K}} \left\{ 1 - \frac{1}{8G_K} + \frac{9}{2!(8G_K)^2} - \frac{9 \cdot 25}{3!(8G_K)^3} \right\} dS \quad (6.12)$$

Bei großen Werten von G_E und G_K versagt die numerische Berechnung des Integrals in (6.8). Die asymptotische Folge von (6.12) wird hingegen genauer, je größer das enthaltene Funktionsargument G_K ist, während sie gleichzeitig robuster gegenüber großen Werten für G_E ist. Daher wird bei der Umsetzung im Programm ein Ansatz verfolgt, bei dem bei kleinen Funktionsargumenten die Bessel-Funktion und bei $G_E > 100$ bzw. $G_K > 100$ die asymptotische Folge genutzt wird. Die Umsetzung dieses Ansatzes zeigt Skript 6.1. Eine beispielhafte Berechnung der Temperaturen an der Schnittkante zeigt Abbildung 6.2. Hier wird deutlich, dass die Bessel-Funktion bei großer Entfernung zur Wärmequelle undefiniert ist, siehe unten links. Gleichzeitig ist die Nutzung der Reihenentwicklung mit einem Term vor allem im Bereich der Wärmequelle ungenau, während die Reihenentwicklung mit vier Termen beim Erreichen der Wärmequelle schlagartig undefiniert ist, siehe unten rechts. Der kombinierte Ansatz aus Skript 6.1 zeigt über den gesamten Bereich eine zuverlässige Berechnung.

Zur Verdeutlichung der internen Abläufe des Programms sind in Abbildung 6.3 die Differenzen aus den verschiedenen Ansätzen mit der einfachen Bessel-Funktion ϑ_{BF} dargestellt. Es wird deutlich, wie die kombinierten Ansätze in der Umgebung des Werts G_E bzw. $G_K > 100$ in die Bessel-Funktion übergehen (für diesen speziellen Fall an der Schnittkante mit $z_n = 0$ liegen G_E und G_K teilweise übereinander bzw. sind vom gleichen Betrag). Weiterhin zeigt sich, dass der kombinierte Ansatz $\vartheta_{\text{BF,RE4}}$ einen maximalen Fehler von etwa 10^{-8} K aufweist, während die Fehler bei $\vartheta_{\text{BF,RE1}}$ bis etwa 10^{-1} K ansteigen. Für andere Situationen liegen die Fehler teilweise höher, daher wurde die Umsetzung über die

```

1  function I_Theta = MSS_PHI_SS(S,zn,VRhoC,k11,k33,cosPhi,sinPhi)
2  % EingangsvARIABLEN
3  % S      Verschoebene x-Koordinate (Integrationsvariable)
4  % zn     Koordinate ins Werkstueck
5  % VRhoC  Produkt aus Geschwindigkeit, Dichte, Waermekapazitaet
6  % k11    Waermeleitfaehigkeit in Faserrichtung
7  % k33    Waermeleitfaehigkeit quer zur Faserrichtung
8  % cosPhi Cosinus des Faserorientierungswinkels
9  % sinPhi Sinus des Faserorientierungswinkels
10
11  G_E = VRhoC ./ (2*k11*k33) .* (k11-k33) * ...
12      ( S.*cosPhi.^2 + zn.*sinPhi.*cosPhi - k11*S / (k11-k33) );
13  G_K = VRhoC / (2*k11*k33) .* ...
14      sqrt( (k11-k33) * (k11 - (k11-k33).*cosPhi.^2) ) .* ...
15      sqrt( (zn.^2-S.^2).*cosPhi.^2 - 2*zn.*S.*sinPhi.*cosPhi + ...
16      ( k11*S.^2 + k33*zn.^2 ) / (k11-k33) );
17
18  if max(G_E(:)) > 100 || max(G_K(:)) > 100
19      I_Theta = exp(G_E - G_K) .* sqrt(pi./(2*G_K)) .* ...
20          ( 1 - 1. / (8.*G_K) + 9 ./ (2.*(8.*G_K).^2) - ...
21          9*25 ./ (6.*(8.*G_K).^3) );
22  else
23      I_Theta = exp(G_E).* bessellk(0,(G_K));
24  end
25
26  end

```

Skript 6.1: MATLAB-Funktion zur Bestimmung des Integranden in der Berechnung der Temperaturfelder der streifenförmigen bewegten Wärmequelle am orthotropen Körper

Reihenentwicklung mit vier Termen aus (6.12) gewählt. Weiterhin ist das Verhalten der reinen Reihenentwicklungen (mit einem bzw. vier Termen) deutlich, welches sich bereits in Abbildung 6.2 abgezeichnet hat.

Steigerung der Rechengeschwindigkeit

Zur Beschleunigung der Berechnung wurde bei der Umsetzung in *MATLAB* darauf geachtet, for-Schleifen möglichst zu vermeiden. Bei der Aktivierung der Option *'ArrayValued'* der *integral()*-Funktion lässt sich so die Berechnung über Vektoren für z_n und Φ parallelisieren. Die einzig verbleibende for-Schleife ist die über x_n , da sich bei dessen Veränderung in (6.8) die Integrationsgrenzen verschieben. Auf diese Weise lässt sich die Rechenzeit teilweise um mehr als den Faktor zehn verkürzen, und man erreicht heute auf handelsüblichen Computern die Berechnung der Temperaturen an z. B. 200.000 Orten in einem Temperaturfeld in etwa einer halben Minute. Dies verdeutlicht, dass die Einschränkungen bezüglich der Rechendauer bei der Berechnung des Integrals, die z. B. in [Tön+92] genannt werden, bei geschickter Programmierung in Kombination mit der drastischen Steigerung der Rechengeschwindigkeit heute keine Gültigkeit mehr haben.

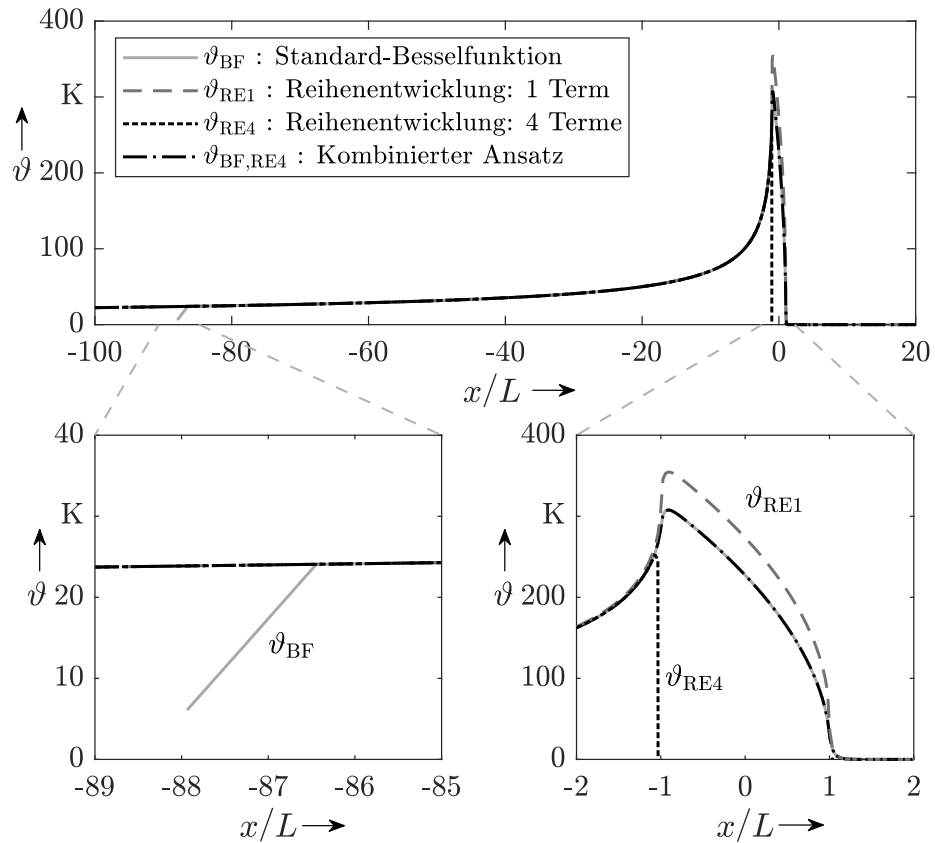


Abbildung 6.2: Anwendbarkeit der integrierten Bessel-Funktion sowie der sie ersetzenden Reihenentwicklungen. Oben: Betrachtetes Umfeld der Wärmequelle; unten: vergrößerte Ausschnitte der relevanten Bereiche

6.1.4 Parametervariation

Dieser Abschnitt verdeutlicht die Auswirkung der Parametervariation von Φ , s_{HS} , k_{11} , k_{33} und dem Produkt $\rho c V$ in (6.8) und den zugehörigen Definitionen der Hilfsvariablen in (6.6) und (6.7) auf das Temperaturfeld bzw. die maximal auftretenden Temperaturen, da die Zusammenhänge im Gegensatz zum isotropen Fall nicht direkt ersichtlich sind. Die Variation von \dot{q}_{HS} stellt lediglich eine lineare Skalierung dar und wurde daher nicht aufgeführt.

Sofern nicht anders angegeben, gelten im Vorgriff auf Abschnitt 6.3.3 und Abbildung 6.24 die Standardwerte in Tabelle 6.1, welche sich aus den Basisversuchen im experimentellen Teil der Arbeit ergeben haben. Es wurde auf diese Werte zurückgegriffen, da eine Entdimensionierung z. B. über die Péclet-Zahl nicht möglich ist. Damit wird in den folgenden Abbildungen eine realitätsnahe Abschätzung der Auswirkung von Parametervariationen dargestellt. Die thermischen Eigenschaften bei Raumtemperatur für das hier zugrunde liegende Material CFK-9857 sind Tabelle 5.1 entnommen. Als Geschwindigkeit wurde gemäß der Prozessparameter der Basisuntersuchungen $V = 0,002 \text{ m/s}$ gewählt.

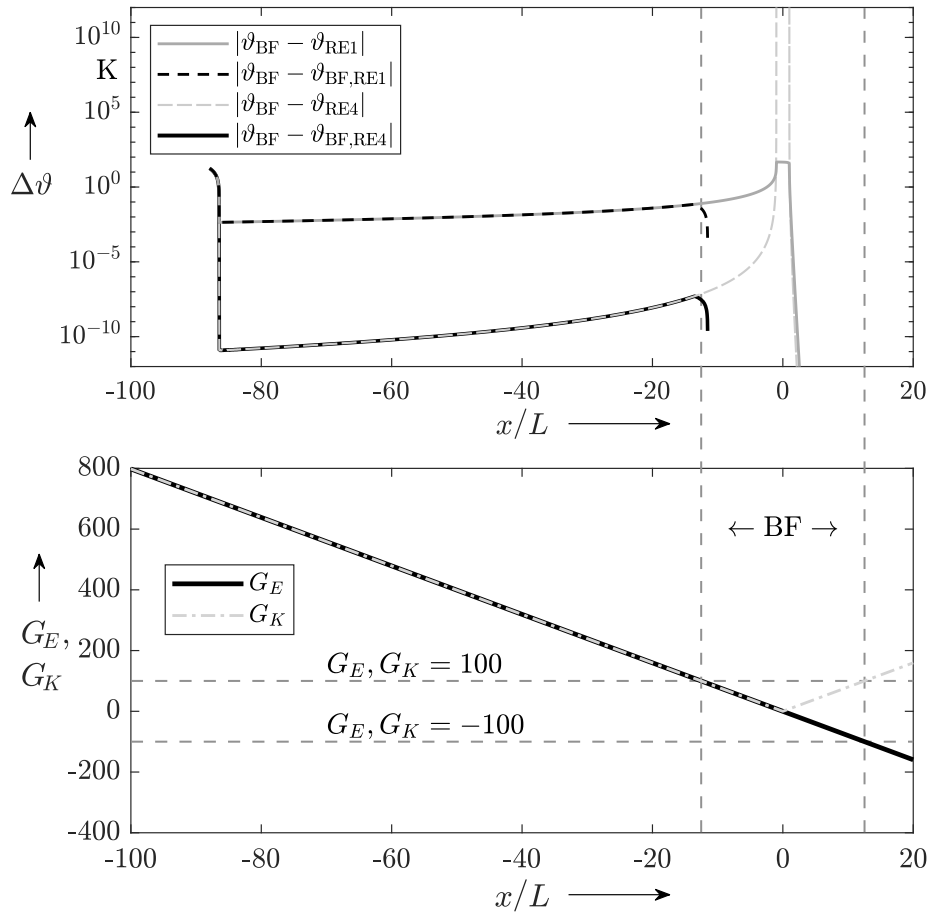


Abbildung 6.3: Präzision der Reihenentwicklung (oben), Entwicklung der abhängigen Variablen G_E und G_K (unten) mit markiertem Bereich der direkten Nutzung der Bessel-Funktion (BF)

Tabelle 6.1: Standardwerte der Parametervariation aus den experimentellen Basisuntersuchungen mit einer Materialstärke von 4,0 mm

Φ	s_{HS}	\dot{q}_{HS}	P_{HS}
0°	1,00 mm	378,6 kW/m ²	1,51 W
45°	4,14 mm	391,9 kW/m ²	6,49 W
90°	2,97 mm	760,4 kW/m ²	9,02 W
135°	2,07 mm	666,5 kW/m ²	5,51 W

Faserorientierung

Die Variation der Faserorientierung führt zu dem in Abbildung 6.4 gezeigten Ergebnis. In den vier Diagrammen ist jeweils die ursprüngliche Faserorientierung sowie Abweichungen von diesem Wert in Schritten von fünf Grad dargestellt.

Es zeigt sich, dass lediglich für die Faserorientierungen von $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ nennenswerte Unterschiede in den Maximaltemperaturen nahe der Schnittkante auftreten. Weiterhin ist das Verhalten für diese

beiden Winkel gegenteilig. Im Fall von $\Phi = 45^\circ$ führt ein steigender Faserorientierungswinkel zu geringeren Temperaturen, bei $\Phi = 135^\circ$ zu steigenden. Dies ist nur auf den ersten Blick überraschend, da eine Annäherung des Faserorientierungswinkels an $\Phi = 90^\circ$ die beste Ableitung der Wärme ins Werkstück ermöglicht. Für den umgekehrten Fall, also der Näherung an $\Phi = 0^\circ$ gilt entsprechend das Gegenteil.

Die Erklärung für die geringe Auswirkung der Variation bei den Winkeln $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 90^\circ$ liegt in der Einbeziehung von Φ in (6.6) und (6.7) begründet. Hier wird lediglich das Produkt von Sinus und Cosinus oder das Quadrat des Cosinus, jeweils vom Faserorientierungswinkel, genutzt. Nur beim Produkt von Sinus und Cosinus liegt für diese beiden genannten Winkel kein Extrempunkt vor, in welchem sich die Funktionswerte bei Variation nur geringfügig ändern.

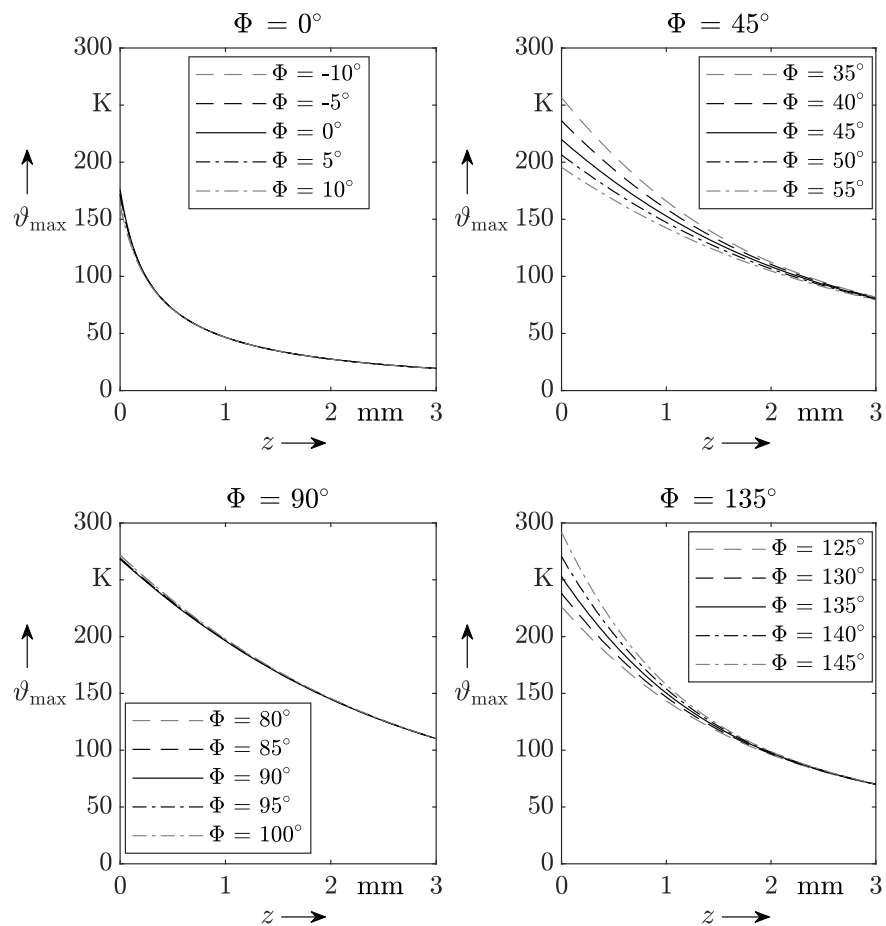


Abbildung 6.4: Einfluss abweichender Faserorientierungen auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante

Breite der Wärmequelle

Die Breite der Wärmequelle s_{HS} stellt eine Größe dar, um die der Erwärmung durch den Fräser äquivalente Wärmequelle zu beschreiben. Es handelt sich dabei nicht um eine direkt messbare geometrische Größe. Dennoch ist offensichtlich, dass s_{HS} einerseits nicht beliebig klein werden

kann, da sonst die Temperaturen an der Schnittkante unrealistisch hoch werden. Andererseits kann s_{HS} die Größenordnung, welche durch den Werkzeugdurchmesser vorgegeben ist, nicht nach oben verlassen.

Um zu verdeutlichen, welche Folgen eine Veränderung von s_{HS} hat, wird dieser Wert hier systematisch variiert. Dazu wird bei Variation der Wärmequellenbreite der Wärmestrom konstant gehalten, vergleiche Abschnitt 4.3.4. Die Standardwerte der Wärmeströme in den Faserorientierungen entstammen Tabelle 6.1. Da sich alle dort festgehaltenen Wärmequellenbreiten im Bereich $s_{HS} = 1,0 \dots 4,0$ mm bewegen, werden Werte in diesem Bereich für die Variation von s_{HS} genutzt. Die Berechnung der Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} für alle Faserorientierungen und Wärmequellenbreiten enthält Tabelle 6.2.

Tabelle 6.2: In Abbildung 6.5 eingesetzte Werte der Wärmequellenstärke \dot{q}_{HS} unter Variation der Wärmequellenbreite s_{HS}

Φ	$s_{HS} = 1$ mm	$s_{HS} = 2$ mm	$s_{HS} = 3$ mm	$s_{HS} = 4$ mm
0°	378,6 kW/m ²	189,3 kW/m ²	126,2 kW/m ²	94,6 kW/m ²
45°	1622,6 kW/m ²	811,3 kW/m ²	540,9 kW/m ²	405,7 kW/m ²
90°	2255,7 kW/m ²	1127,8 kW/m ²	751,9 kW/m ²	563,9 kW/m ²
135°	1378,5 kW/m ²	689,2 kW/m ²	459,5 kW/m ²	344,6 kW/m ²

Das Ergebnis der Variation zeigt Abbildung 6.5. Für $\Phi = 0^\circ$ sind die Unterschiede der Maximaltemperaturen ab einer Tiefe von etwa $z = 1$ mm vernachlässigbar. Bei $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ liegen sichtbare Veränderungen bis zu einer Tiefe von $z = 2$ mm vor, während bei $\Phi = 90^\circ$ bis zu einer Tiefe von etwa $z = 3$ mm deutliche Unterschiede erkennbar sind. In den später gezeigten Experimenten sind Thermoelemente bis zu einer minimalen Tiefe von $z_n = 1,5$ mm eingebracht - ein geringerer Abstand zur Schnittkante war praktisch nicht umsetzbar, weshalb die einzig verbleibende Verbesserungsmöglichkeit die Messung mittels Pyrometerfaser darstellte, die in den Hauptversuchen umgesetzt wurde. Dementsprechend wird deutlich, dass nur für Faserorientierungen $\Phi \neq 0^\circ$ eine genaue Berechnung der Wärmequellenbreite möglich ist und im Fall von $\Phi = 0^\circ$ nur eine Annäherung im Vergleich mit einer unteren Grenze von $s_{HS} = 0,0$ mm und einer oberen Grenze, die sich aus dem ähnlichsten Fall ergibt, möglich ist (sehr niedrige s_{HS} -Werte sind allerdings aufgrund der bei gleichem Wärmestrom dann sehr hohen Schnittkantentemperaturen unrealistisch). Dieser ähnlichste Fall liegt unter Betrachtung der Richtungen von Temperaturgradient, Vorschub und der Ausrichtung der Fasern bei $\Phi = 135^\circ$, wie auch von [Wan+16b] in Bezug auf den dort so genannten Dissipationsbereich skizziert.

Weiterhin sind große Unterschiede in den Maximaltemperaturen an der Schnittkante zu verzeichnen. So liegen die höchsten Werte für $\Phi = 90^\circ$ knapp 80 % über den niedrigsten, bei $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ sind es immer noch über 70 % Steigerung.

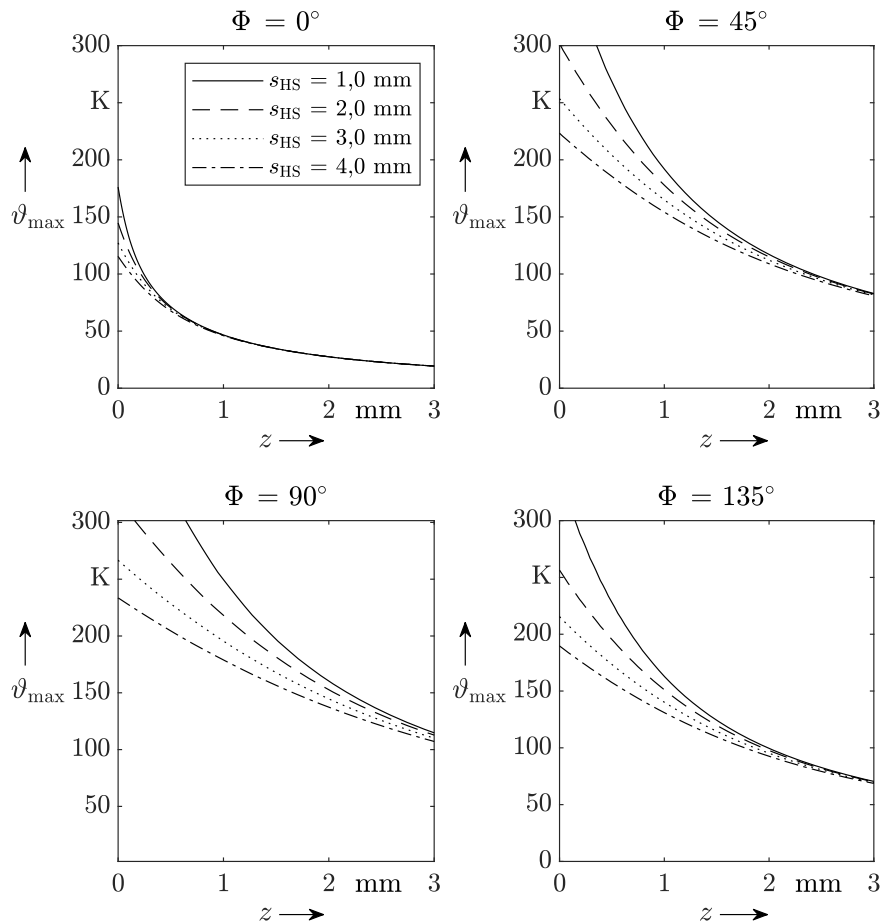


Abbildung 6.5: Einfluss der Wärmequellenbreite auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante bei jeweils konstantem Wärmestrom

Wärmeleitfähigkeiten

Bei der Variation der Wärmeleitfähigkeiten wurde differenziert zwischen k_{11} und k_{33} , um die jeweiligen Auswirkungen einer Variation unabhängig voneinander zu betrachten.

Im ersten Fall wurde daher nur k_{11} variiert, indem 80, 90, 100, 110 und 120 % des Basiswerts eingesetzt wurden. Das Ergebnis dieser Rechnung zeigt Abbildung 6.6. Auch hier wird deutlich, dass eine Veränderung der Wärmeleitfähigkeit nur geringe Auswirkungen auf das Ergebnis für $\Phi = 0^\circ$ hat, da hier nur die Wärmeleitfähigkeit entlang der Schnittkante verändert wird. Die größten Abweichungen zeigen sich hier erneut für $\Phi = 90^\circ$, da eine verbesserte Ableitung der Wärme ins Material direkt mit einer niedrigeren Maximaltemperatur korreliert. Die Veränderung bei den verbleibenden Winkeln ist etwas geringer als bei $\Phi = 90^\circ$.

Für den zweiten Fall, die Variation von k_{33} , ist kein Diagramm angegeben, da sich bei äquivalenter Variation nur geringfügige Temperaturunterschiede ergaben. Selbst der am stärksten beeinflusste Fall $\Phi = 0^\circ$ wies hierbei nur eine Veränderung der Maximaltemperatur an der Schnittkante von etwa 36 K auf. Bei den anderen Faserorientierungen lagen die Veränderungen bei < 10 K.

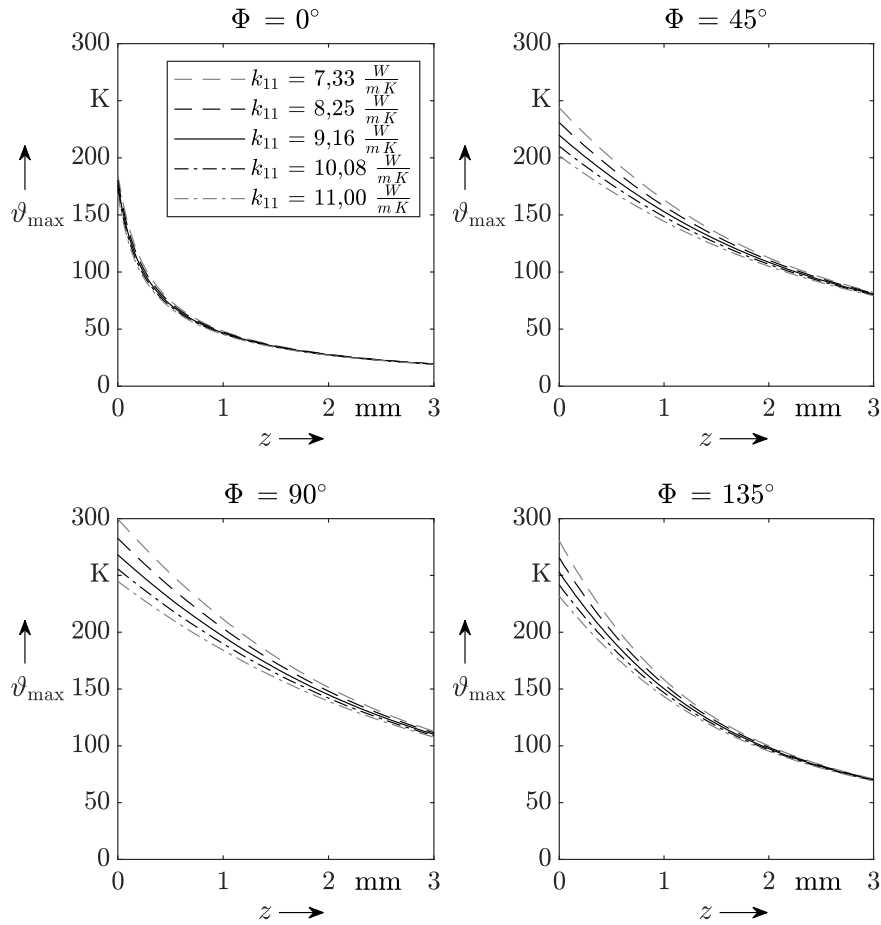


Abbildung 6.6: Einfluss der Variation der Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante

Dichte, Wärmekapazität, Vorschubgeschwindigkeit

Bei der Variation des Produkts ρcV wird der Umstand genutzt, dass die enthaltenen Größen ausschließlich in dieser Kombination in den Hilfsgrößen G_E in (6.6) und G_K in (6.7) enthalten sind, welche beide in die Berechnung der Temperatur der bewegten streifenförmigen Wärmequelle in (6.8) eingehen. Zur Darstellung der Auswirkungen in Abbildung 6.7 wurden 80, 90, 100, 110 und 120 % des Basiswerts des Produkts genommen, welcher in diesem konkreten Fall bei $2959 \frac{W}{m^2K}$ liegt.

Die Maximaltemperaturen liegen im Gegensatz zu den vorherigen Variationen über der gesamten Tiefe gleichmäßig verändert vor. Die Veränderung ist für $\Phi = 0^\circ$ am niedrigsten und für $\Phi = 90^\circ$ am höchsten. Ein höherer Wert des Produkts ρcV korrespondiert mit einer niedrigeren Temperatur. Für ρ und c liegt dies an der erhöhten Wärmemenge, die zur Aufheizung des Materials benötigt wird. Bei einer höheren Geschwindigkeit der Wärmequelle V sinkt bei gleichen Wärmequelleneigenschaften automatisch die pro Vorschubweg abgegebene Wärmemenge.

Absolut gesehen ist der vertikale Abstand der Kurven für $z = 0$ mm am höchsten, während er in Richtung größerer Werte von z sinkt. Gleichzeitig ist der relative Unterschied für $z = 0$ mm am geringsten. So weichen

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

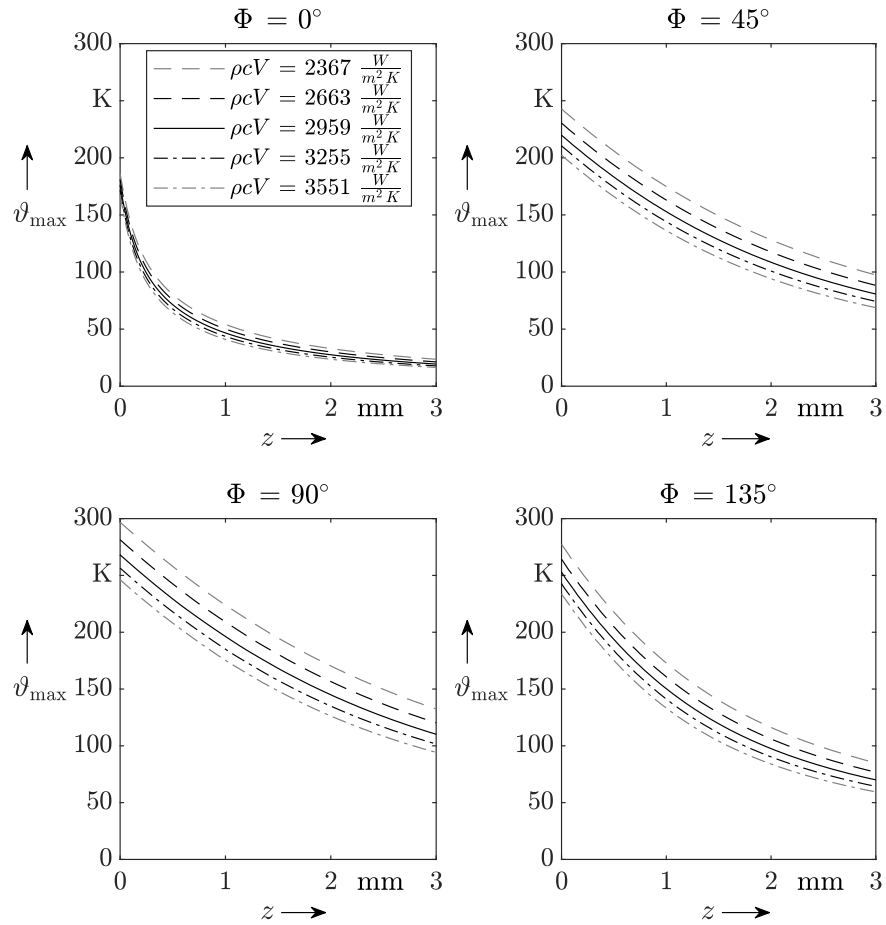


Abbildung 6.7: Einfluss der Variation des Produkts $\rho c V$ auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante

die Kurven bei $\Phi = 0^\circ$ bis etwa 6% vom Basiswert ab, bei den anderen Faserorientierungen bis 10,7%. Für $z = 2,9$ mm liegen die relativen Unterschiede jeweils ähnlich hoch bei bis zu 21,6%.

6.1.5 Fehleranalyse

Die angenommenen Vereinfachungen des hergeleiteten Modells führen zwangsläufig zu Ungenauigkeiten. Daher werden an dieser Stelle die Fehler betrachtet, die durch eine abweichende Wärmequellenform, die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften sowie den eigentlich periodischen Schneideneingriff entstehen.

Abweichende Wärmequellenform

Die in Gleichung (6.8) angegebene konstante Wärmequelle stellt lediglich eine mögliche Vereinfachung der realen Verhältnisse in der Schnittzone des Werkzeugs dar. Bereits Jaeger hat in [Jae42] weitere Wärmequellenformen beschrieben, die in Abbildung 6.8 gezeigt sind. Er stellt darin fest, dass es bei der Betrachtung der Temperaturen entlang der Schnittkante zu nicht

sehr großen Unterschieden bezüglich Maximal- und Durchschnittstemperaturen kommt. In diesem Abschnitt wird geprüft, ob diese Annahme auch für den vorliegenden Fall der orthotropen Wärmeleitung gilt. Dazu folgt zunächst eine Herleitung der Implementierung, anschließend ein Vergleich der verschiedenen Wärmequellenformen unter Nutzung der im Abschnitt 6.3 aufgeführten Standardwerte für \dot{q}_{HS} und s_{HS} .

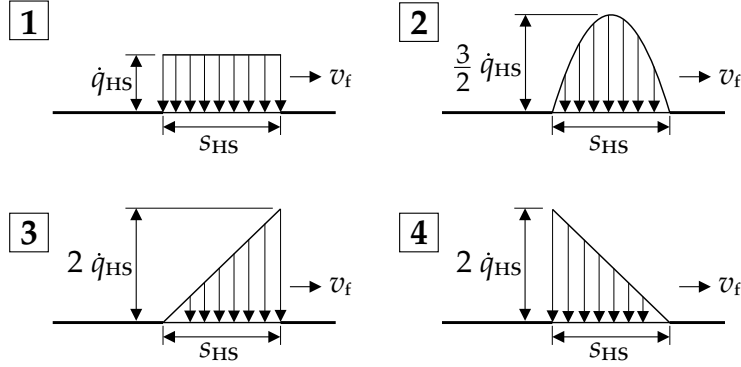


Abbildung 6.8: Untersuchte Wärmequellenformen mit gleicher Breite und gleichem Wärmestrom: In Vorschubrichtung (1) konstante, (2) parabelförmige, (3) linear steigende und (4) linear fallende Wärmestromdichte

Bei den von Jaeger in [Jae42] vorgeschlagenen Formen handelt es sich um eine parabelförmige sowie zwei dreieckige Wärmequellen, welche wie die konstante Wärmequelle die Breite s_{HS} aufweisen. Zudem haben sie den gleichen Flächeninhalt wie die Wärmequelle mit konstanter Wärmestromdichte und bewirken damit den gleichen Wärmestrom ins Bauteil. Zum Einfügen der abweichenden Wärmequellenform ist der Faktor $f(x'_n)$ in Gleichung (6.8) einzufügen, hier allerdings in der Ausführung ohne die Vereinfachung $S := x_n - x'_n$, also

$$\vartheta_{\text{MSS},\Phi,\text{SS}} = \frac{\dot{q}_{\text{HS}}}{\pi\sqrt{k_{11}k_{33}}} \int_{-L}^L \exp(G_E) K_0\{G_K\} f(x'_n) dx'_n, \quad (6.13)$$

da x'_n in $f(x'_n)$ vorkommt. Dies gilt entsprechend für G_E und G_K . Wie bereits zuvor erwähnt, gilt der Zusammenhang $s_{\text{HS}} = 2L$. Die Wärmequellen sind dann beschrieben durch die folgenden, auch in [Jae42] enthaltenen, Formulierungen für die verschiedenen Formen:

$$\text{konstant:} \quad f(x'_n) = 1 \quad (6.14a)$$

$$\text{parabelförmig:} \quad f(x'_n) = \frac{3}{2} \frac{L^2 - x_n'^2}{L^2} \quad (6.14b)$$

$$\text{linear steigend:} \quad f(x'_n) = \frac{L + x'_n}{L} \quad (6.14c)$$

$$\text{linear fallend:} \quad f(x'_n) = \frac{L - x'_n}{L}, \quad (6.14d)$$

Die zugehörige Abbildung 6.9 gibt die Maximaltemperaturen an der Schnittkante bis in eine Tiefe von $z = 2 \text{ mm}$ wieder, welche nach (6.13) für die in (6.14) beschriebenen Wärmequellenformen vorliegen. Aufgrund der sehr begrenzten Wärmeleitung in das Werkstück für die Faserorientierung

$\Phi = 0^\circ$ sind die Unterschiede der Maximaltemperaturen bis auf einen sehr kleinen Bereich nur sehr gering. Für $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ sind ähnliche Abweichungen zu verzeichnen, während sie für $\Phi = 90^\circ$ am größten sind. Für alle Faserorientierungen gilt, dass die in Vorschubrichtung *linear fallende* Form zu den höchsten Maximaltemperaturen führt, was anschaulich Sinn ergibt. Eine bereits durch eine geringe Wärmestromdichte sowie aus der Schnittregion vorlaufende Wärme vorgewärmte Position an der Schnittkante wird zunehmend weiter aufgeheizt, bis das Maximum kurz vor Ende des vorbeiziehenden Bandes erreicht wird. Dieser Temperaturverlauf entlang der Schnittkante wird von [Jae42] bestätigt. Die zweithöchsten Temperaturen erreicht demzufolge die parabelförmige Wärmequelle, während linear steigende und konstante Wärmequellenformen zu etwa gleich hohen Maximaltemperaturen führen.

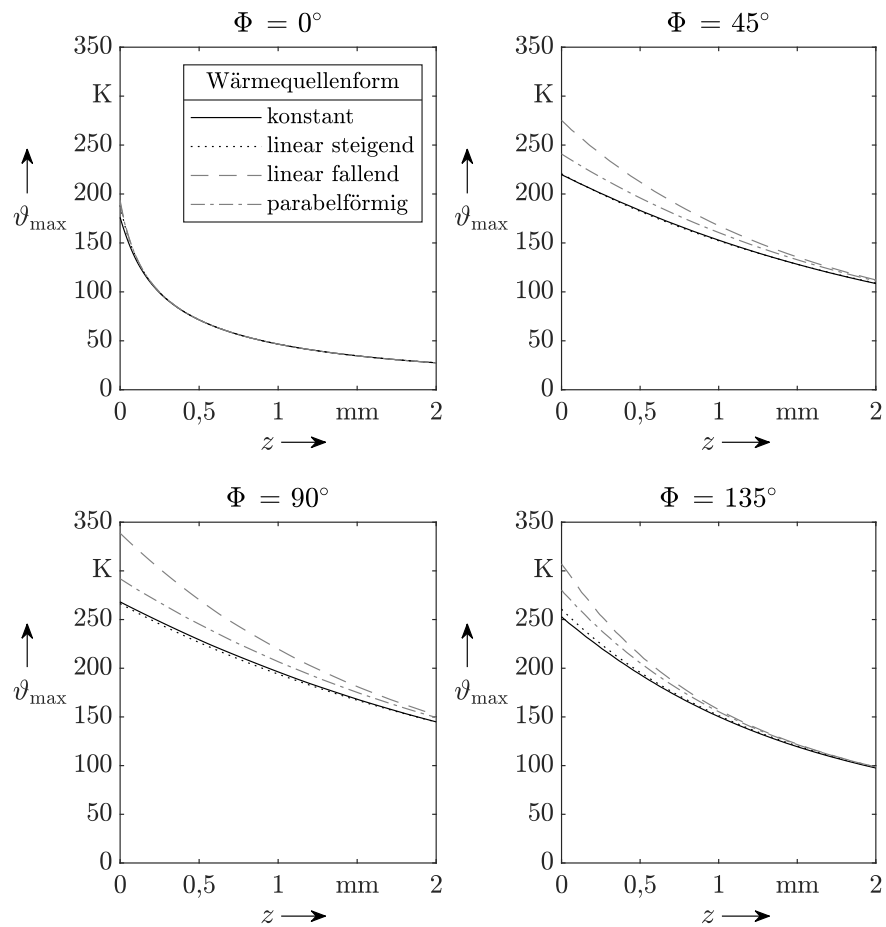


Abbildung 6.9: Einfluss der Wärmequellenform auf die maximalen Temperaturerhöhungen in der Umgebung der Schnittkante

Der gezeigte Ausschnitt der Materialtiefe wurde gewählt, da hier für die Faserorientierungen mit den höchsten Temperaturdifferenzen, $\Phi = 90^\circ$, bei $z = 2$ mm lediglich Abweichungen von unter 7 K vorliegen. Gleichzeitig ist an der Schnittkante bei $z = 0$ mm für $\Phi = 90^\circ$ ein Temperaturunterschied von etwa 72 K zwischen konstanter und linear fallender Wärmequellenform zu verzeichnen, was einem Anstieg von ungefähr 27% gegenüber der konstanten Form entspricht.

Verglichen mit der Situation in der realen Schnittzone ist ohne weitere Untersuchungen nicht klar, welche dieser Formen zum besten Modell führt. Einerseits heizt sich die Oberfläche der Schneidkante über steigendem Eingriffswinkel auf und die Spankammern füllen sich zunehmend mit heißem Staub, somit kann potentiell ein höherer Wärmestrom ins Werkstück übertragen werden, was für eine linear steigende Wärmequelle spricht. Andererseits existiert bei steigendem Eingriffswinkel eine zunehmende Menge im darauffolgenden Schnitt zu zerspanendes und somit isolierendes Material zwischen Schneidkante und späterer Werkstückkante, womit die Wärmeübertragung ins Werkstück behindert wird. Dies entspräche demnach einer linear fallenden Wärmequelle. Es ist vorstellbar, dass die reale Situation nicht von einem Einfluss dominiert wird, sondern entsprechend der parabelförmigen Wärmequelle beide berücksichtigt.

Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird aufgrund der ungeklärten Verhältnisse in der Schnittzone lediglich die konstant wirkende Wärmequellenform berücksichtigt. Diese stellt keinen konservativen Ansatz in Bezug auf den wirkenden Wärmestrom dar, da damit bei gleichem Wärmestrom die niedrigsten Temperaturen errechnet werden. Ein umgekehrt auf Basis der Temperaturen berechneter Wärmestrom wird also mit parabelförmiger und linear fallender Wärmequellenform niedriger sein. Allerdings sind die Unterschiede zwischen den Wärmequellenformen nur in einer Tiefe von $z < 2$ mm relevant. Da die Thermoelemente nur bis zu einer minimalen Tiefe von $z = 1,5$ mm platziert werden konnten, sind näherungsweise auch nur bis zu dieser Tiefe Abweichungen messbar, welche in die Berechnung der Wärmequelleneigenschaften \dot{q}_{HS} und s_{HS} einfließen. Der in Abbildung 6.9 erst bei $z < 1,5$ mm stark nach oben abweichende Verlauf der maximalen Temperaturerhöhungen für die parabelförmigen und linear fallenden Wärmequellen bedeutet wiederum, dass nur geringe Abweichungen der Wärmequelleneigenschaften zu erwarten sind.

Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften

Im vorgestellten Modell wird vereinfachend angenommen, dass die thermischen Werkstoffeigenschaften temperaturunabhängig sind und für den Wert von 20°C vorliegen. Tatsächlich sind die spezifische Wärmekapazität sowie die Wärmeleitfähigkeiten bei Temperaturänderung nicht konstant, siehe auch Abbildungen 5.1 und 5.3. Die Implementierung der linearisierten thermischen Stoffeigenschaften in Temperaturmodelle ist nicht ohne weiteres möglich, wie schon Carslaw und Jaeger in [CJ59] schreiben. Das Problem besteht darin, dass die Temperatur als Zielgröße ebenfalls in die Berechnung der Eingangsparameter eingeht. Üblicherweise müssen daher numerische Methoden zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit von Eingangsparametern genutzt werden.

Vereinfachend lässt sich jedoch annehmen, dass ein Körper bzw. Werkstück in Gänze auf einem Temperaturniveau T_{WS} ist, bei dem die Stoffeigenschaften wiederum konstant sind. Auf diese Weise lässt sich ohne numerische Verfahren der in Kauf genommene Fehler grob abschätzen. Das Ergebnis einer solchen Abschätzung zeigt Abbildung 6.10. Hierzu wurden die thermischen Stoffeigenschaften für die Temperaturen $T_{WS} = 20^\circ\text{C}$, 80°C , 140°C und 200°C genutzt. Höhere Temperaturen wurden nicht

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

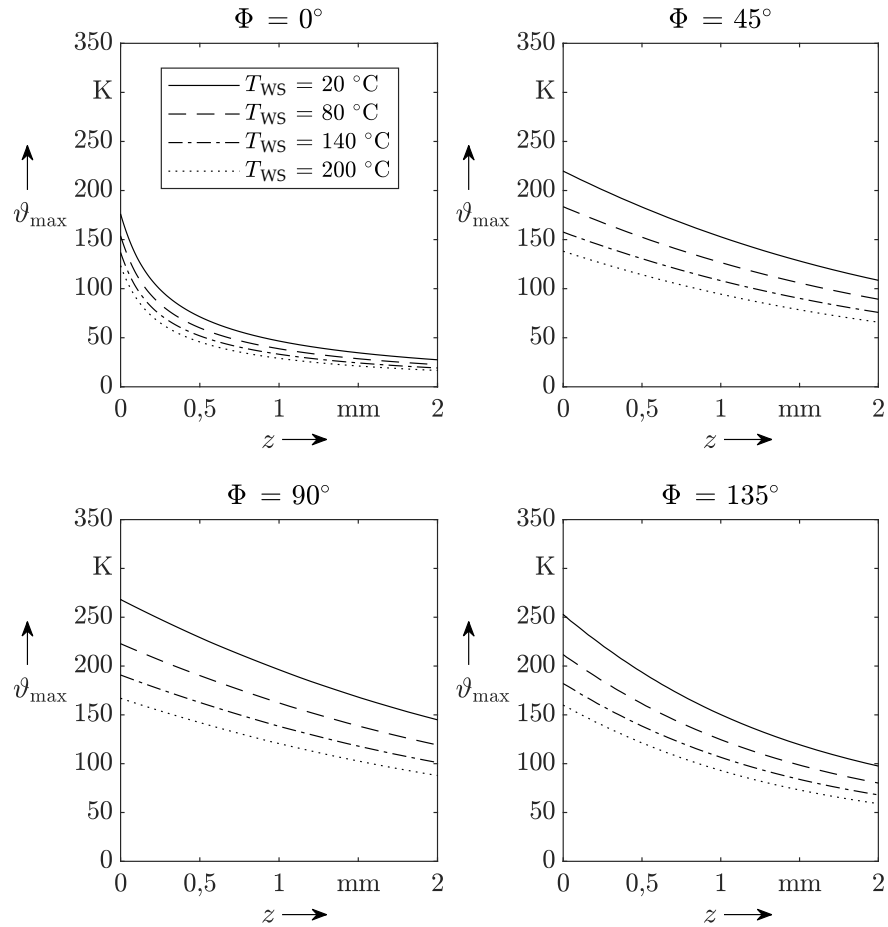


Abbildung 6.10: Einfluss der Temperaturabhängigkeit der vereinfacht betrachtet jeweils konstanten thermischen Stoffeigenschaften auf die maximalen Temperaturerhöhungen in direkter Umgebung der Schnittkante

betrachtet, da hier die Glasübergangstemperatur überschritten ist und weitere Effekte zum Tragen kommen.

In den Diagrammen ist zu erkennen, dass die erhöhten Werte von T_{WS} zu einer Verringerung der erreichten Temperaturerhöhungen im Material führen. Da sowohl die spezifische Wärmekapazität c als auch die Wärmeleitfähigkeiten k_{11} und k_{33} mit der Temperatur T_{WS} steigen, lässt sich diese Veränderung gut mit denen in den Abbildungen 6.7 und 6.6 vergleichen, da dort die entsprechenden Parameter variiert wurden (da die Auswirkung einer Variation von k_{33} ohnehin vernachlässigbar war, werden an dieser Stelle nur c und k_{11} betrachtet). Beim Vergleich der Abbildungen zeigt sich, dass offensichtlich die Veränderung von c einen dominanten Einfluss auf die Veränderung des Ergebnisses in Abbildung 6.10 hat. Weiter ist offensichtlich, dass der Modellfehler mit dem Abstand zur Schnittkante sinkt. Letztlich sind also die im Werkstück erreichten Maximaltemperaturen an der Schnittkante deutlich geringer als berechnet, da hier die erhöhte Wärmekapazität die Temperaturerhöhung dämpft. Die Berechnung der Wärmequelleneigenschaften unter Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit der Werkstoffeigenschaften und Nutzung der Werte für $T_{WS} = 20^\circ\text{C}$ ist somit konservativ.

Periodischer Schneideneingriff

Der im Modell vereinfacht als konstant angesehene Wärmestrom der bewegten streifenförmigen Wärmequelle ist bei der Zerspanung tatsächlich periodisch. Jeder der Zahneingriffe überträgt eine Wärmemenge in das Material, welche zusammengenommen zur Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} führen. Zur Untersuchung des Fehlers, der dadurch entsteht, wurde die folgende Berechnung für die Temperaturabweichung aus [BK03] herangezogen, die bei einer periodisch wirkenden Wärmestromdichte an der Oberfläche eines halbumendlichen Körpers entsteht:

$$\Delta\vartheta(u,t) = \frac{\dot{q}}{k} \sqrt{\frac{\alpha}{\omega}} \exp\left(-\sqrt{\frac{\omega}{2\alpha}}u\right) \cos\left(\omega t - \sqrt{\frac{\omega}{2\alpha}}u - \frac{\pi}{4}\right) \quad (6.15)$$

Hier sind enthalten die Wärmeleitfähigkeit k , die Temperaturleitfähigkeit α , die Winkelgeschwindigkeit der periodischen Wärmequelle ω , die Koordinate ins Material u und die Zeit t .

Die enthaltenen Parameter wurden auf die vorliegende Situation für die Faserorientierungswinkel $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 90^\circ$ angepasst. Zu beachten ist hierbei, dass vereinfachend ein sinusförmiger Verlauf der Wärmestromdichte um den bisher genutzten Mittelwert angenommen wird, welcher von Null bis zum doppelten Wert verläuft. Die im Versuch genutzte Werkzeugdrehzahl $n = 3979 \text{ min}^{-1}$ wurde als mittlerer Wert genutzt, wobei als Frequenz der Wärmestromdichte der doppelte Wert heranzuziehen ist, da zweischneidige Werkzeuge im Einsatz waren.

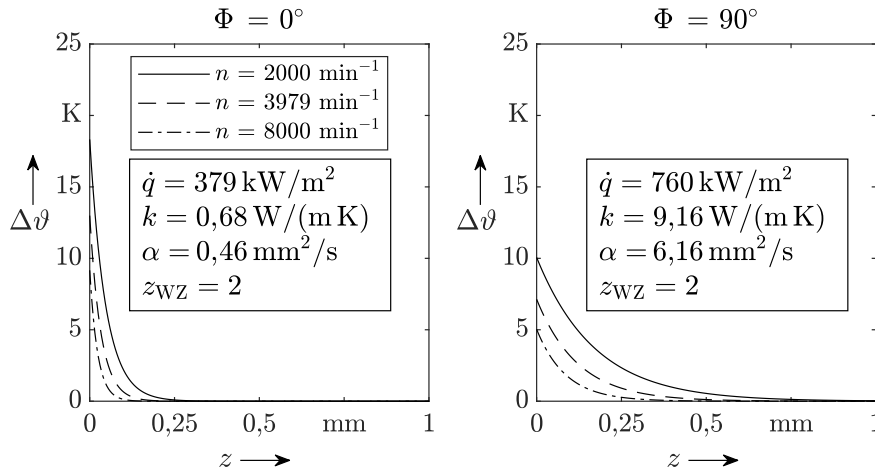


Abbildung 6.11: Einfluss der periodischen Randbedingung des Werkzeugeingriffs auf die maximale Temperaturabweichung in direkter Umgebung der Schnittkante für ein zweischneidiges Werkzeug

Mit der getroffenen Vereinfachung, dass die Wärmequelle in (6.15) auf die gesamte Oberfläche der halbumendlichen Wand wirkt, lässt sich aus Abbildung 6.11 ablesen, dass die Annahme einer konstanten Wärmequelle ab einer Materialtiefe von etwa $z = 1 \text{ mm}$ Bestand hat.

6.2 NUMERISCHE SIMULATION

Das in Abschnitt 6.1.2 hergeleitete analytische Modell ist bis zu diesem Punkt weder verifiziert noch validiert. Es wäre also möglich, dass bei der Herleitung ein Fehler aufgetreten ist oder dass das zugrundeliegende konzeptionelle Modell die Realität nicht korrekt abbildet. Zur Verifizierung des analytischen Modells dient die im Folgenden beschriebene numerische Simulation auf Basis finiter Elemente. Dieses Simulationsmodell wurde anschließend erweitert, um den Effekt temperaturabhängiger Werkstoffparameter darzustellen, welcher mathematisch nicht in dem analytischen Modell implementierbar ist.

6.2.1 Vorgehen bei Modellerstellung und -verifizierung

Verifizierung und Validierung sind zwei Konzepte zur Absicherung des Wahrheitsgehalts eines Modells. Nach [SCS79; Ame98] stellt die Verifizierung den Prozess dar, festzustellen, dass ein mathematisches Modell das zugrundeliegende konzeptionelle Modell des Entwicklers hinreichend genau repräsentiert. Im Gegensatz dazu stellt die Validierung den Nachweis dar, dass ein Berechnungsmodell innerhalb seines vorgesehenen Anwendungsbereichs einen akzeptablen Genauigkeitsbereich im Vergleich zur Realität abdeckt, der mit der Anwendung vereinbar ist. Laut [Ame06] hat die Verifizierung vor der Validierung zu erfolgen. Nähere Informationen finden sich z. B. in [Ame98; Ame06; OR10].

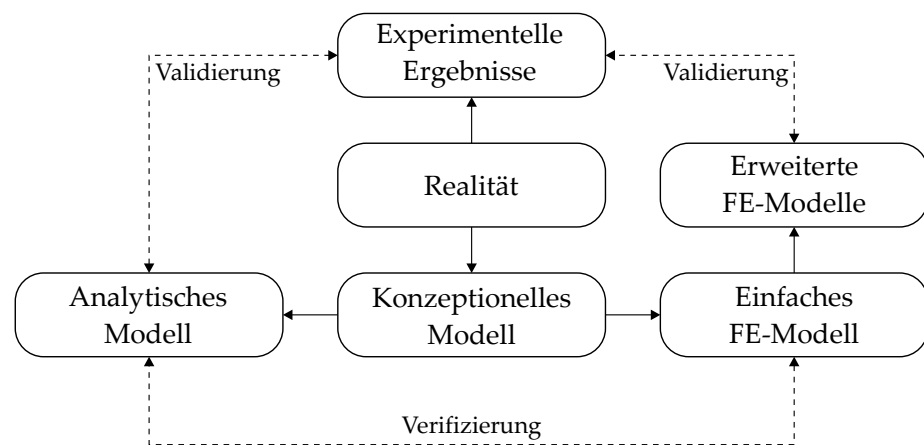


Abbildung 6.12: Vorgehen bei Modellerstellung, Verifizierung und Validierung der entwickelten Modelle, nach [SCS79; Ame06; OR10]

Eine Übersicht über das Vorgehen bei der Modellerstellung sowie der Verifizierung und Validierung enthält Abbildung 6.12. Aus der Realität wurde zunächst über die in Abschnitt 6.1.1 beschriebenen Vereinfachungen das konzeptionelle Modell erstellt. Aus diesem wurde das analytische Modell in Abschnitt 6.1.2 hergeleitet. Zunächst erfolgt bei der Umsetzung der numerischen Simulation die Erstellung eines einfachen FE-Modells, welches aufgrund der gleichen vereinfachenden Annahmen mit dem analytischen Modell verglichen werden kann. Aus diesem Vergleich folgt eine

gegenseitige Verifizierung von FE-Modell und analytischem Modell. Eine Validierung ist allerdings erst mit experimentellen Ergebnissen möglich und folgt daher im Abschnitt 6.3 mit den experimentellen Basisuntersuchungen.

In der initialen Veröffentlichung [Meh+19] wurde zunächst eine vereinfachte Form der Verifizierung genutzt. Dort wurde über den Vergleich der erzielten Maximaltemperaturen zwischen Simulation und analytischem Modell geschlussfolgert, dass beide die zugrundeliegenden Formeln korrekt lösen. Der Test wurde in Schritten von $\Delta\Phi = 5^\circ$ wiederholt. Dieser Test zeigte jedoch noch nicht den notwendigen Beweis der Konvergenz, den jede Simulation gegenüber der exakten analytischen Modellierung erfüllen muss: Konvergiert eine Simulation zur analytischen Lösung, zeigt sich nach [OR10] bei der Verfeinerung der Knotenabstände und Zeitschritte eine graduelle Annäherung an diese Lösung. Die Konvergenz wird daher im folgenden Abschnitt gezeigt.

6.2.2 Modellaufbau, Gittereigenschaften und Konvergenz

Die numerische Simulation zur Verifizierung unterliegt den gleichen Annahmen, die für das analytische Modell in Abschnitt 6.1.1 beschrieben wurden und erhält die Randbedingungen, welche bereits für den isotropen Fall in Abbildung 4.7 dargestellt wurden. Es sind daher keine Wärmeverluste an den Oberflächen berücksichtigt worden, das Volumen ist adiat. Abbildung 6.13 zeigt das modellierte Volumen der numerischen Simulation im geraden Schnitt.

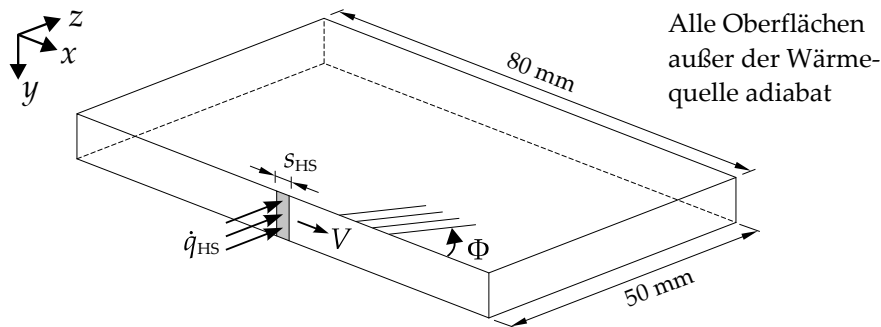


Abbildung 6.13: Aufbau der numerischen Simulation zur Bestimmung der Temperaturfelder an der geraden Kante

Modellaufbau

Zum Aufbau der Simulation wurde das verbreitete Finite-Elemente-Programm *ABAQUS/Standard* verwendet, welches das implizite Rechenverfahren nutzt. Dieses Verfahren ist für reine Wärmeübertragungsprobleme aufgrund der vergleichsweise geringen Änderungsgeschwindigkeit der betrachteten Größen anwendbar, da damit die Zeitschrittgröße stark erhöht werden kann, siehe auch [Klo18]. Um die bewegte Wärmequelle zu implementieren, wurde die User Subroutine *DFLUX* genutzt, welche eine dreidimensionale Geometrie voraussetzt. Daher ist das eigentlich

zweidimensionale Problem hier durch einen Quader dargestellt, der in y -Richtung zwei Knoten aufweist (das Mesh an Ober- und Unterseite ist also gleich). Die Höhe des Quaders hat keinen Einfluss auf das Ergebnis und ist in Abbildung 6.13 daher nicht definiert.

Die Grundlagen numerischer Simulation werden an dieser Stelle nicht erläutert, da sie intensiv in der Literatur abgehandelt werden, z. B. in [Bat96; RG10; CC21]. Für die Beschreibung der Umsetzung von anisotropen und temperaturabhängigen Materialeigenschaften in Finite Elemente Analysen sei auf [RG10] verwiesen.

Gitter

Die Genauigkeit einer numerischen Berechnung mittels Finiter Elemente ist von der Größe der Gitterabstände des vernetzten Körpers (auch Mesh genannt) sowie von der Größe der Zeitschritte zwischen den Berechnungsetappen abhängig. Die implizite Methode konvergiert gegen die analytische Lösung, wenn Zeitschritt und Gitterabstand gegen Null gehen. Dies ist nach [CLW69] unabhängig vom Verhältnis der beiden Größen. Eine beliebige Verfeinerung von Gitter und Zeitschritt ist allerdings nicht wünschenswert. Während bei der Verfeinerung die Abbruchfehler, welche sich z. B. aus der Annäherung an Ableitungsberechnungen ergeben, sinken, steigen die Rundungsfehler an. Ab einem bestimmten Punkt flacht die Verringerung des gesamten Fehlers ab, anschließend steigt der Fehler sogar [CC21].

Es mussten aufgrund der erwähnten Vorgabe einer dreidimensionalen Geometrie zwingend dreidimensionale Elemente eingesetzt werden. Bei der Umsetzung des Gitters wurden dann mit Hex- und Wedge-Elementen (Hexaeder und Pentaeder bzw. Dreiecksprisma) zwei verschiedene Elementgeometrien untersucht. Diese wurden, wie in Abbildung 6.14 gezeigt, in den Bereichen hoher Temperaturgradienten verfeinert.

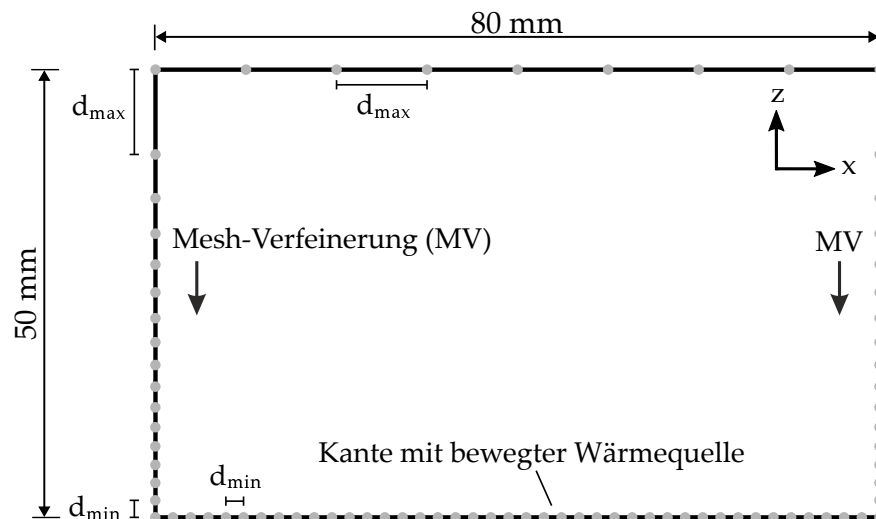


Abbildung 6.14: Mesh-Vorgaben für die numerische Simulation mit Wedge-Elementen; im Fall von Hex-Elementen ist die obere Kante so aufgeteilt wie die untere beheizte Kante

Konvergenz

Die Untersuchung zur Konvergenz diente einerseits dazu, die numerische Simulation und das analytische Modell zu verifizieren. Andererseits war es möglich, aus den Informationen zu Fehlern und Rechenzeiten eine praktikable Auswahl an Simulationsparametern zu treffen, mit der weitere Untersuchungen in akzeptabler Rechenzeit und mit hinreichend kleinen Fehlern durchgeführt werden konnten. Die Standardwerte der Untersuchungen zur Konvergenz zeigt Tabelle 6.3. Der Faserorientierungswinkel 90° wurde gewählt, da hier hohe Temperaturgradienten auftreten und außerdem die Eindringtiefe der Wärme gegenüber den anderen Faserorientierungen groß ist. Damit werden bei der Fehlerbetrachtung auch die Bereiche mit höheren Gitterabständen stärker berücksichtigt.

Tabelle 6.3: Standardwerte der Simulation bei der Untersuchung zur Konvergenz

Parameter	Symbol	Wert	Einheit
Dichte	ρ_{FKV}	1588	kg/m^3
Spez. Wärmekapazität	c_p	936,5	$\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$
Wärmeleitfähigkeiten	k_{11}	9,318	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
	k_{33}	0,683	$\text{W m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Geschwindigkeit der Wärmequelle	V	120	mm/min
Wärmequellenbreite	s_{HS}	3	mm
Wärmestromdichte	\dot{q}_{HS}	760,4	kW/m^2
Faserorientierungswinkel	Φ	90	$^\circ$

Zunächst wurde die Konvergenz der numerischen Simulation zur analytischen Lösung für die Veränderung der Gitterabstände untersucht. Dazu wurden die Simulationsdaten des letzten Zeitschritts (mit der Simulationszeit 27,5 s) verglichen, da diese dem stationären Zustand aus der analytischen Lösung am nächsten kommen. Die Zeitschrittgröße wurde zunächst auf 0,05 s festgelegt. Weiterhin wurden lediglich die Temperaturwerte in der direkten Umgebung der Wärmequelle ausgewertet, da diese den relevanten Teil der Simulationsergebnisse darstellen. Dazu wurde um die Wärmequelle herum ein Rechteck gezogen, welches vom Zentrum der Wärmequelle jeweils um die vierfache Wärmequellenbreite nach links, rechts und ins Material hinein reicht. Dieses Vorgehen wurde gewählt, da die höchsten Abweichungen zwischen Simulation und analytischer Lösung in direkter Umgebung der Wärmequelle vorlagen. Abbildung 6.15 (oben) zeigt dazu den Mittelwert der Beträge der bei der Simulation aufgetretenen relativen Abweichungen bzw. Fehler gegenüber dem analytischen Modell im betrachteten Ausschnitt um die Wärmequelle. Der Vergleich von Hex- und Wedge-Elementen zeigt, dass die Höhe der Fehler bei Wedge-Elementen bei ähnlichen Meshgrößen meist niedriger ausfällt als bei Hex-Elementen. Für die Hex-Elemente ist bei hohen Knotenzahlen von $> 10^5$ ein Anstieg der Fehler zu verzeichnen, was den zuvor erwähnten Fehleranstieg bei hoher Verfeinerung bestätigt. Beide Elementtypen zeigen ein konvergentes Verhalten gegenüber dem analytischen Modell.

Abbildung 6.15 (unten) zeigt die Rechenzeiten für die verglichenen Knotenzahlen bei Hex- und Wedge-Elementen. Das Mesh mit Wedge-Elementen erforderte bei ähnlichen Knotenzahlen höhere Rechenzeiten. Das Diagramm macht deutlich, dass die Rechenzeiten bis zu einer Knotenzahl von ca. 10^3 etwa konstant bleiben, da (wie beim Programm-durchlauf zu beobachten war) die Nebenzeiten der Simulation hier die dominante Rolle spielen. Ab einer Knotenzahl von etwa 10^4 ist in der doppelt logarithmischen Darstellung ein nahezu linearer Anstieg zu verzeichnen.

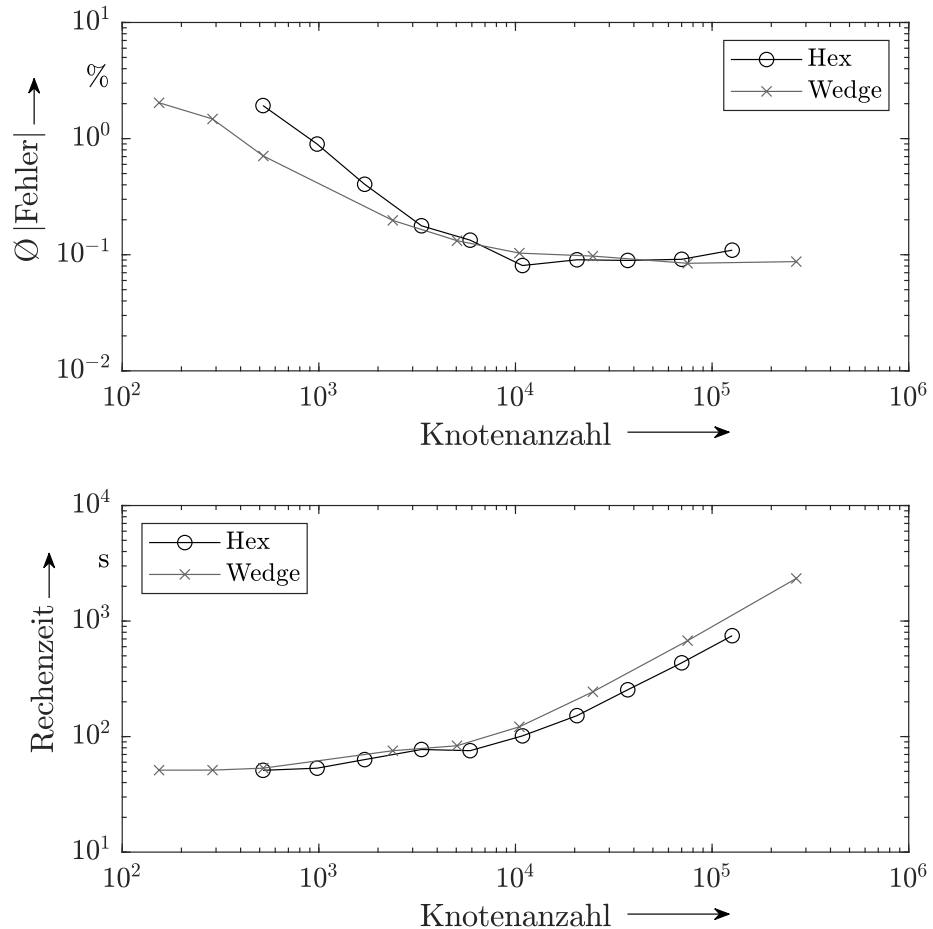


Abbildung 6.15: Durchschnittliche relative Fehler in Abhängigkeit der Meshgröße (oben) und Rechenzeiten der Simulationsdurchläufe in Abhängigkeit der Meshgröße (unten) für Hex- und Wedge-Elemente

In Anbetracht der Simulationsfehler sowie der Rechenzeiten zeigten Hex- und Wedge-Elemente eine ähnliche Nutzbarkeit. Zur besseren Vergleichbarkeit zwischen den Simulationen im geraden Schnitt und im konvexen Schnitt wurde an dieser Stelle ein Mesh mit Wedge-Elementen gewählt, da dies im konvexen Schnitt die einzig sinnvolle Elementform darstellt. Die Knotenzahl wurde auf $n = 10470$ festgelegt, bei der ein durchschnittlicher relativer Fehler von knapp 0,1 % auftrat, die Rechenzeit auf dem vorhandenen Rechnersystem¹ betrug etwa 120 s. Die für die

¹ CPU: Intel Xeon E5-1650v4, 6 Kerne, 3,6 GHz; RAM: 32 GB, 2400 MHz

gewählte Knotenanzahl verantwortlichen Dimensionen aus Abbildung 6.14 sind demnach $d_{\max} = 5,0 \text{ mm}$ und $d_{\min} = 0,25 \text{ mm}$.

Ebenfalls untersucht wurde die Konvergenz der Simulation bei Verringerung der Größe des Zeitschritts unter Verwendung der soeben ausgewählten Mesh-Größe und der Wedge-Elemente. Dazu wurde dieselbe Metrik wie zuvor angewandt, um eine Aussage über den Fehler zu erhalten. Wie Abbildung 6.16 zeigt, verringert sich der Simulationsfehler in der doppelt logarithmischen Darstellung etwa linear bis zu einer Zeitschrittgröße von $0,02 \text{ s}$. Die Rechenzeit fällt bei einer Vergrößerung des Zeitschritts in der doppelt logarithmischen Darstellung hingegen etwa linear ab. Auch hier wurde mit einer Zeitschrittgröße von $0,05 \text{ s}$ ein Wert gewählt, welcher einen Kompromiss aus Fehlergröße und Rechenzeit darstellt.

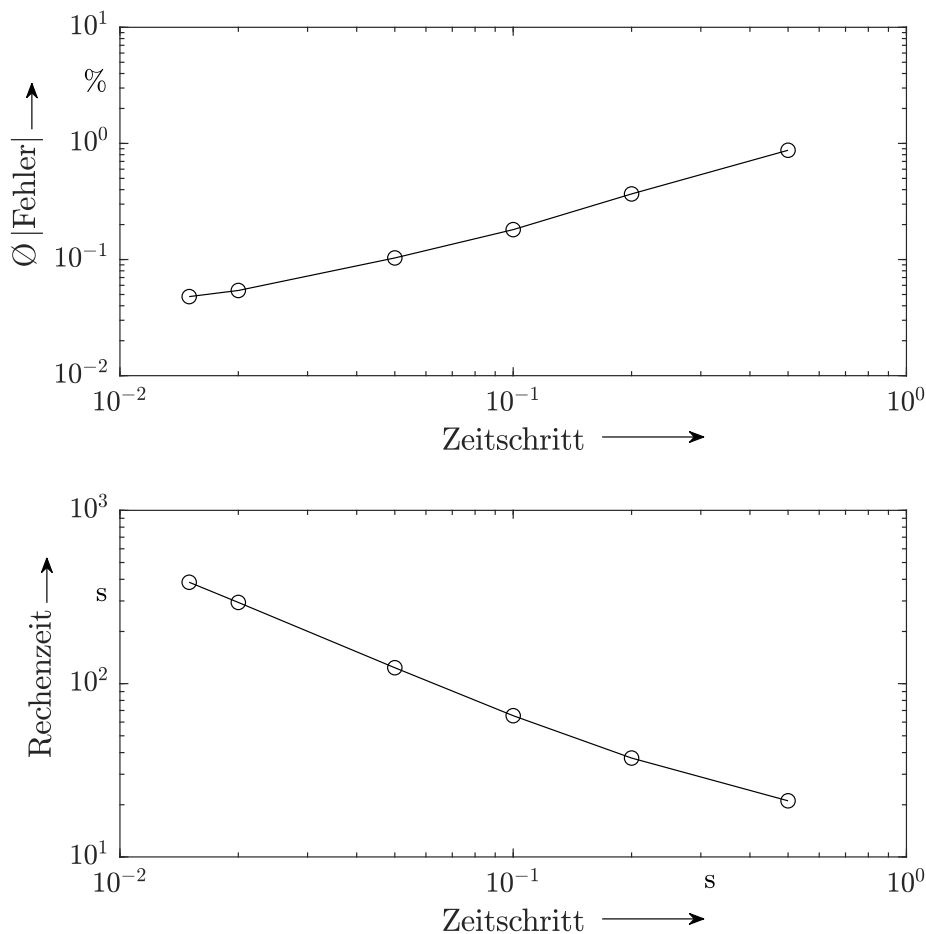


Abbildung 6.16: Durchschnittliche relative Fehler (oben) und durchschnittliche Rechenzeit in Abhängigkeit des Zeitschritts (unten) für Wedge-Elemente

Für die Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$, $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ wurden mit der gewählten Knotenzahl und Zeitschrittgröße ebenfalls Simulationen durchgeführt, die abgesehen von der Faserorientierung durch die Parameter aus Tabelle 6.3 charakterisiert waren. Mithilfe der Simulationen wurde auch für diese Faserorientierungen die Größenordnung der auftretenden Fehler bestätigt und somit analytisches Modell und numerische Simulation verifiziert. Auf Basis dieser Untersuchungen wurde für alle Simulationen

im geraden Schnitt eine Knotenzahl von 10470 und eine Zeitschrittgröße von 0,05 s festgelegt.

6.2.3 Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften

Die Werkstoffeigenschaften von CFK sind, wie auch die Messungen an den zwei genutzten Materialien in Abschnitt 5.1 gezeigt haben, temperaturabhängig. Dieser Umstand kann im analytischen Modell mathematisch nicht umgesetzt werden, wie in Abschnitt 6.1.5 erläutert. In der numerischen Simulation von *ABAQUS/Standard* lassen sich temperaturabhängige Materialeigenschaften hingegen als Tabelle hinterlegen. Zur Einschätzung der Abweichung zwischen analytischem Modell und numerischer Simulation bei temperaturabhängigen Werkstoffeigenschaften wurde eine entsprechende Simulation durchgeführt.

In Abbildung 6.17 sind die Temperaturen in der Nähe der Schnittkante aufgetragen, welche sich aus analytischem Modell und numerischer Simulation mit den Standardwerten aus Tabelle 6.1 ergeben. Für die numerische Simulation genutzt wurden die temperaturabhängigen Ausgleichsgeraden für spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeiten aus den Abbildungen 5.1 und 5.3 für CFK 9857. In Simulationen mit temperaturabhängigen Materialeigenschaften werden die Temperaturfelder von *ABAQUS/Standard* je Zeitschritt iterativ unter Einbindung des Newton-Verfahrens berechnet, siehe auch [Smi09].

Es ist auffällig, dass die analytisch berechneten Werte durchgängig größer sind als diejenigen aus der numerischen Simulation. Bei Betrachtung der Änderung der Werkstoffeigenschaften aus Abschnitt 5.1 hatte sich gezeigt, dass die spezifische Wärmekapazität bei der Erhitzung beider Werkstoffe im Temperaturbereich von 20 – 125 °C um etwa 40 % steigt. Gleichzeitig steigt die Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung bei Erwärmung im Temperaturbereich von 25 – 125 °C um knapp über 30 %. In den Abbildungen 6.6 und 6.7 wurden daher bei der Parametervariation die Auswirkungen bei gleichartiger relativer Veränderung der Wärmeleitfähigkeit bzw. des Produkts aus Geschwindigkeit, Dichte und spezifischer Wärmekapazität in der gesamten halbunendlichen Wand dargestellt. Unter Annahme konstanter Geschwindigkeit und Dichte macht das zweite Diagramm daher auch die Folgen einer reinen Veränderung der spezifischen Wärmekapazität deutlich. Die verringerten Temperaturerhöhungen in Abbildung 6.17 resultieren damit aus einer Kombination der Veränderungen von spezifischer Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit. Gleichzeitig verzerrt sich hierdurch das Temperaturfeld, da die Wärmeleitung weiterhin von dem Gradienten des Temperaturfelds abhängig ist, wie durch (4.18) beschrieben.

Die Abweichungen zwischen den Kurven für konstante und temperaturabhängige Eigenschaften sind an der Schnittkante bei $z = 0$ mm am größten und liegen für alle Faserorientierungen bei etwa 30 %. Bei $\Phi = 0^\circ$ sinkt die Abweichung bis $z = 1$ mm auf unter 2 K ab und wird daher nicht weiter betrachtet. Für die anderen Faserorientierungen liegen auch bei einer Materialtiefe von $z = 1,5$ mm Abweichungen von 15 bis 22 % vor, bei $z = 3$ mm noch zwischen 6 und 14 %. Diese beiden letztgenannten Ma-

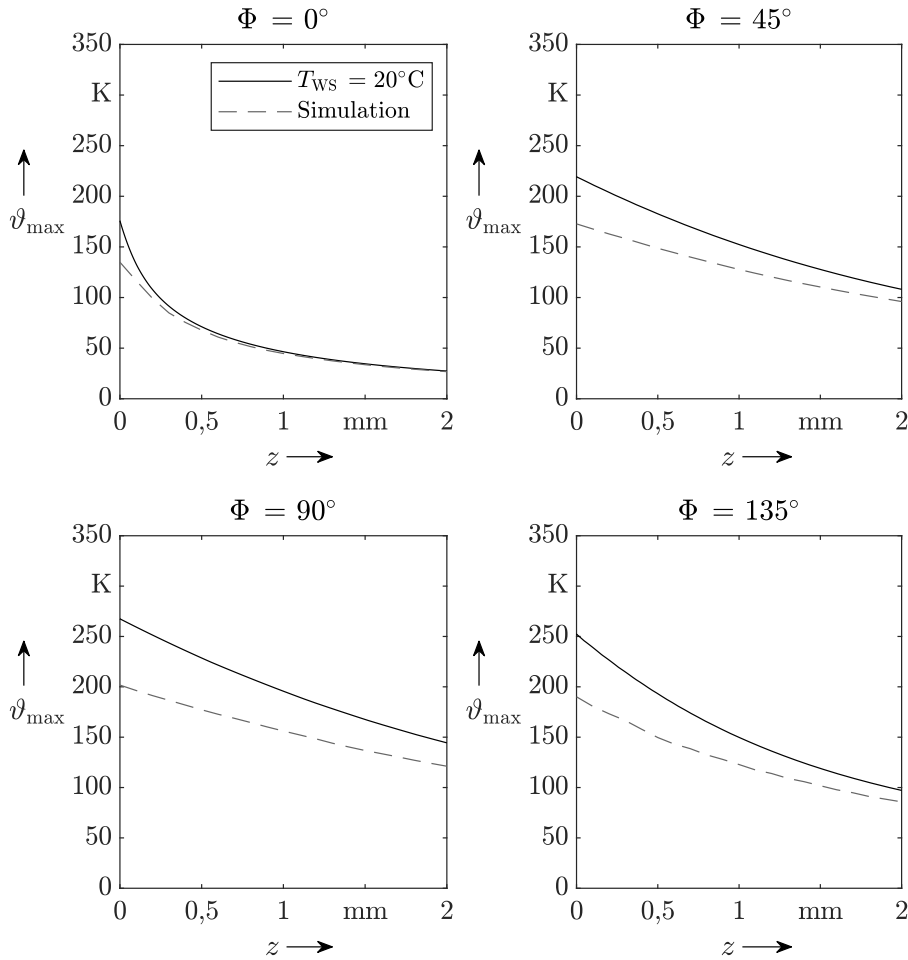


Abbildung 6.17: Vergleich des analytischen Modells mit konstanten Werkstoffkennwerten der Temperatur 20°C sowie numerische Simulation mit temperaturabhängigen Werkstoffkennwerten für jeweils gleiche Wärmequelleneigenschaften

terialtiefen sind gleichzeitig diejenigen, in denen bei den experimentellen Untersuchungen Thermoelemente eingesetzt wurden.

Das Simulationsmodell mit temperaturabhängigen Werkstoffeigenschaften bildet die Realität genauer ab als das analytische Modell, da hier ein höherer Informationsgehalt zugrunde gelegt wurde. Da die Abweichungen der Temperaturerhöhungen zur numerischen Simulation mit steigender Materialtiefe fallen, kann daraus keine reine Skalierung der Wärmestromdichte \dot{q}_{HS} folgen, da deren Abweichung konstant bliebe. Gleichzeitig müsste die Wärmequellenbreite s_{HS} sinken, um die Temperaturen in Schnittkantenumgebung zu erhöhen, ohne den Gesamt-Wärmestrom P_{HS} gleichermaßen zu verstärken. Letztlich ist die Ausgleichsrechnung mit analytischem Modell also eine Herangehensweise, welche sowohl \dot{q}_{HS} als auch P_{HS} generell zu niedrig abschätzt.

Die mittels idealisierten analytischen Modells bei gleichen Wärmequelleneigenschaften berechneten Temperaturen liegen stets über den real auftretenden Temperaturen, dies allerdings innerhalb einer vertretbaren Größenordnung. Damit ist die Berechnung mittels analytischer Lösung ein konservativer, aber praktikabler Ansatz.

6.3 EXPERIMENTELLE BASISUNTERSUCHUNGEN

In diesem Abschnitt sind die experimentellen Basisuntersuchungen dokumentiert, mit denen die vorher beschriebenen Modelle validiert wurden. Nach der Beschreibung der Versuchsbedingungen wird die Ausgleichsrechnung zur Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften beschrieben. Anschließend werden Fehlerquellen sowie deren Auswirkungen über eine Sensitivitätsanalyse sowie eine Monte-Carlo-Simulation abgeschätzt.

6.3.1 Versuchsaufbau und Prozessparameter

Bei den Basisuntersuchungen wurden Fräsversuche mittels zweischneidigen PKD-Fräsern mit $d_{WZ} = 8$ mm an Platten aus UD-CFK mit den vier Faserorientierungen 0° , 45° , 90° und 135° im Gegenlauf durchgeführt. Der eingesetzte Versuchswerkstoff war CFK 9857, siehe Tabelle 5.1. Die zugehörigen Prozessparameter sind Tabelle 6.4 zu entnehmen.

Tabelle 6.4: Prozessparameter der Basisuntersuchungen mit CFK 9857

Parameter	Symbol	Wert	Einheit
Schnittgeschwindigkeit	v_c	100	m/min
Vorschub pro Zahn	f_z	0,015	mm
Vorschubgeschwindigkeit	v_f	120	mm/min
Arbeitseingriff	a_e	1,5	mm
Schnitttiefe (Werkstückdicke)	a_p	4,0	mm
Werkzeugdurchmesser	d_{WZ}	8,0	mm

Der Versuchsaufbau ist schematisch in Abbildung 6.18 dargestellt, ein Foto ist in Abbildung 5.5 enthalten. Zur Temperaturmessung wurden vier Mantelthermoelemente vom Typ 12(J) genutzt, deren Eigenschaften Tabelle 5.3 auflistet. Die Thermoelemente wurden ausgehend von der Schnittkante nummeriert und zur Kante in einem Winkel von $22,5^\circ$ angeordnet. Ziel war es, für alle Faserorientierungen die gleiche Anordnung zu nutzen und gleichzeitig über den Winkel $22,5^\circ$ eine Ausrichtung der Thermoelemente parallel zu den Fasern zu vermeiden, da diese den Wärmetransport dominieren. Ein weiter von der Schnittkante entferntes Thermoelement wäre sonst verstärkt vom Wärmefluss abgeschirmt. Das erste Thermoelement wurde jeweils so im Werkstück platziert, dass das Werkzeug bis zur Messstelle 200 mm Vorschubweg im Material zurückgelegt hat. Der Gesamtorschubweg betrug etwa 250 mm. Diese Positionierung sicherte einen stationären Zustand, was durch Messungen mit der in Abschnitt 5.3.2 beschriebenen Thermographiekamera *thermoIMAGER TIM 400* bestätigt wurde.

Hervorzuheben ist, dass die Thermoelemente an ihren fixen Positionen im Werkstück jeweils für vier Schnitte genutzt wurden, zwischen denen das Werkstück sich jeweils wieder auf Raumtemperatur abkühlte. Auf diese Weise konnte die Restriktion von vier Thermoelement-Anschlüssen

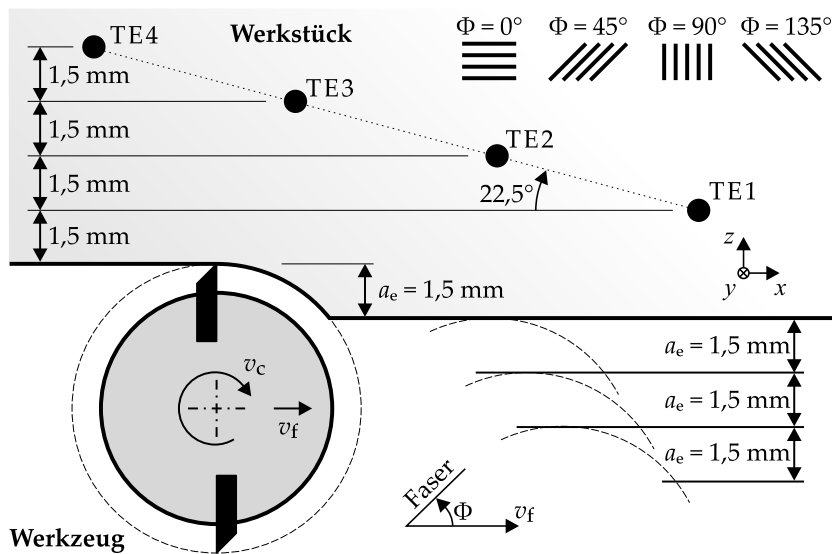


Abbildung 6.18: Skizze der Thermoelement-Anordnung und der ausgeführten Schnitte in den Basisuntersuchungen nach [Meh+19]

des Messmoduls *NI-9210* aus Abschnitt 5.3.1 umgangen und ein größerer Abstandsbereich von der Schnittkante vermessen werden. Hierfür wurde der Abstand der Thermoelemente untereinander senkrecht zur Schnittkante auf 1,5 mm festgelegt, was dem jeweiligen Arbeitseingriff der vier Schnitte entsprach und so den Vergleich von z. B. der Temperatur von TE1 im ersten Schnitt mit der von TE2 im zweiten Schnitt ermöglichte.

Das Schnittmoment des PKD-Fräasers wurde mittels rotierendem 2-Komponenten Dynamometer *KISTLER 9125A* gemessen. Zur Kontrolle der Messdaten wurden parallel die Kräfte in x , y und z mittels Mehrkomponenten-Messplattform *KISTLER 9253B12* aufgezeichnet. Beide Geräte sind in Abschnitt 5.3.4 beschrieben.

Im Fall des Faserorientierungswinkels $\Phi = 0^\circ$ bildeten sich bei der Zerspanung von nicht verstärkten CFK-Probeteilen längs der Vorschubrichtung Risse, welche vor dem Werkzeug lange Stücke ausbrechen ließen. Dieser Effekt ist auf die geringe Festigkeit des Werkstoffs quer zur Faserrichtung zurückzuführen. Um dennoch Versuche mit dieser Faserorientierung durchführen zu können, wurden die Probeteile beidseitig mit 1 mm starken Platten aus Glashartgewebe *EP GC 203* (hergestellt nach DIN EN 60893), beklebt, Abbildung 6.19. Die Platten haben nach [BK 13] eine Wärmeleitfähigkeit von $0,25 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$, eine Dichte von $1,86 \text{ g/cm}^3$ und eine Einsatztemperatur von bis zu 180°C .

Vor der Verklebung wurde sowohl CFK als auch Glashartgewebe mit feinem Schleifpapier leicht angeraut und mit Isopropanol gereinigt. Als Klebstoff wurde *UHU Endfest 300* genutzt. Das Paket aus zwei Glashartgewebeplatten und dem CFK-Probeteil wurde im Heißpressverfahren bei 80°C und unter einer Presskraft von 20 kN für 30 Minuten ausgehärtet. Dabei wurden jeweils mehrere Probeteile auf einmal mit einer Gesamtfläche von etwa 400 cm^2 gleichzeitig verklebt. Das Heißpressen führte nach dem Datenblatt des Klebstoffs in [UHU12] zu einer Festigkeit der Klebestelle von über 20 MPa.

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

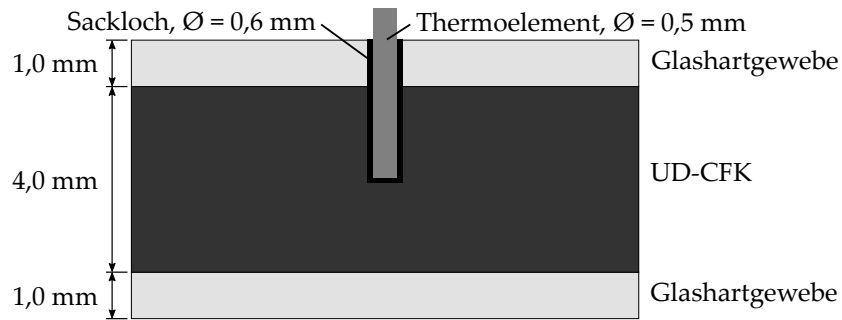


Abbildung 6.19: Lagenaufbau mit Glashartgewebe und CFK sowie Einbausituation der Thermoelemente beim Fräsen von linearen Schnitten mit Faserorientierung $\Phi = 0^\circ$ sowie konvexen Schnitten

Durch diese Verstärkung der Probebauteile wurden die Ausbrüche effektiv verhindert. Die Auswirkung der Glashartgewebeplatten auf die Wärmeleitung wurden aufgrund ihrer niedrigen Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zum verwendeten CFK (siehe auch Tabelle 5.1) sowie der geringen gemessenen Schnittleistung bei der Zerspanung von Glashartgewebeplatten und eines damit einhergehenden niedrigen Wärmestroms in die Platte vernachlässigt. Zur Veranschaulichung der Temperaturkurven der Thermoelemente zeigt im Vorgriff Abbildung 6.22 die experimentell gemessenen Werte des jeweils letzten Schnitts mit der zugehörigen Modell-Überlagerung, die im Folgenden erläutert wird.

6.3.2 Ausgleichsrechnung und Validierung

Das analytische Modell in (6.8) wurde per Optimierungsalgorithmus durch Variation der Wärmequelleneigenschaften \dot{q}_{HS} und s_{HS} an die experimentellen Ergebnisse angenähert. Aus den per Thermoelement gemessenen Maximaltemperaturen und den zugehörigen Schnittkantenabständen wurde über die gegenüber dem analytischen Modell resultierenden Abweichungen eine Ausgleichsrechnung vorgenommen. Bei den im Experiment mehrfach vorkommenden Schnittkantenabständen wurde vor der Optimierung eine Mittelung der Maximaltemperaturen der Thermoelementmessungen vorgenommen. Dies sorgte für eine wesentlich größere Sicherheit bei der Ausgleichsrechnung.

Die Ausgleichsrechnung wurde in *MATLAB* mit der dort integrierten Funktion *lsqnonlin()* umgesetzt, da es sich um ein nichtlineares Problem handelt. Die Funktion nutzt das Trust-Region-Verfahren, welches über an die Fehlerfunktion angenäherte lokal definierte Ersatzfunktionen eine Minimierung des Fehlers vornimmt, siehe auch [BSS88; CL94; CL96; BCL99]. In jedem Verfahrensschritt wird hierbei erneut eine für die Umgebung des aktuellen Punktes gültige Ersatzfunktion berechnet. Zeigt ein Verfahrensschritt keine Verbesserung, wird die so genannte Trust-Region, in welcher die Ersatzfunktion als zulässige Annäherung betrachtet wird, verkleinert. Ist der Lösungsraum für die Eingangsparameter beschränkt, kommt bei Erreichen des Rands ein Schritt hinzu, in welchem der Parameter reflektiert wird, daher auch Trust-Region-Reflective-Verfahren. Das

Verfahren ist beendet, wenn ein Verfahrensschritt keine vorher definierte Verbesserung mehr liefert. Eine gute Einführung in das Thema enthält [NW06], die Beschreibung der Umsetzung in *MATLAB* liefert [Mat22].

In der vorliegenden Problemstellung wird die Summe der Quadrate der Residuen (SQR) minimiert, also

$$\min_x \|f(x)\|_2^2 = \min_x (f_1(x)^2 + f_2(x)^2 + \dots + f_n(x)^2), \quad (6.16)$$

siehe [Mat22], mit den Residuentermen aus der Temperaturdifferenz

$$f_i(s_{\text{HS}}, \dot{q}_{\text{HS}}) = \vartheta(\text{TE}_i) - \vartheta_{\text{MSS}, \Phi, \text{SS}}(s_{\text{HS}}, \dot{q}_{\text{HS}}, z(\text{TE}_i), \dots). \quad (6.17)$$

Die Funktion *lsqnonlin()* benötigt hierzu alle Vektoreinträge f_i anstelle der Norm des Vektors f , da dies die Effizienz des Algorithmus verbessert.

Optimierungsalgorithmen sind generell nicht zwangsläufig in der Lage, ein globales Minimum zu finden, wenn z. B. in der Nähe der Initialbedingung ein lokales Minimum vorliegt. Im vorliegenden Fall sind die Oberflächen der Fehlerfunktionen, welche aus der SQR gebildet wird, jedoch vorteilhaft, wie Abbildung 6.20 verdeutlicht.

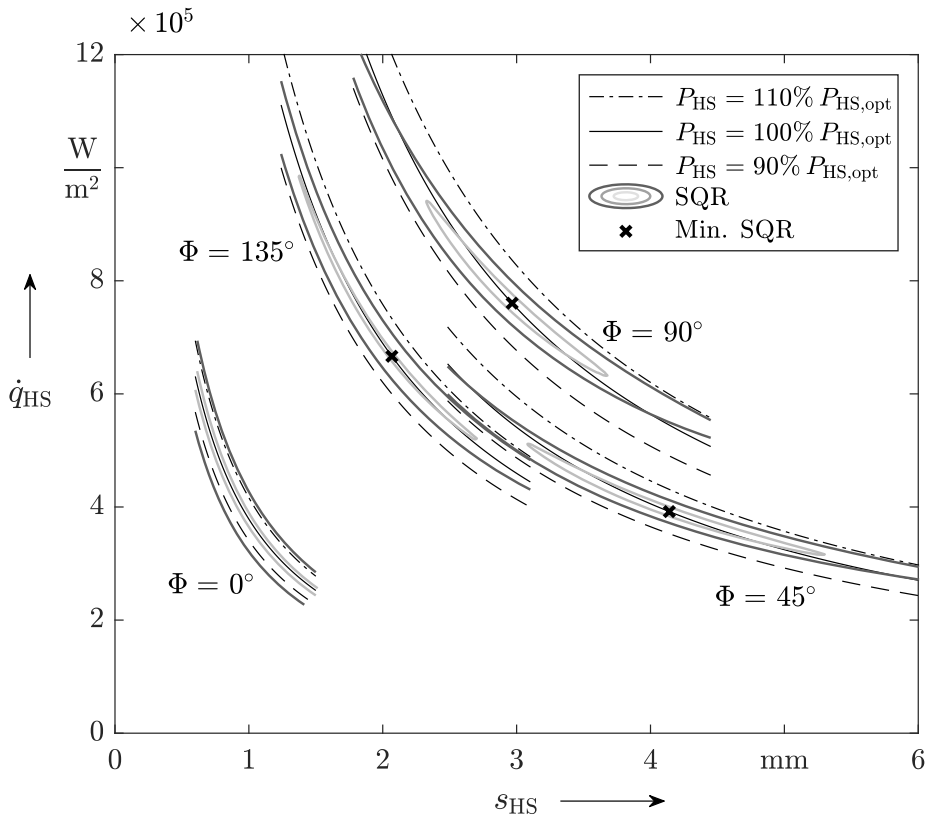


Abbildung 6.20: Oberflächen der Summe der Residuenquadrate bei der Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften für alle Faserorientierungen; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

Es handelt sich mit einer Ausnahme um längliche Senken mit numerisch stabilen Minima, welche nahezu parallel zu den hyperbolischen Linien konstanten Wärmestroms ausgerichtet sind, siehe auch (4.50). Dementsprechend ist auch bei kleinen Fehlern in der Optimierung von \dot{q}_{HS} und s_{HS}

davon auszugehen, dass wenigstens der berechnete Wärmestrom P_{HS} nah am wahren Wert liegt. In Abbildung 6.20 ist für die Faserorientierung 0° bei näherer Betrachtung erkennbar, dass die Senke keinen abgeschlossenen Bereich bildet sondern nach links geöffnet ist. Dies hängt mit der speziell in dieser Faserorientierung auftretenden Problematik zusammen, welche in der Optimierung zu unrealistisch kleinen Wärmequellenbreiten führt. Aus diesem Grund wurde für $\Phi = 0^\circ$ die Wärmequellenbreite $s_{HS} = 1$ mm festgelegt. Dies korrespondiert mit den Überlegungen aus Abschnitt 6.1.4, vergleiche Abbildung 6.5. Da der Wert von 1 mm kein Optimum der SQR darstellt, wurde an dieser Stelle keine Markierung im Diagramm gesetzt.

Weiterhin können für die dargestellten Werte die maximalen Temperaturen bestimmt werden, welche sich unter Annahme eines konstanten Wärmestroms bei Abweichungen vom gefundenen Optimum einstellen. Wie bereits in Abbildung 6.5 gezeigt, hat eine Abweichung von der optimalen Wärmequellenbreite bei konstantem Wärmestrom (in Abhängigkeit von der Faserorientierung) eine signifikante Temperaturänderung in bis zu zwei mm Tiefe zur Folge. Zur Vereinfachung der Darstellung sind in Abbildung 6.21 lediglich die Temperaturerhöhungen an der Oberfläche dargestellt.

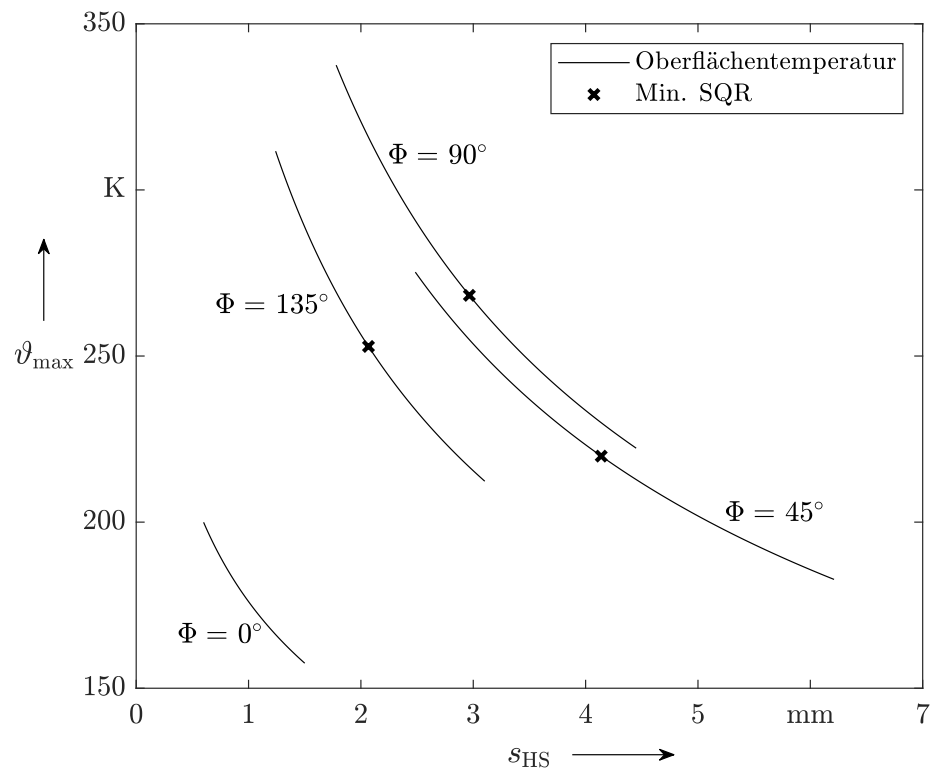


Abbildung 6.21: Maximale Erhöhung der Oberflächentemperaturen bei Abweichung vom Optimum in den Basisuntersuchungen unter Annahme konstanten Wärmestroms; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

Aus dem gleichen Grund wie bei Abbildung 6.20 wurde für Abbildung 6.21 keine Markierung bei $\Phi = 0^\circ$ gesetzt, da der Wert für s_{HS} lediglich anhand der bekannten Grenzen festgelegt wurde. Dennoch wurde die Erhöhung der Oberflächentemperaturen eingezeichnet, welche sich aus

einer Variation im vermuteten Bereich ergeben.

Bei der hier erfolgten Annäherung des analytischen Modells an die experimentellen Ergebnisse wurden mit den Wärmequelleneigenschaften zwei zentrale Eingangsparameter des Modells verändert, um die Differenz zwischen Modell und Realität zu minimieren. Dies verringert nach [OR10] die Sicherheit, dass das Modell für Vorhersagen außerhalb des untersuchten Bereichs einsetzbar ist. Im vorliegenden Fall ist jedoch die Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften zentrales Ziel der Modellbildung. Mit den genannten Einschränkungen (mit der Zeit ansteigende Abweichung der Temperaturen aufgrund von Wärmeverlusten an der Oberfläche, Ungenauigkeiten bei der Temperaturmessung sowie ungenaue Werkstoffeigenschaften) und im Vergleich mit früheren Arbeiten im Bereich bewegter Wärmequellen kann das hergeleitete Modell als validiert angesehen werden. Gleichzeitig wurde Wert darauf gelegt, dass die Aussagen der Ausgleichsrechnung auf Basis der Experimente stets konservativ sind.

6.3.3 Ergebnisse der Basisuntersuchungen

Aus der im vorigen Abschnitt vorgestellten Ausgleichsrechnung ergeben sich mit den Maximaltemperaturen der Thermoelementmessungen die Eigenschaften der äquivalenten bewegten Wärmequelle. Zum Vergleich der gemessenen mit den modellhaft nachgebildeten Maximaltemperaturen bei der Werkzeugbewegung wurden diese in Abbildung 6.23 dargestellt. Obwohl für die Ausgleichsrechnung nur der jeweilige Mittelwert der Maximaltemperaturen für einen Abstand berücksichtigt wurde, sind in der Abbildung alle gemessenen Maximaltemperaturen eingezeichnet, um die geringe Varianz der Messungen zu verdeutlichen. Über das Modell können auch die Temperaturen im Nahbereich des Werkzeugs mit Schnittkantenabständen z unterhalb von 1,5 mm extrapoliert werden, die nicht bzw. nur äußerst aufwändig messbar wären.

Für einen bekannten Wert der Glasübergangstemperatur T_g der Matrix lässt sich aus diesen Ergebnissen die Tiefe der Wärmeeinflusszone (WEZ) ableiten. Für das vorliegende CFK 9857 mit dem Epoxidharz *Cycocom 977-2* liegt dieser Wert bei $T_g = 170^\circ\text{C}$ [Sol22]. Unter Annahme einer Raumtemperatur von 20°C ist daher eine Temperaturerhöhung von 150 K ausreichend, um T_g zu erreichen. Wie aus Abbildung 6.23 zu entnehmen ist, unterscheidet sich die Tiefe der WEZ zwischen den Faserorientierungen deutlich. Während für $\Phi = 0^\circ$ nahezu keine Überschreitung von T_g aus dem Diagramm hervorgeht, liegt die Tiefe der WEZ für $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ bei etwa $z_{\text{WEZ}} = 1\text{ mm}$, für $\Phi = 90^\circ$ bei ungefähr $z_{\text{WEZ}} = 2\text{ mm}$.

Eine anschauliche Bestätigung der Ausgleichsrechnung liefert die Überlagerung von gemessenen zu modellierten Temperaturverläufen über der Vorschubrichtung in Abbildung 6.22. Wie in Abschnitt 6.3.1 beschrieben, wurden die Temperaturmessungen bei den experimentellen Basisuntersuchungen stets mit gleichzeitig vier Thermoelementen durchgeführt. Um die höchsten Temperaturveränderungen darzustellen, wurden hier daher die gemessenen Temperaturen der jeweils letzten Schnitte der Faserorien-

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

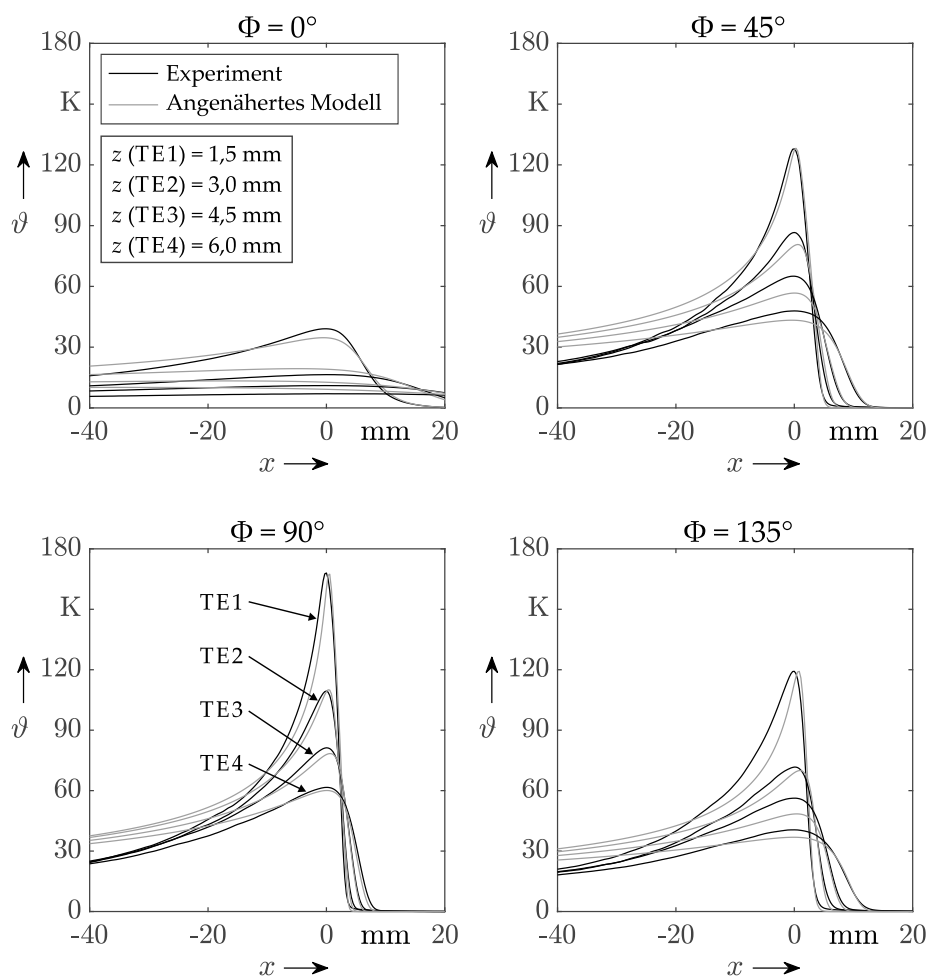


Abbildung 6.22: Überlagerung der gemessenen Temperaturerhöhungen mit denen des angenäherten Modells für den jeweils letzten Schnitt, die Maxima sind auf $x = 0$ mm verschoben; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

tierung gewählt. Es wird deutlich, dass die modellierten Temperaturen nach dem Maximum (also im linken Bereich der Diagramme, nachdem das Werkzeug an dieser Position vorbeigezogen ist) durchgängig unterhalb der modellierten Temperaturen liegen. Dies hängt mit den im Modell vernachlässigten Wärmeverlusten zusammen.

Im Fall von $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ liegen in Abbildung 6.22 die gemessenen Maximaltemperaturen der in diesem Diagramm am weitesten entfernten Thermoelemente TE3 und TE4 (Schnittkantenabstand 4,5 und 6,0 mm) oberhalb des modellierten Maximums. Unter Berücksichtigung der Wärmeverluste sollten diese Temperaturen eigentlich niedriger sein als beim Modell, da bis zum Erreichen der weit entfernten Thermoelemente schon ein Teil der Wärme über die Bauteiloberflächen verloren gegangen ist. Dies suggeriert, dass die tatsächliche Wärmestromdichte höher liegt als hier durch Ausgleichsrechnung bestimmt. Anschaulich liegt dies an einer Überbewertung der näheren Thermoelemente, da diese durch ihre höheren Temperaturen auch größere absolute Fehler aufweisen können. Es wäre möglich, durch Normalisierung der Fehler mit den jeweiligen Temperaturen eine gleichberechtigte Ausgleichsrechnung durchzuführen.

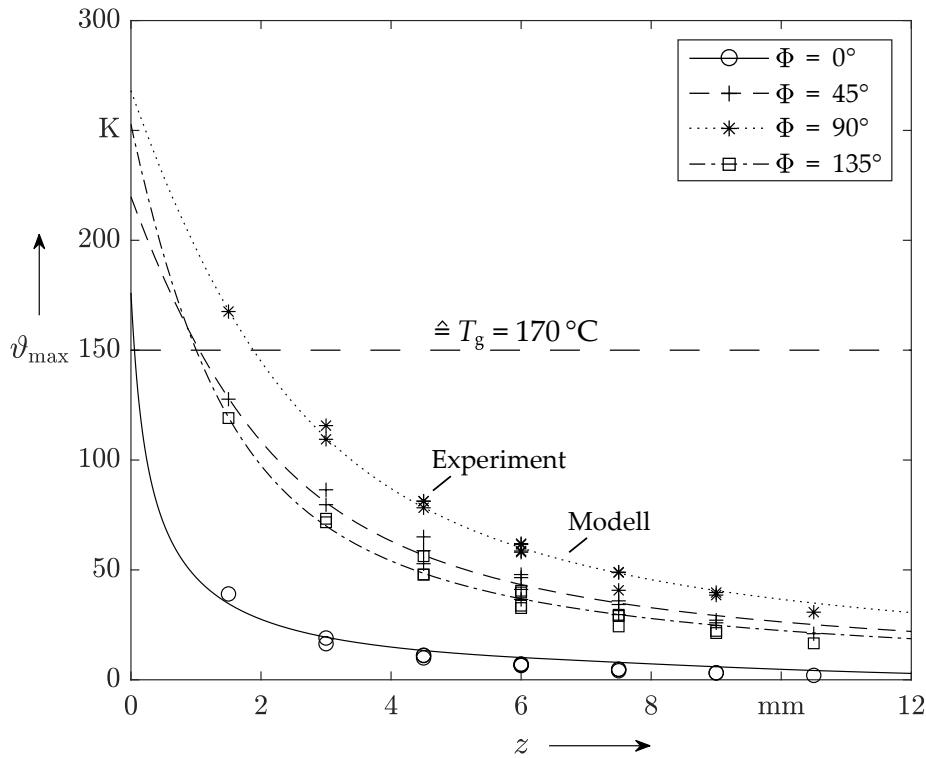


Abbildung 6.23: Gemessene und modellierte maximale Temperaturerhöhungen im linearen Schnitt mit Messergebnissen aller Schnittkantenabstände; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

Eine Minimierung der Fehler der nahen Thermoelemente liegt jedoch im Interesse eines konservativen Ansatzes und wurde daher beibehalten.

Für die Abweichung der nah an der Schnittkante liegenden Thermoelemente existieren mehrere Erklärungen. Einerseits wurden die Temperaturen bei den Experimenten in dieser Arbeit lediglich mit einer Abtastrate von 14 Hz durchgeführt (siehe Tabelle 5.4), was bei gegebener Vorschubgeschwindigkeit einem Abstand der Messpunkte in Vorschubrichtung von etwa 0,14 mm entspricht. Daraus folgt, dass die tatsächliche Maximaltemperatur bei der Messung verpasst worden sein kann. Weiterhin sorgt die Anbringung der Thermoelemente in einem Sackloch mit Wärmeleitpaste zusätzlich zu den Eigenschaften der Thermoelemente dafür, dass die Fehler bei der Temperaturmessung, welche in (5.5) abgeschätzt wurden, mit der Temperatur steigen. Dies hängt damit zusammen, dass die Maxima des am nächsten an der Schnittkante liegenden TE1 eine starke Krümmung aufweisen und damit in einem, verglichen mit dem Durchmesser der Bohrung, geometrisch recht kleinen Bereich liegen, was den Fehler der Thermoelemente verstärkt.

Die wichtigsten Ergebnisse der experimentellen Basisuntersuchungen sind in Abbildung 6.24 zusammengefasst. Neben den Wärmequelleneigenschaften \dot{q}_{HS} und s_{HS} , dem Wärmestrom P_{HS} sowie den maximalen Temperaturerhöhungen an der Oberfläche ϑ_{\max} sind auch die mechanische Leistung P_{M} und der Anteil von P_{HS} an P_{M} , R_{WS} , gemäß (2.4) enthalten. Die mechanische Leistung entstammt hierbei den Messungen mit dem

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

rotierenden Dynamometer. Zahlenwerte der Ergebnisse sind in Tabelle A.1 hinterlegt.

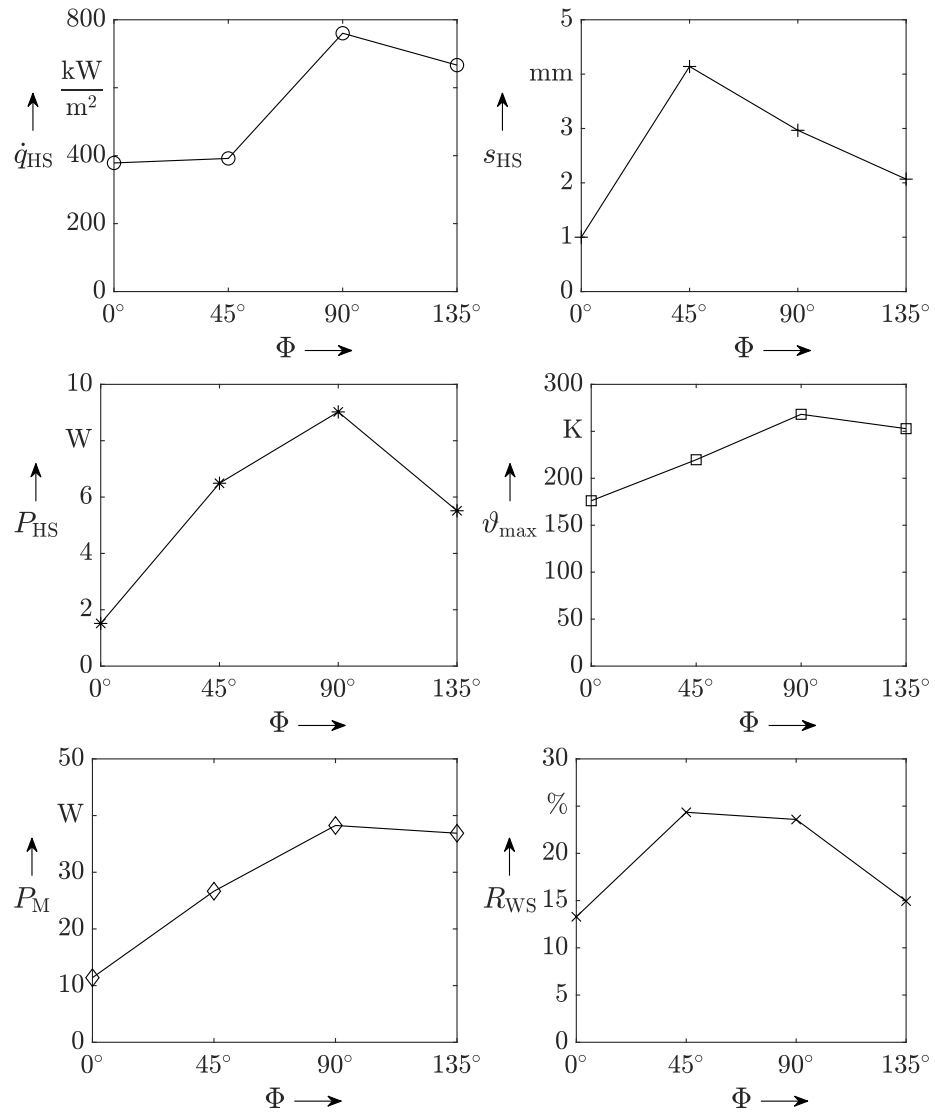


Abbildung 6.24: Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse der experimentellen Basisuntersuchungen; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

Es zeigt sich, dass alle sechs dargestellten Größen stark abhängig vom Faserorientierungswinkel sind. Auffällig ist zunächst, dass die Wärmestromdichte je nach Faserorientierung um knapp einen Faktor zwei abweichen kann. Weiterhin verhält sich die Wärmequellenbreite wie erwartet so, dass vorteilhafte Ausrichtungen der Fasern ins Material mit besonders hohen Wärmequellenbreiten auffallen. Der Wärmestrom als proportional von diesen beiden Größen abhängiges Produkt spiegelt dies wider. Interessant ist weiterhin, dass die berechnete maximale Temperatur an der Schnittkante einen ähnlichen Verlauf wie die mechanische Leistung des Fräasers zeigt, was die in Abbildung 2.5 dargestellten Ergebnisse für das Bohren von UD-CFK bestätigt. Dies ist insofern naheliegend, als dass eine Steigerung der mechanischen Leistung mit einer Temperaturerhöhung des Fräasers einhergeht, die sich dann auch auf die Schnittkantenoberfläche

überträgt. Verdeutlicht wird dies durch den Anteil des Wärmestroms ins Werkstück an der mechanischen Leistung, welche näherungsweise vollständig in Wärme umgesetzt wird. Da nur ein Anteil von bis zu 24 % ins Werkstück fließt, teilt sich der verbleibende Wärmestrom auf Werkzeug und Späne auf. Aus den Untersuchungen von [SAH18] geht dabei hervor, dass Werkzeug- und Späne-Wärmestromanteile sich in einer vergleichbaren Größenordnung bewegen.

6.3.4 Sensitivitätsanalyse und Monte-Carlo-Simulation

Zur Abschätzung des Einflusses von Fehlern bei der Bestimmung der Wärmequelleneigenschaften s_{HS} und \dot{q}_{HS} wurden die zugehörigen Eingangsgrößen im Zuge einer einfachen Sensitivitätsanalyse sowie mittels Monte-Carlo-Simulation variiert. Zunächst werden die fehleranfälligen Eingangsgrößen identifiziert: Aus der Wiederholgenauigkeit der für die Versuche eingesetzten Werkzeugmaschine (siehe Abschnitt 5.2.1) folgt die Ungenauigkeit der Bohrungen für die Thermoelement-Platzierung, deren Nennmaß in x- und z-Richtung gleich ist. Da die Platzierung in x-Richtung modellbedingt nicht berücksichtigt wird, verbleibt der Fehler in z-Richtung, dessen Größe zudem unabhängig vom Soll-Abstand z_{TE} zur Schnittkante ist. Der kritischste anzunehmende Fall ist allerdings, dass der Fräser beim Schnitt nicht korrekt positioniert ist, da dann die Schnittkantenabstände aller Thermoelemente gleichzeitig variiert werden.

Daneben liegen Fehler vor, die sich aus der Messungenauigkeit bei der Bestimmung der Werkstoffeigenschaften Dichte ρ , spezifische Wärmekapazität c_p und Wärmeleitfähigkeiten k_{11} bzw. k_{33} ergeben. Hierzu sei auf die Abschnitte 5.1.1, 5.1.3 und 5.1.4 verwiesen. Das gemessene Temperaturniveau ϑ_{TE} wird durch die Genauigkeit der Thermoelement-Messung beeinflusst. Die Größe des Messfehlers hängt vom Temperaturniveau ab, wie in Abschnitt 5.3.1 über Gleichung (5.5) erläutert ist.

Sensitivitätsanalyse

Für die Sensitivitätsanalyse wurden die soeben identifizierten Fehlerquellen einzeln variiert. Da die Wärmeleitfähigkeiten k_{11} und k_{33} abgeleitete Größen sind, die von den Temperaturleitfähigkeiten α_{11} und α_{33} , spezifischer Wärmekapazität c_p und Dichte ρ abhängig sind, werden statt der Wärmeleitfähigkeiten die Eingangsgrößen nach ihren Unsicherheiten variiert, siehe Abschnitt 4.1. Für die Thermoelemente wurde angenommen, dass alle Elemente gleichzeitig einen Fehler von 1/40 ihres Messwerts in dieselbe Richtung anzeigen. Beim Schnittkantenabstand wurde, wie oben beschrieben, eine fehlerhafte Fräserpositionierung von $\Delta z = 5 \mu\text{m}$ angenommen. Eine weitere untersuchte Fehlerquelle ergibt sich aus dem Zuschnitt der Probekörper, bei der die Faserorientierung Φ einer nicht exakt quantifizierbaren Ungenauigkeit unterliegt. Der sich hieraus ergebende Fehler wurde auf $\pm 0,2^\circ$ abgeschätzt.

Diese Annahmen und die daraus folgenden Parametervariationen verändern die Wärmequelleneigenschaften. Der Einfachheit halber ist in Abbildung 6.25 aber lediglich die Veränderung des Wärmestroms

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

aufgetragen. Hier wurde zudem eine Sortierung nach Einfluss von oben nach unten vorgenommen. Die größten Veränderungen des Wärmestroms verursachen bei allen Faserorientierungen Variationen der Temperatur, der spezifischen Wärmekapazität und der Dichte. Alle weiteren Variationen der Eingangsparameter sind in ihrer angenommenen Ausprägung in Bezug auf den Wärmestrom nahezu vernachlässigbar. Begründen lässt sich das hohe Gewicht von c_p und ρ mit einem Vergleich zu Abbildung 6.7, in der das Produkt aus c_p , ρ und der Vorschubgeschwindigkeit variiert wurde. Letztlich hebt oder senkt eine Variation von c_p und ρ direkt die maximalen Temperaturveränderungen über der gesamten Tiefe des Werkstücks. Umgekehrt ist also bei bekannten Temperaturveränderungen eine entsprechend deutliche Veränderung der Wärmequelleneigenschaften und somit des Wärmestroms die Folge.

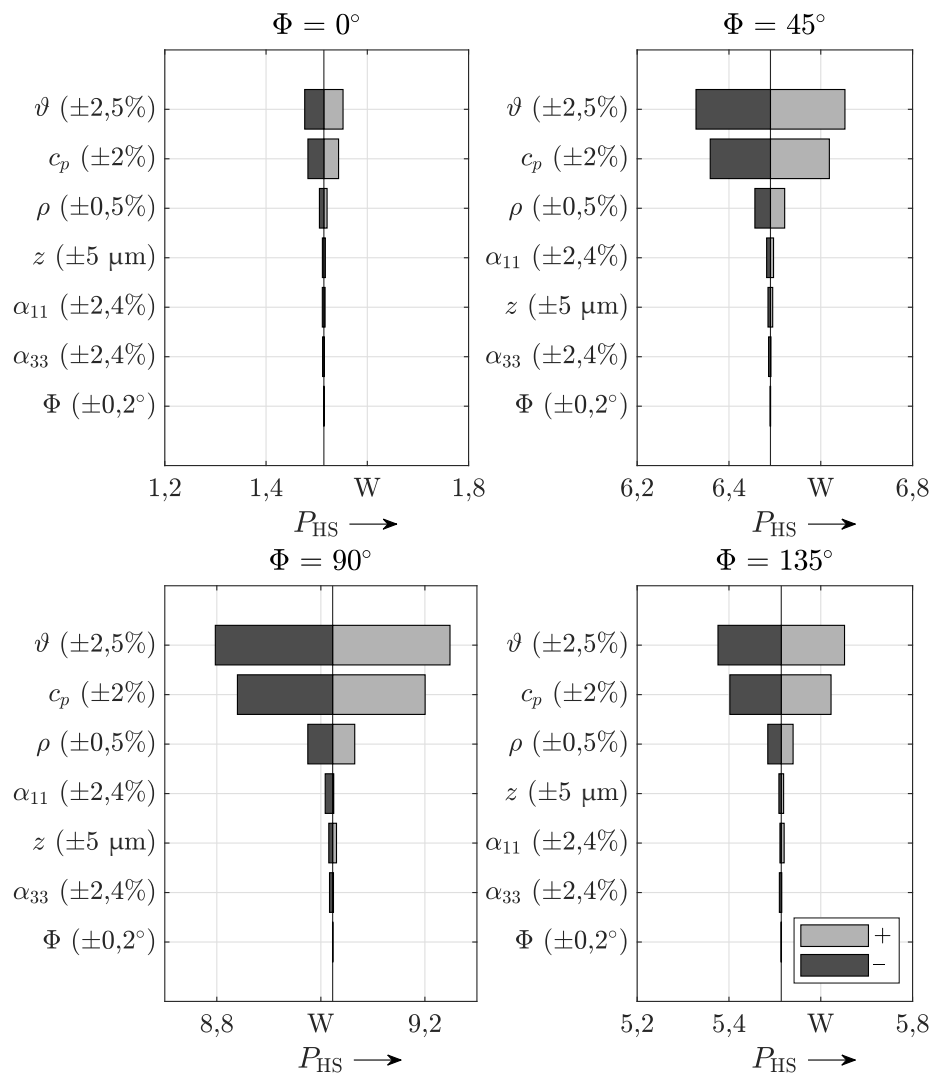


Abbildung 6.25: Sensitivität des Wärmestroms gegenüber typischen Veränderungen der Eingangsparameter; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

Die eben dargestellte Reihenfolge und Höhe der Sensitivitäten gilt jedoch nur für den Wärmestrom. Für die maximalen Temperaturerhöhungen an der Schnittkante stellen sich die Sensitivitäten wie in Abbildung 6.26

6.3 EXPERIMENTELLE BASISUNTERSUCHUNGEN

gezeigt dar. Es wird deutlich, dass auch hier die Abweichung der gemessenen Temperaturen eine dominante Rolle einnimmt, die Reihenfolgen der restlichen Parameter allerdings deutlich von der zuvor erfassten abweicht. Bei $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ liegt an zweiter Stelle die Temperaturleitfähig-

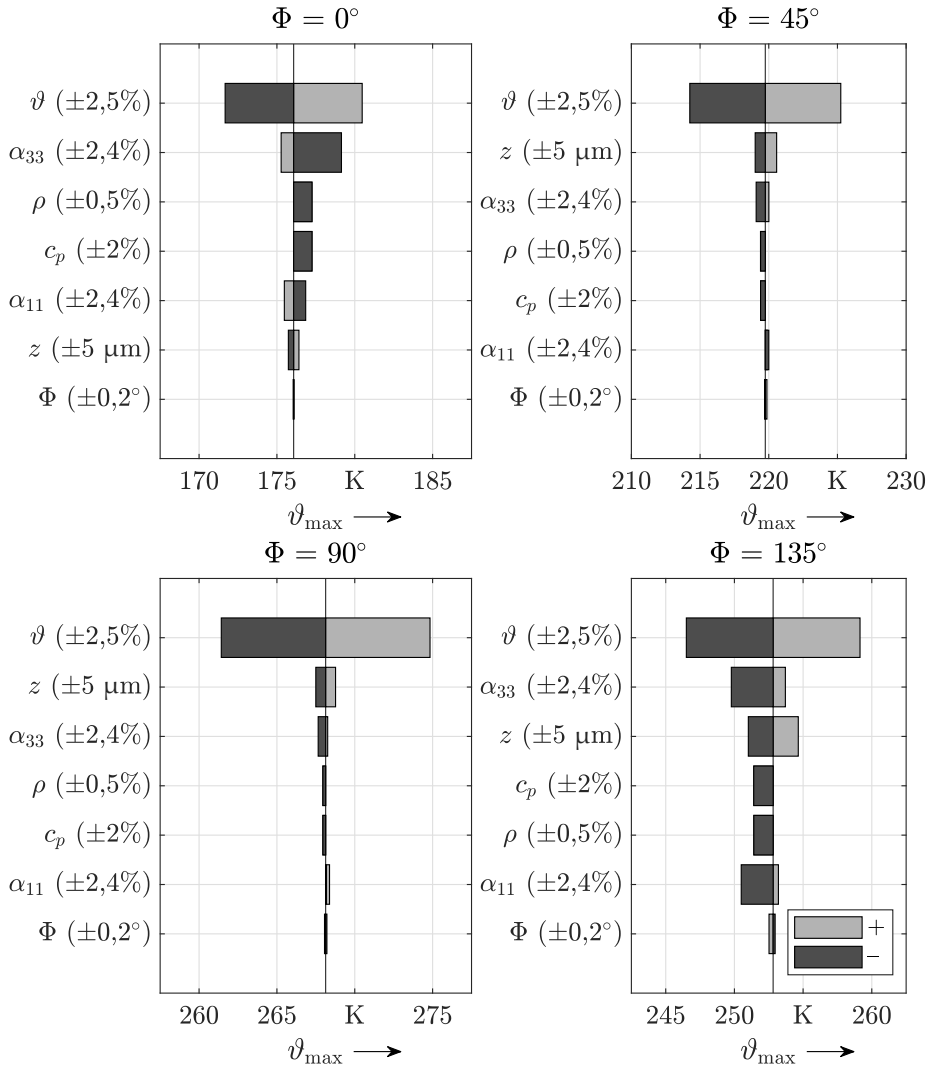


Abbildung 6.26: Sensitivität der maximalen Oberflächentemperaturerhöhung gegenüber typischen Veränderungen der Eingangsparameter; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

keit α_{33} , welche bei diesen Faserorientierungen den Wärmetransport weg von der Schnittkante bestimmt. Weiterhin ist für diese Faserorientierungen ein bemerkenswerter Effekt von c_p und ρ zu verzeichnen. So steigt im Fall von $\Phi = 0^\circ$ die maximale Oberflächentemperatur bei Verringerung *und* Vergrößerung dieser Größen- bei $\Phi = 135^\circ$ liegt der umgekehrte Fall vor. Diese zunächst wenig intuitive Sensitivität liegt in diesem speziellen Fall daran, dass zwar der Wärmestrom jeweils mit c_p und ρ steigt und fällt, dies allerdings nicht für die Wärmequellenbreite gilt, welche die Oberflächentemperatur stark verändert. Zudem fällt bei $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ die Asymmetrie der Einflüsse von α_{11} und α_{33} auf. Diese hängt direkt mit der (in Abbildung 6.25 nicht sichtbaren) Asymmetrie im Wärmestrom

und der nicht vorhersehbare Lage des Minimums der SQR zusammen. Für $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 90^\circ$ sind die weiteren Eingangsparameter neben der Abweichung der gemessenen Temperaturen vernachlässigbar.

Monte-Carlo-Simulation

Die Sensitivitäten im vorigen Abschnitt wurden jeweils nur für einzelne Eingangsparameter untersucht. Interessant ist jedoch, in welchem Bereich sich die Zielgrößen der Wärmequelleneigenschaften befinden, wenn alle Eingangsparameter gleichzeitig variiert werden. Hierzu wurde eine Monte-Carlo-Simulation erstellt, welche im Gegensatz zur vorherigen Analyse alle Thermoelement-Temperaturen und -Schnittkantenabstände sowie die weiteren Eingangsparameter gleichzeitig zufällig verändert. Bei der Variation der Temperaturen wurde dazu auf (5.5) zurückgegriffen.

Wie in [MNR12] beschrieben, werden Monte-Carlo-Simulationen u. a. eingesetzt, um Zufallsstichproben von unsicheren bzw. fehlerbehafteten Eingangsgrößen zu generieren und deren Auswirkung auf die Ausgangswerte statistisch zu analysieren. In der hier betrachteten Situation wurden die Eingangsgrößen als standard-normalverteilte Zufallszahlen generiert. Für jede Stichprobe wurde anschließend die in Abschnitt 6.3.2 beschriebene Ausgleichsrechnung durchgeführt, um die Wärmequelleneigenschaften zu bestimmen. Die Konvergenz dieser Ausgangswerte zum Mittelwert war über die insgesamt 10.000 durchgeführten Stichproben nach der Beschreibung in [MNR12] gegeben.

Abbildung 6.27 veranschaulicht die bei der Monte-Carlo-Simulation variierten Werte der Temperaturmessung und der z-Koordinate der Thermoelemente vor einer mittels modellbasierter Ausgleichsrechnung bestimmten Kurve, vergleiche auch Abbildung 6.23. Die Abbildung verdeutlicht das Ansteigen des Temperatur-Messfehlers mit der gemessenen Temperatur, während die Variation der Schnittkantenabstände unabhängig von der Position im Werkstück ist. Darüber hinaus wurden die Werkstoffeigenschaften k_{11} , k_{33} , c_p und ρ sowie der Faserorientierungswinkel Φ in den Stichproben generiert. Wie schon zuvor bei der Sensitivitätsanalyse wurden k_{11} und k_{33} nicht direkt, sondern über die Temperaturleitfähigkeiten α_{11} und α_{33} in Kombination mit c_p und ρ variiert.

Das Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation zeigt Abbildung 6.28. Hierzu wurde die Darstellungsart des Box-Plots gewählt. Die graue Box umfasst dabei jeweils die Hälfte der insgesamt 10.000 Stichproben, innerhalb der Box liegt die Medianlinie. Von den Boxen gehen jeweils zwei vertikale Linien, sog. *Whisker*, aus, welche den Bereich der Maximalwerte kennzeichnen. Hier wird die in *MATLAB* implementierte Definition der Whiskergröße genutzt, welche maximal das 1,5-fache der Boxhöhe, dem sog. Interquartilsabstand, beträgt. Alle Stichproben ober- und unterhalb der Whisker sind Ausreißer, deren relativer Anteil an den Stichproben im Diagramm eingezeichnet ist.

Zunächst fällt auf, dass der Wärmestrom nur einer geringen Veränderung unterliegt. Dies hängt mit den in Abschnitt 6.3.2 gezeigten Senken der SQR zusammen. Eine Veränderung des Wärmestroms erfordert eine Bewegung des Optimums in Richtung des höchsten Gradienten, was weniger wahrscheinlich als eine Bewegung (nahezu) parallel zu den Linien

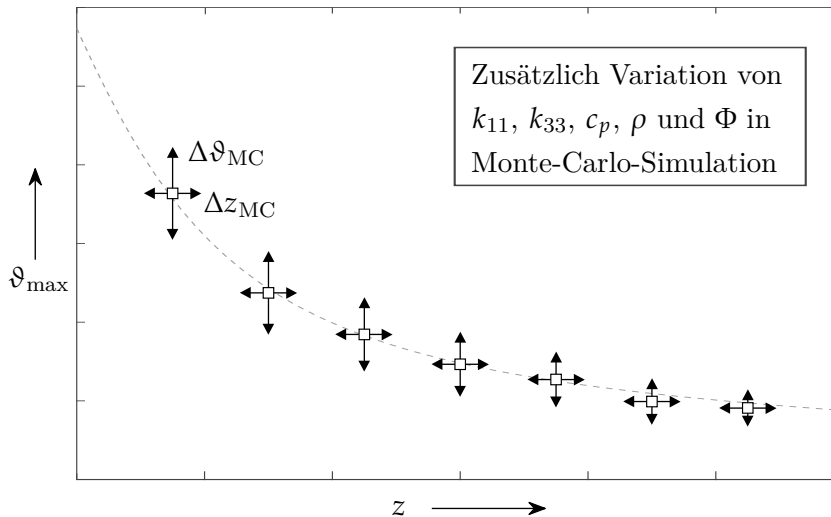


Abbildung 6.27: Darstellung der mit dem Temperaturniveau kleiner werdenden Variation der Thermoelement-Temperaturen bei konstanter Variation der z -Koordinate in der Monte-Carlo-Simulation

konstanten Wärmestroms ist. Da das Produkt aus Wärmequellenbreite und Wärmestromdichte also nahezu konstant ist, liegt bei einem hohen Wert des einen ein niedriger Wert des anderen vor. Die Faserorientierung $\Phi = 0^\circ$ stellt hier wieder einen Sonderfall dar, da die Wärmequellenbreite s_{HS} weiter konstant bei 1 mm lag, und wird daher nicht weiter betrachtet.

Weiterhin wird deutlich, dass die Wärmestromdichten wesentlich stärker streuen als die Wärmeströme. Die Werte für $\Phi = 135^\circ$ zeigen die höchste Bandbreite in Bezug auf Box- und Whiskergröße sowie die mit Abstand höchste Zahl von Ausreißern. Dies liegt im Zusammenhang mit der geringen Veränderung des Wärmestroms daran, dass s_{HS} teilweise sehr niedrige Werte annimmt und somit \dot{q}_{HS} durch die umgekehrte Proportionalität stark ansteigt.

Die in x -Richtung projizierte Länge des Schnittbogens $s_{geo} = 3,12$ mm für den vorliegenden Arbeitseingriff von $a_e = 1,5$ mm ist in Abbildung 6.28 zum Vergleich mit den Wärmequellenbreiten s_{HS} eingetragen. Für s_{HS} zeigen sich teilweise Werte, die sogar deutlich über dem halben Werkzeugdurchmesser $d_{WZ}/2 = 4$ mm liegen. Auch wenn s_{HS} nicht direkt einer geometrischen Größe entspricht, kann keine direkte Wärmeübertragung des Werkzeugs außerhalb des Schnittbogens stattfinden. Es ist daher anzunehmen, dass sich die wahren Werte von s_{HS} in der unteren Hälfte des Diagramms befinden. Die Box der Wärmequellenbreite für $\Phi = 45^\circ$, also zusammen mit nach oben abgehenden Whiskern und Ausreißern mehr als die Hälfte der Stichproben, liegt als einzige komplett oberhalb von $s_{geo} = 3,12$ mm, zeigt allerdings auch insgesamt die höchsten Streuungen. Für diese Faserorientierung ist gleichzeitig als einzige die bevorzugte Richtung der Wärmeleitung so ausgerichtet, dass sie die Breite der Wärmeübertragungszone maximiert, siehe auch [Wan+16b] und den zugehörigen Absatz in Abschnitt 2.4.1.

Insgesamt wird deutlich, dass die Aussagen zum Wärmestrom eine hohe Sicherheit aufweisen. Die Aussagen zu Wärmestromdichte und

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

Wärmequellenbreite sind angesichts ihrer Streubreiten höheren Unsicherheiten unterworfen. Speziell die Werte für die Wärmestromdichte von $\Phi = 135^\circ$ und die Wärmequellenbreite von $\Phi = 45^\circ$ weisen eine vergleichsweise geringe Sicherheit auf.

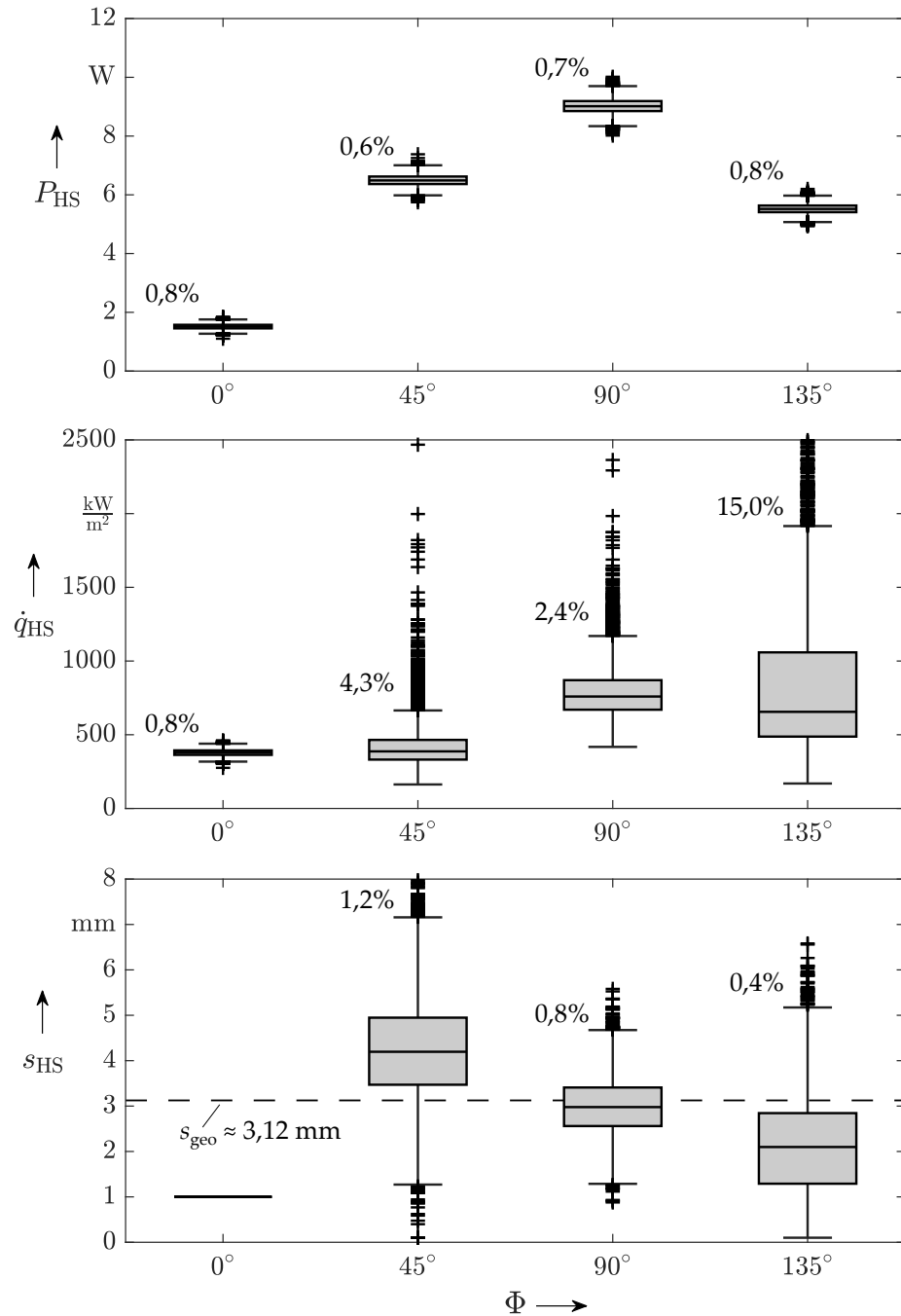


Abbildung 6.28: Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation mit 10.000 Stichproben für Parameter- und Messwertabweichungen mit Prozentangaben der Ausreißer; Versuchsbedingungen nach Tabelle 6.4

6.4 EXPERIMENTELLE HAUPTUNTERSUCHUNGEN

In diesem Abschnitt sind die experimentellen Hauptuntersuchungen dokumentiert, welche erste Modellaussagen bei der Variation der Versuchsparameter Arbeitseingriff a_e , Zahnvorschub f_z sowie Schnittgeschwindigkeit v_c und Vorschubgeschwindigkeit v_f liefern sollen.

6.4.1 Versuchsaufbau

Bei den Hauptuntersuchungen wurden wie bei den Basisuntersuchungen Fräsversuche im Gegenlauf mit zweischneidigen PKD-Fräsern an UD-CFK mit den vier Faserorientierungen 0° , 45° , 90° und 135° durchgeführt. Der eingesetzte Versuchswerkstoff war aufgrund von Materialknappheit im Gegensatz zu allen anderen Versuchen CFK 9837, siehe Tabelle 5.1. Bei der Faserorientierung von 0° war wie in den Basisuntersuchung eine Verstärkung des Materials quer zur Faserrichtung durch beidseitig aufgebrachte Glashartgewebeplatten notwendig, siehe auch Abbildung 6.19.

Der Versuchsaufbau der Hauptuntersuchungen in Abbildung 6.29 wurde gegenüber dem Aufbau in den Basisuntersuchungen verändert. So konnte eine Versuchswiederholung mit jeweils vier Schnitten für je vier Faserorientierungen angesichts der Variationszahl in der Versuchsplanung und der damit einhergehenden Zeit- und Ressourcenaufwände nicht geleistet werden, weshalb Schnitte mit jeweils vier Thermoelementen im Probebauteil ohne Wiederholung durchgeführt wurden. Lediglich die Versuche mit mittlerem Arbeitseingriff und mittlerem Zahnvorschub wurden für jede Faserorientierung dreimal wiederholt, um die Streuung der Temperaturen zu erfassen.

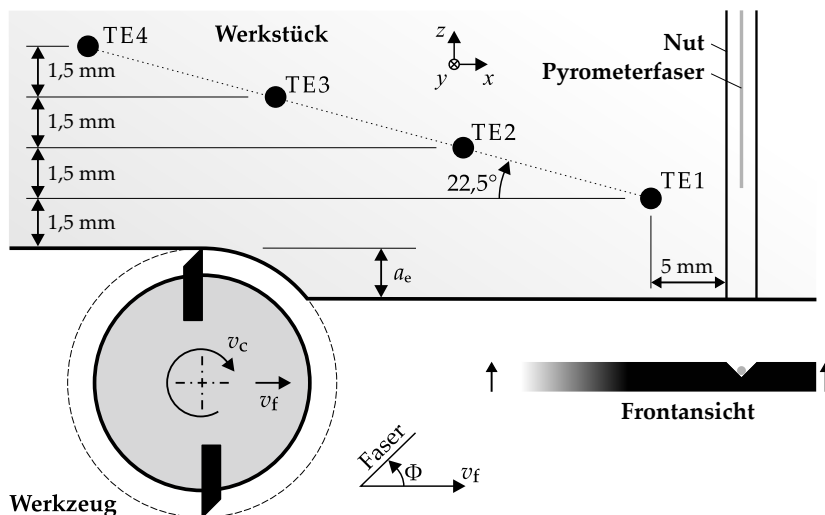


Abbildung 6.29: Skizze der Thermoelement-Anordnung und der Pyrometerposition in den Hauptuntersuchungen

Weiterhin war es gegenüber den Basisuntersuchungen notwendig, aufgrund höherer Geschwindigkeiten und damit stärkerer Konzentration der

Erwärmung auf die Randzone des Bauteils zusätzlich ein Zwei-Farben-Pyrometer zur Temperaturmessung des entlanglaufenden Werkzeugs einzusetzen. Die Nut für das Zwei-Farben-Pyrometer wurde so eingebracht, dass die Pyrometerfaser auf der Hälfte der Bauteildicke und unmittelbar hinter den Thermoelementen positioniert war.

6.4.2 Versuchspannung

Die in den experimentellen Hauptuntersuchungen durchgeführten Versuche sind in Tabelle 6.5 hinterlegt. Der erste Satz Prozessparameter entspricht denen in den experimentellen Basisuntersuchungen. Die Versuche mit den Nummern 3, 5 und 7 bilden Set **A**, bei dem lediglich der Arbeitseingriff in gleich weiten Schritten bis zum Vollschnitt variiert wurde, während Vorschubgeschwindigkeit und Zahneingriff auf einem mittleren Wert gehalten wurden. Bei Set **B** mit den Versuchsnummern 4, 5 und 6 wurden Zahneingriff und Schnittgeschwindigkeit bei konstanter, mittlerer Vorschubgeschwindigkeit verändert. Im Set **C** mit den Nummern 1, 2, 8 und 9 wurden die Extremwerte für Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit sowie Arbeitseingriff verwendet.

Tabelle 6.5: Versuchsplan der experimentellen Hauptuntersuchungen im linearen Schnitt mit CFK 9837

Nr.	v_c m/min	f_z mm	a_e mm	d_{WZ} mm	v_f mm/min	n 1/min
1	101	0,015	1,50	8,0	120	4.000
2	101	0,015	8,00	8,0	120	4.000
3	151	0,030	1,50	8,0	360	6.000
4	302	0,015	4,75	8,0	360	12.000
5	151	0,030	4,75	8,0	360	6.000
6	101	0,045	4,75	8,0	360	4.000
7	151	0,030	8,00	8,0	360	6.000
8	503	0,015	1,50	8,0	600	20.000
9	503	0,015	8,00	8,0	600	20.000

6.4.3 Vergleich der Versuchswerkstoffe

Zunächst sollte untersucht werden, inwiefern der veränderte Versuchsaufbau das Ergebnis der Temperaturmessungen beeinflusst. Dazu wurde der Vergleich der Versuche mit CFK 9837 und 9857 mit den Prozessparametern der Basisuntersuchungen durchgeführt, was der ersten Nummer der Prozessparameter in Tabelle 6.5 entspricht. Das Ergebnis dieses Versuchs zeigt Abbildung 6.30. Es zeigt sich, dass die Temperaturen zwischen 1,5 und 6,0 mm für die Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$, $\Phi = 45^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ nahezu gleichauf liegen. Für $\Phi = 90^\circ$ liegen allerdings um maximal 67 K

6.4 EXPERIMENTELLE HAUPTUNTERSUCHUNGEN

niedrigere Temperaturen bei den Hauptuntersuchungen vor. Dies kann mit der deutlich niedrigeren Wärmeleitfähigkeit des in den Hauptuntersuchungen verwendeten CFK 9837 in Faserrichtung zusammenhängen. Der Wärmestrom erreicht damit langsamer das Thermoelement und kann dementsprechend nicht zu einem kurzfristigen Sprung in den Temperaturen führen. Diese Aussage wird durch die Annäherung der Temperaturen bei größerer Entfernung zur Schnittkante gestützt, da dies einen vergleichbaren Wärmestrom suggeriert.

Eine weitere Frage betraf die Verwendbarkeit der Messungen mit dem Pyrometer. Hier verdeutlicht Abbildung 6.30, dass die extrapolierte Temperatur an der Schnittkante aus den Basisuntersuchungen in der gleichen Größenordnung liegt wie die Pyrometer-Messwerte der Hauptuntersuchungen.

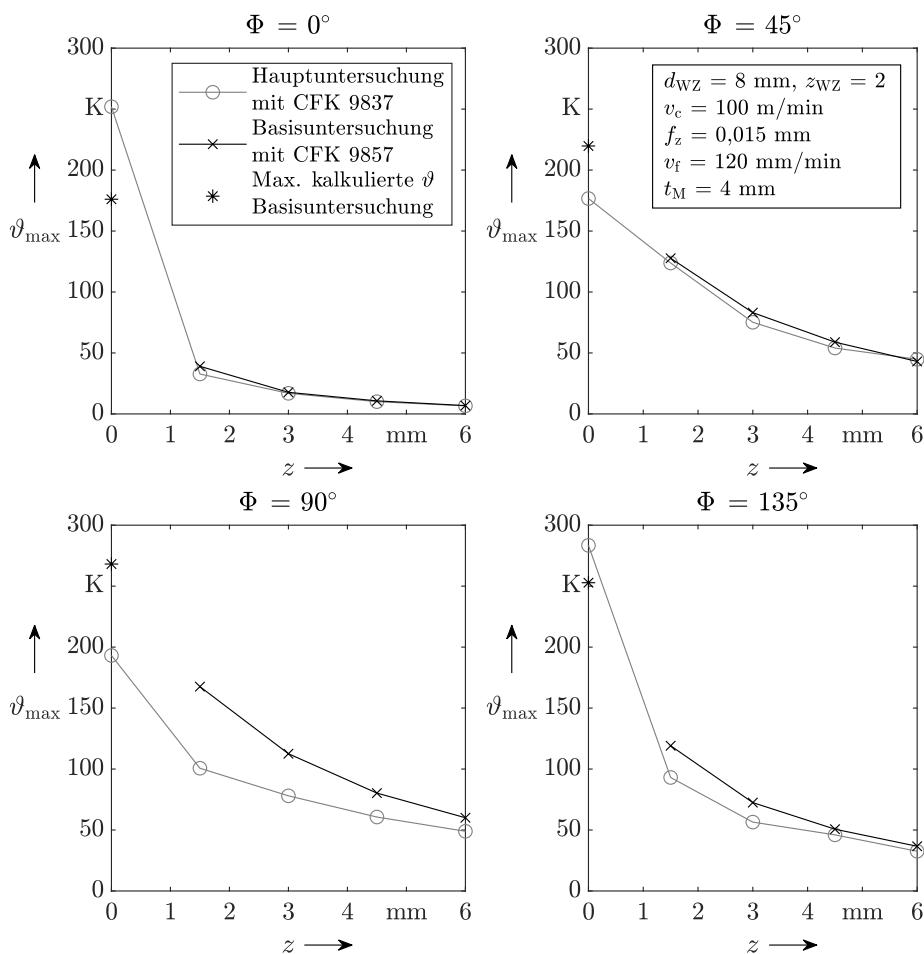


Abbildung 6.30: Vergleich der Temperaturen der experimentellen Haupt- und Basisuntersuchungen bei gleichen Prozessparametern

Es sei an dieser Stelle jedoch darauf hingewiesen, dass die Messung mit dem Zwei-Farben-Pyrometer eine vergleichsweise hohe Ungenauigkeit aufweist, die in Abschnitt 5.3.3 beschrieben ist. Ein Verzicht auf das Pyrometer war allerdings durch die wesentlich verringerten Temperaturen an den Thermoelementen und eine damit einhergehende höhere Anfälligkeit der Ausgleichsrechnung gegenüber den dort auftretenden Messunsicher-

heiten nicht möglich. Die Ergebnisse der Hauptuntersuchungen sind aus diesem Grund vorrangig qualitativer Natur und sollen die Zusammenhänge zwischen Prozessparametern und Wärmequelleneigenschaften für die verschiedenen Faserorientierungen aufdecken.

Die Notwendigkeit der Pyrometermessung bietet allerdings gleichzeitig den Vorteil, dass bei der Faserorientierung von $\Phi = 0^\circ$ kein fester Wert für die Breite der Wärmequelle vorgegeben werden muss. Letztlich wurde lediglich eine untere Grenze von 0,5 mm verwendet. Dies ist möglich, da die Messung mit dem Pyrometer in die Ausgleichsrechnung für den Schnittkantenabstand $z = 0$ mm eingeht und somit unrealistisch hohe Temperaturen an der Schnittkante verhindert.

6.4.4 Ergebnisse der Hauptuntersuchungen

Dieser Abschnitt stellt die Ergebnisse der experimentellen Hauptuntersuchungen dar. Als Referenz sind für die Variation in den Sets **A**, **B** und **C** in den folgenden drei Abschnitten jeweils die maximalen gemessenen Temperaturerhöhungen eingefügt. Darauf folgt jeweils die Analyse der Wärmequelleneigenschaften.

Variation des Arbeitseingriffs

Die Temperaturerhöhungen bei der Variation des Arbeitseingriffs in Set **A** mit den Nummern 3, 5 und 7 zeigt Abbildung 6.31. Es tritt der erwartete Effekt auf, dass mit höherem Arbeitseingriff auch die Temperaturen steigen. Auffällig ist hierbei, dass die Veränderung der Temperatur für die Faserorientierung $\Phi = 135^\circ$ gering ausfällt. Die Abweichung der Pyrometertemperatur bei den größeren Arbeitseingriffen von $\Phi = 90^\circ$ liegt im Bereich der Messunsicherheit des Pyrometers.

Die Eigenschaften der Wärmequelle bei der Variation des Arbeitseingriffs zeigt Abbildung 6.32. Zunächst zeigt sich, dass die Wärmequelleneigenschaften \dot{q}_{HS} und s_{HS} mit Ausnahme eines Ausreißers bei s_{HS} im Wesentlichen die gleiche Tendenz zeigen. Ein höherer Arbeitseingriff vergrößert \dot{q}_{HS} und verringert s_{HS} . Der Werkstück-Wärmestrom P_{HS} , der proportional zum Produkt dieser Größen ist, weicht in der Folge nur geringfügig ab. Die zuvor extrapolierten Temperaturen an der Schnittkante sind in den Hauptuntersuchungen weiterhin das Ergebnis der Ausgleichsrechnung, werden dabei allerdings deutlich von der Pyrometermessung beeinflusst. Daher ist wie in der vorigen Abbildung 6.31 ein naheliegendes Ansteigen der Schnittkantentemperatur mit dem Arbeitseingriff zu verzeichnen.

Bei der mechanischen Leistung P_M zeigt sich eine Veränderung der Kurvenform über dem Faserorientierungswinkel. Beim kleinsten Arbeitseingriff $a_e = 1,5$ mm entspricht der Anstieg von P_M hin zu $\Phi = 90^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ dem Ergebnis der Basisuntersuchungen. Der Fasertrennwinkel steigt dabei für $d_{WZ} = 8$ mm und $a_e = 1,5$ mm über dem Eingriffswinkel vom Wert des Faserorientierungswinkels, also $\theta = \Phi$, bis etwa $\theta = \Phi + 51,3^\circ$ an. Die mittlere Leistung über diesem Fasertrennwinkelbereich liegt daher in der Nähe des initialen Fasertrennwinkels. Dieser Zusammenhang ist für

6.4 EXPERIMENTELLE HAUPTUNTERSUCHUNGEN

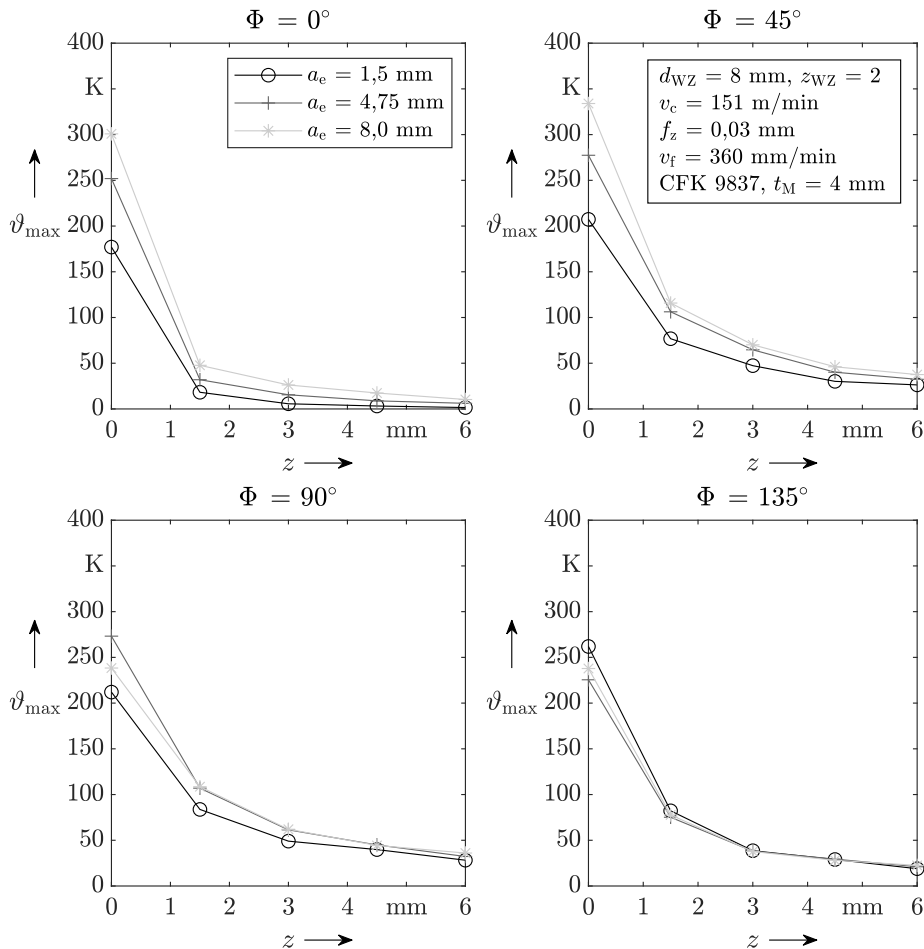


Abbildung 6.31: Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation des Arbeitseingriffs in den Hauptuntersuchungen

größere Arbeitseingriffe nicht mehr gültig und zeigt sich sehr deutlich für den Vollschnitt, bei dem die höchste mechanische Leistung bei $\Phi = 45^\circ$ vorliegt. Die etwa konstant bleibende mechanische Leistung bei $\Phi = 135^\circ$ liegt in Materialausbrüchen begründet, die aufgrund der fehlenden Festigkeit quer zur Faserrichtung auftraten. Dies ist ebenfalls der Grund für die in etwa konstant bleibenden Temperaturen an der Schnittkante.

Der Werkstück-Wärmestromanteil R_{WS} fällt mit steigendem Arbeitseingriff tendenziell ab, da bei unwesentlich verändertem Wärmestrom die mechanische Leistung mit höheren Arbeitseingriffen steigt. Die Werte für R_{WS} liegen mit Ausnahme von $\Phi = 135^\circ$ unterhalb derer in den Basisuntersuchungen. Wie beim Wärmestrom und der mechanischen Leistung ist eine deutliche Abhängigkeit vom Faserorientierungswinkel festzustellen.

Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit

Die Temperaturerhöhungen der Variation von Zahnvorschub f_z und Schnittgeschwindigkeit v_c in Set **B** mit den Versuchsnummern 4, 5 und 6 zeigt Abbildung 6.33. Da in diesen Versuchen das Produkt aus f_z und v_c konstant gehalten wurde, galt dies auch für die Vorschubgeschwindigkeit und damit das Zeitspanvolumen. Dieser Zusammenhang wird bei der

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

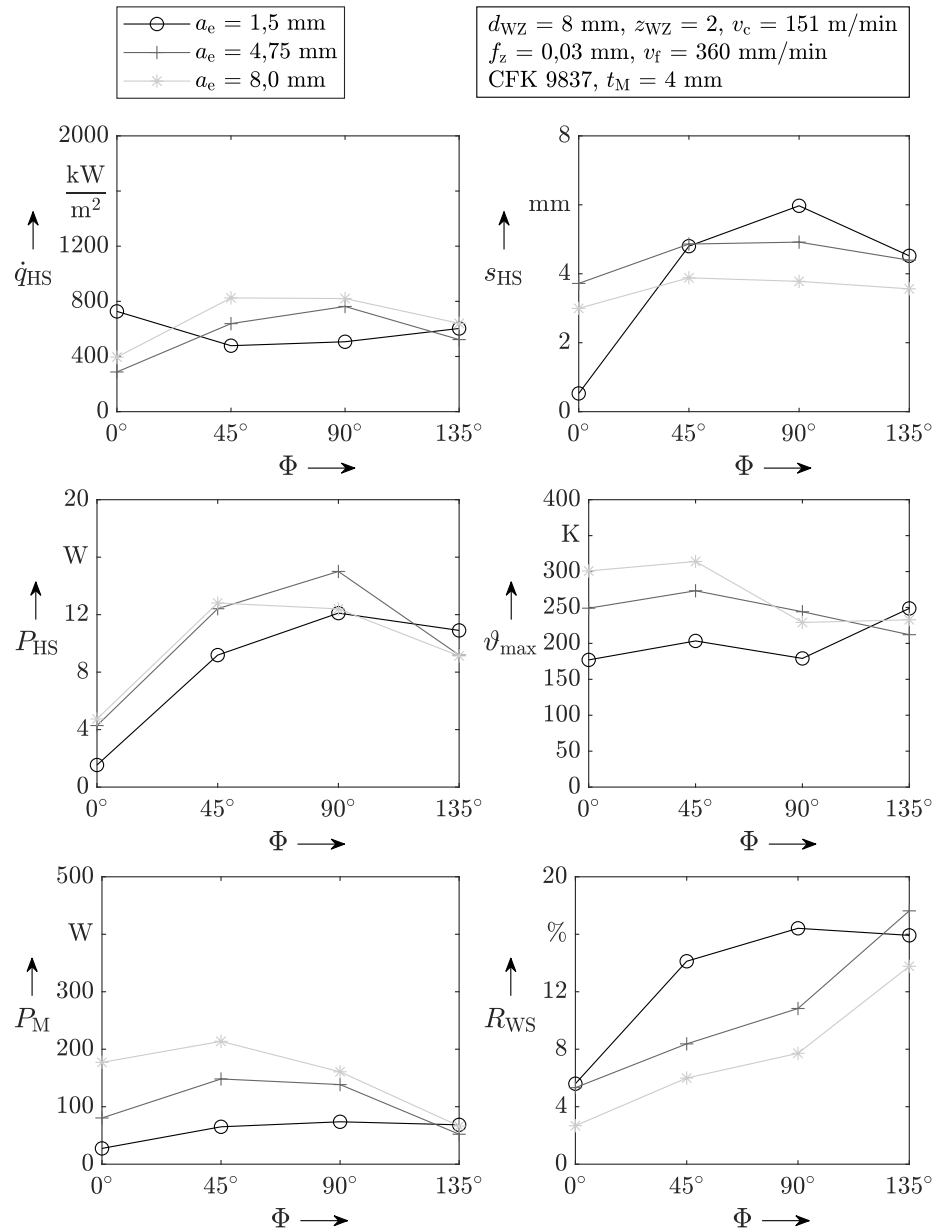


Abbildung 6.32: Wärmequelleneigenschaften bei der Variation des Arbeitseingriffs in den Hauptuntersuchungen

Aufstellung der Bestandteile des Zeitspanvolumens deutlich, da hier das Produkt aus f_z und v_c enthalten ist:

$$\begin{aligned}
 \text{Zeitspanvolumen} &= v_f \cdot a_e \cdot a_p = n \cdot z_{WZ} \cdot f_z \cdot a_e \cdot a_p \\
 &= \frac{v_c}{\pi \cdot d_{WZ}} \cdot z_{WZ} \cdot f_z \cdot a_e \cdot a_p \quad (6.18) \\
 &\propto f_z \cdot v_c
 \end{aligned}$$

Die Versuche fanden bei den mittleren Werten für Arbeitseingriff und Vorschubgeschwindigkeit statt. Wie bereits im Stand des Wissens und der Forschung in Abschnitt 2.4 beschrieben, senkt eine Steigerung des Zahnvorschubs die Temperaturen bei der Zerspanung. Dieser Effekt tritt

6.4 EXPERIMENTELLE HAUPTUNTERSUCHUNGEN

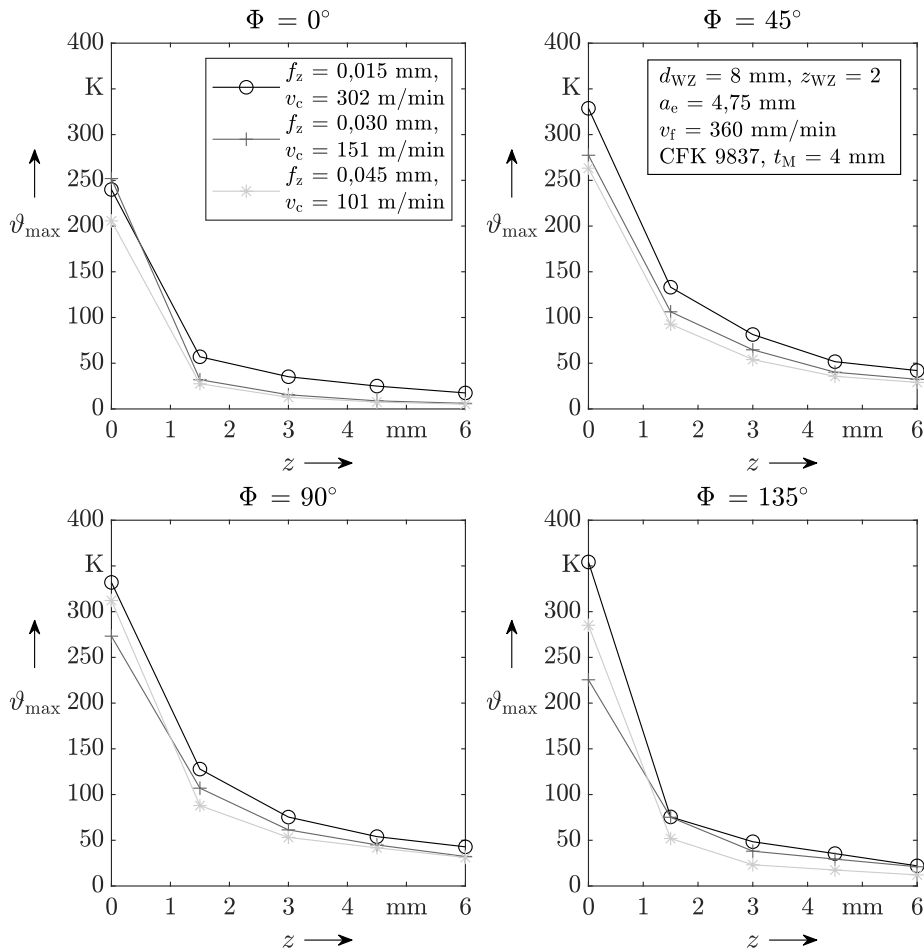


Abbildung 6.33: Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit in den Hauptuntersuchungen

auch hier auf. Die davon abweichenden Pyrometermessungen sind auch hier mit Messungenauigkeiten zu erklären. Im Wesentlichen reagieren alle Faserorientierungswinkel ähnlich auf die Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit. Zu beachten ist hier, dass durch die Wahl des Arbeitseingriffes die Zerspanung im Fasertrennwinkelbereich von $\theta = \Phi$ bis $\theta = \Phi + 100,8^\circ$ stattfindet. Dementsprechend treten auch bei $\Phi = 45^\circ$ Temperaturerhöhungen von bis über 300 K auf.

Die Eigenschaften der Wärmequelle für die Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit und konstantem Zeitspanvolumen zeigt Abbildung 6.34. Auffällig ist hier, dass die äquivalenten Wärmequellenbreiten s_{HS} alle in einem Bereich um $d_{WZ}/2$ vorliegen. Erwähnenswert ist weiterhin die geringe Abweichung von P_{HS} , während die mechanische Leistung deutlich zunimmt, wenn der Zahnvorschub sinkt. Damit verbunden ist mit Ausnahme eines Ausreißers eine Steigerung von R_{WS} mit dem Zahnvorschub über alle Faserorientierungen.

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

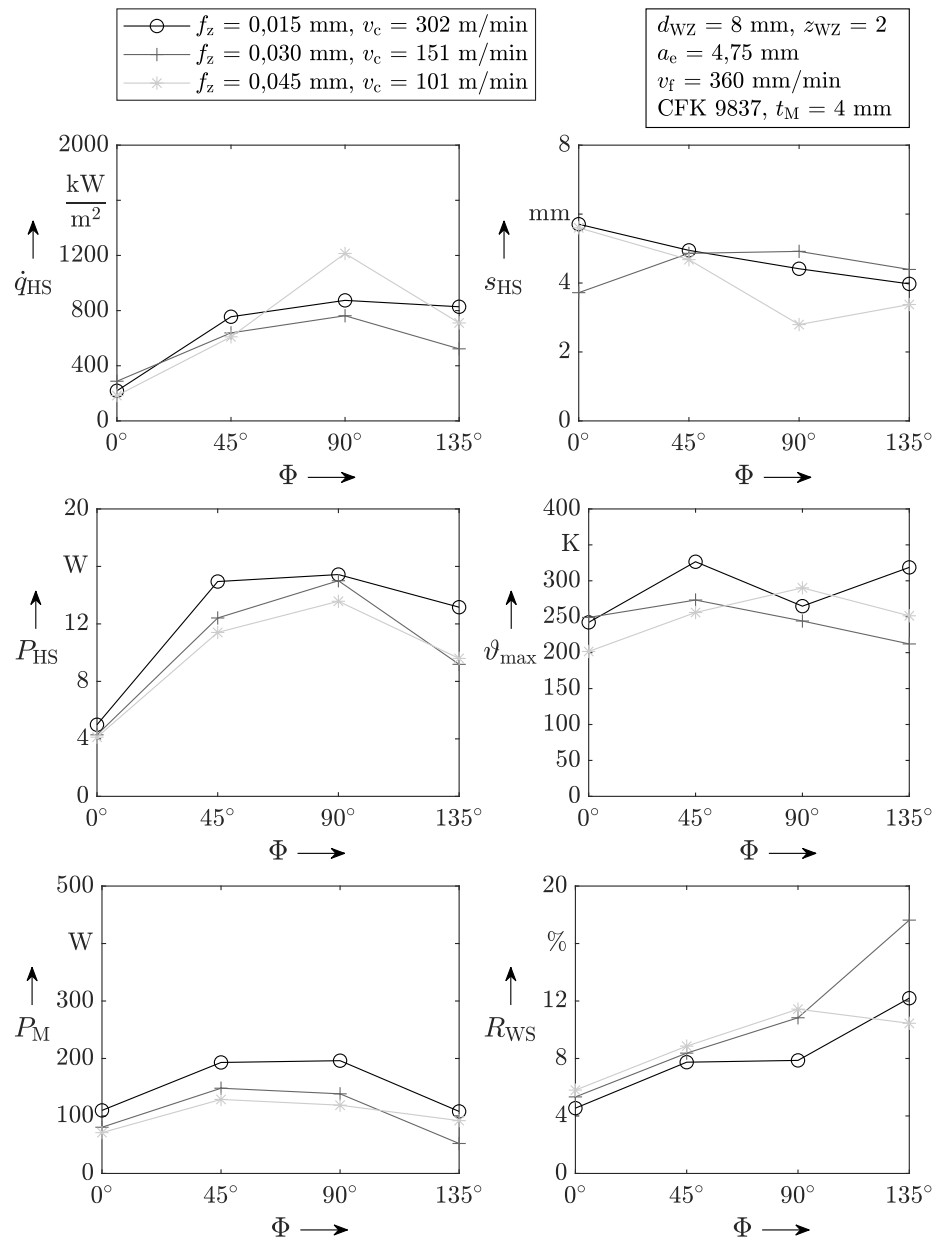


Abbildung 6.34: Wärmequelleneigenschaften bei der Variation von Zahnvorschub und Schnittgeschwindigkeit in den Hauptuntersuchungen

Variation von Geschwindigkeiten und Arbeitseingriff

Die Temperaturerhöhungen bei der Variation von Vorschub- und Schnittgeschwindigkeit sowie Arbeitseingriff aus Set C mit den Nummern 1, 2, 8 und 9 zeigt Abbildung 6.35. Für diese Versuche wurde jeweils die Extremwerte der Geschwindigkeiten und Arbeitseingriffe gewählt. Es zeigt sich, dass die kleinen Geschwindigkeiten generell zu einer anderen Kurvenform führen als die hohen Geschwindigkeiten. So ist der Temperaturgradient bei geringen Geschwindigkeiten flacher, was direkt mit dem Verhältnis aus Geschwindigkeit und Temperaturleitfähigkeit zusammenhängt. Dieses Verhältnis wird durch die Péclet-Zahl ausgedrückt, die in Abschnitt 4.3.3 erläutert ist.

6.4 EXPERIMENTELLE HAUPTUNTERSUCHUNGEN

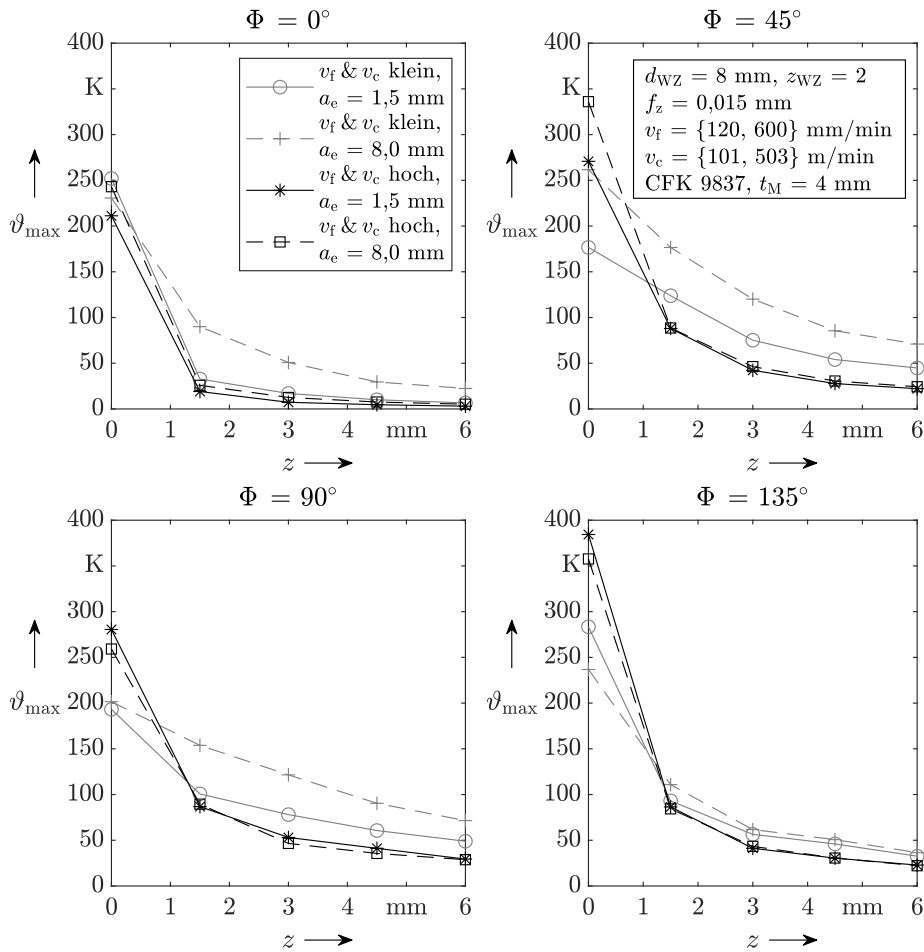


Abbildung 6.35: Maximale Temperaturerhöhungen bei der Variation von Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff in den Hauptuntersuchungen

Die Eigenschaften der Wärmequelle bei der Variation von Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff zeigt Abbildung 6.36. Während \dot{q}_{HS} und s_{HS} stark streuen, lassen sich aus den Ergebnissen für den deutlich stabileren Wärmestrom (vergleiche auch Abbildung 6.28) Aussagen ableiten. Klar ist, dass die Geschwindigkeiten einen dominanten Einfluss auf die Größe des Wärmestroms haben, während der Arbeitseingriff diesen nur unwesentlich ändert. Abgesehen von $\Phi = 0^\circ$ ist der Wärmestrom bei den hohen Geschwindigkeiten sogar nahezu konstant.

Deutlich wird bei der Betrachtung der mechanischen Leistung P_M der Einfluss, den eine Kombination aus hohen Geschwindigkeiten und großem Arbeitseingriff hat, bei dem Leistungen bis knapp 500 W erreicht werden. Interessant ist in dieser Konstellation, dass die Werte für den Werkstück-Wärmestromanteil R_{WS} keinem klaren Muster folgen und in ihrer Größenordnung stark schwanken. Sie bewegen sich in einer Bandbreite zwischen knapp über 1 und 12 %. Die Abwesenheit eines klaren Musters ist durch die Ergebnisse von P_M erklärbar, welche direkt in R_{WS} eingeht. Für P_M spielt die Veränderung des mittleren Fasertrennwinkels, wie sie auch hier auftritt, eine Rolle, was bereits für die Variation des Arbeitseingriffs in Abbildung 6.32 gezeigt wurde.

WÄRMELEITUNG IM GERADEN SCHNITT

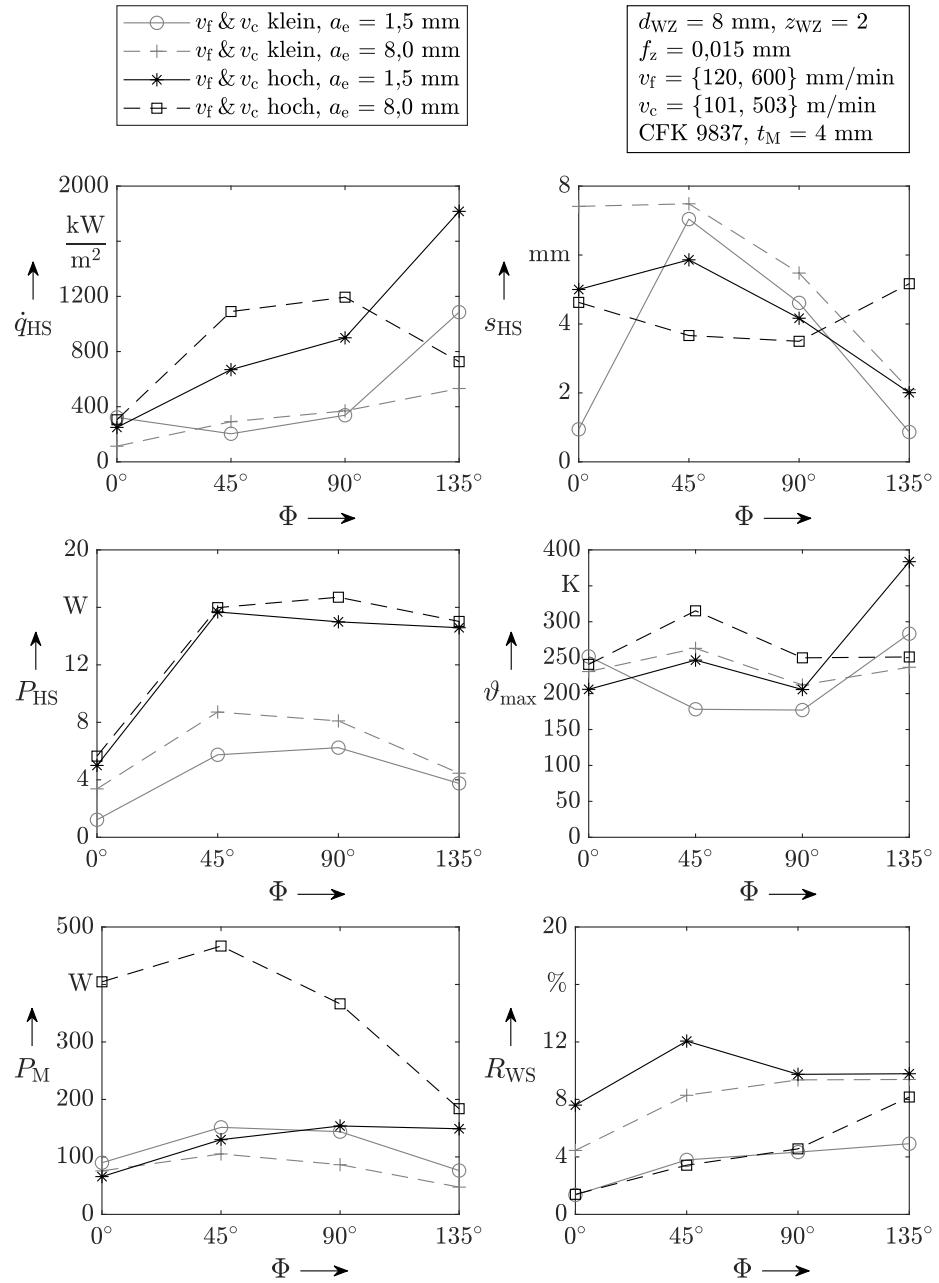


Abbildung 6.36: Wärmequelleneigenschaften bei der Variation von Vorschubgeschwindigkeit und Arbeitseingriff in den Hauptuntersuchungen

WÄRMELEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

Dieses Kapitel stellt die Ergebnisse von Simulationen und Experimenten zur Bestimmung von Werkstück-Temperaturen während der Zerspanung von UD-CFK im konvexen Schnitt dar. Die Simulationen basieren auf jenen für den linearen Schnitt in Kapitel 6 unter Nutzung der dort ermittelten Wärmequelleneigenschaften. Zur Optimierung und Validierung der Simulationen wurden Experimente durchgeführt, die im zweiten Teil des Kapitels erläutert sind.

Die Motivation zur Durchführung dieser Untersuchungen basierte auf der Erfahrung, dass Wärme sich in konvexen Regionen stauen kann. Dies wurde beispielsweise von Guo und Malkin in [GM95] für metallische Schleifprozesse mit wiederholtem Eingriff gezeigt. Außerdem lässt sich aus den Ergebnissen dieses Kapitels ableiten, dass die für den linearen Schnitt vorgestellte Simulationsmethode mit den dazu notwendigen Anpassungen auch für den konvexen Schnitt nutzbar ist. Gleichzeitig dienen die Untersuchungen in diesem Kapitel zur Validierung der zuvor für den linearen Schnitt gefundenen Erkenntnisse, indem diese über lineare Interpolation zwischen den Stützstellen von $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ für den kompletten Bereich der Faserorientierungswinkel zwischen $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 180^\circ$ genutzt werden.

Im Fall von CFK erfordert die Konturerzeugung die Bearbeitung von konvexen und konkaven Sektionen. Während in konkaven Sektionen ein höherer Umschlingungswinkel auftritt, ist gleichzeitig der Werkzeugpfad vorteilhaft im Hinblick auf die Wärmeakkumulation und verringert somit die Auswirkungen der Sektionsgeometrie. In konvexen Sektionen wiederum trifft ein nachlaufendes Temperaturfeld auf neu eingebrachte Wärme von der Seite und kann somit zu einer erhöhten Temperatur führen, wie in Abbildung 7.1 angedeutet. Daher wurde in der in diesem Kapitel dargestellten Untersuchung lediglich der konvexe Schnitt bearbeitet.

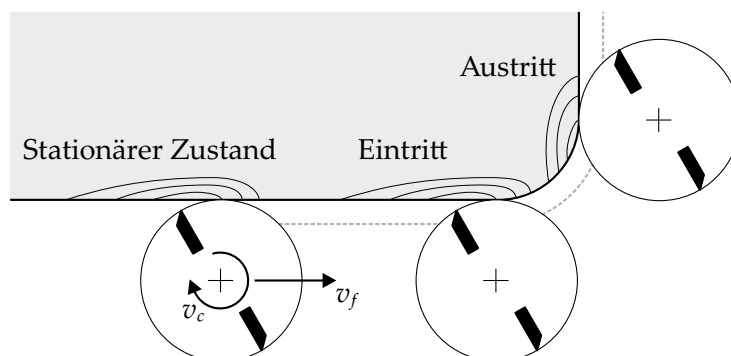


Abbildung 7.1: Erzeugung einer Viertelkreiskontur als Beispiel für den konvexen Schnitt mit qualitativ dargestellten Temperaturfeldern nach [MHK21]

Die Berechnung der Temperaturfelder im gekrümmten Schnitt kann lediglich über numerische Simulationen erfolgen. Ursächlich hängt dies

mit der Variation der Wärmequelleneigenschaften während der Bewegung zusammen. Deshalb ist es nicht möglich, die in Kapitel 6 vorgestellten analytischen Modelle an konvexe oder konkave Bewegungen der Wärmequelle anzupassen, während gleichzeitig die Orthotropie der Region beibehalten wird.

7.1 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN

In diesem Abschnitt sind die experimentellen Untersuchungen am konvexen Schnitt dokumentiert.

Es wurden Fräsversuche mit zweischneidigen PKD-Fräsern vom Durchmesser $d_{WZ} = 8$ mm an UD-CFK Werkstücken mit den initialen Faserorientierungen 0° , 45° , 90° und 135° im Gegenlauf durchgeführt. Als Versuchswerkstoff wurde mit CFK 9857 derselbe Werkstoff wie bei den experimentellen Basisuntersuchungen genutzt, seine Eigenschaften sind in Tabelle 5.1 hinterlegt. Die Prozessparameter der Versuche im konvexen Schnitt entsprachen denen der experimentellen Basisuntersuchungen im linearen Schnitt und sind Tabelle 6.4 zu entnehmen.

Zur Temperaturmessung wurden drei Thermoelemente vom Typ 12(J) genutzt. Die Thermoelemente sind mit jeweils 1,5 mm Distanz zur Schnittkante ins Werkstück eingebracht, das in Abbildung 7.2 mit seinen Dimensionen dargestellt ist. Dieser Abstand entsprach der geringsten Distanz zur Schnittkante im linearen Schnitt. TE1 war am Ende der zunächst zerspannten horizontalen Sektion platziert, TE2 auf halbem Winkel der konvexen Sektion und TE3 am Beginn der vertikalen Sektion. Zur Stützung des Materials wurde das gesamte Werkstück beidseitig mit Glashartgewebe laminiert, da es sonst vor allem im Bereich der konvexen Sektion zu Materialausbrüchen gekommen wäre. Das Verfahren zur Applikation des Glashartgewebes wurde in Abschnitt 6.3.1 beschrieben.

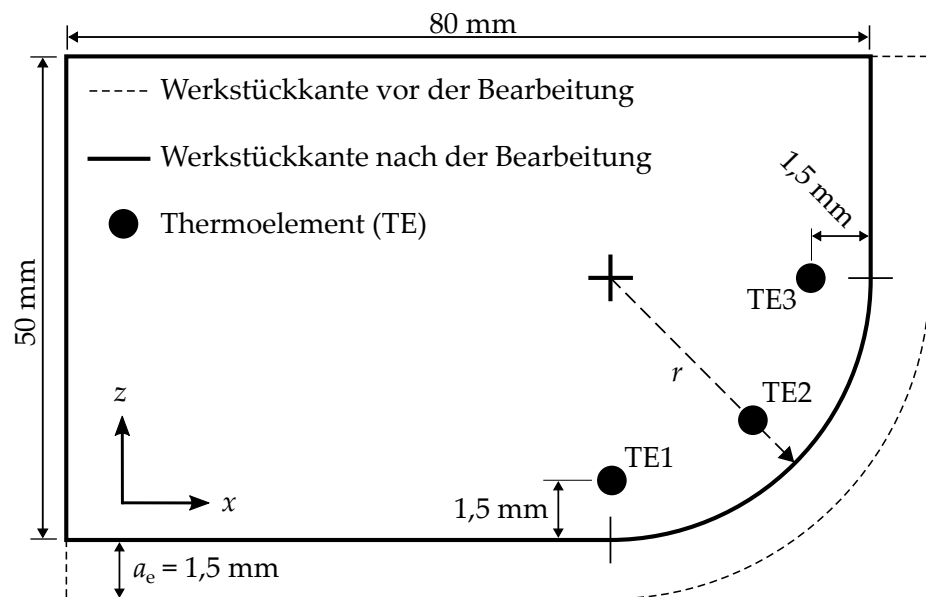


Abbildung 7.2: Werkstück mit Anordnung der Thermoelemente beim konvexen Schnitt mit variablem Radius r

Als Radien der konvexen Sektion wurden $r = 5$ mm, $r = 10$ mm und $r = 20$ mm gewählt. Die Thermoelemente haben also untereinander einen veränderlichen Abstand, da sie in den Winkelpositionen 0° , 45° und 90° der konvexen Sektionen eingebracht wurden.

Für die Simulation ist zu berücksichtigen, dass von der WZM die Vorschubgeschwindigkeit des Werkzeugzentrums gesteuert wird. Daher bewegt sich die Wärmequelle in der konvexen Sektion langsamer an der Schnittkante entlang als in den linearen Sektionen. Die Vorschubgeschwindigkeit der Wärmequelle bzw. des Berührungspunkts von Fräser und Schnittkante in der konvexen Sektion mit Radius r beträgt

$$v_{f,\text{konvex}} = v_f \frac{r}{r + d_{WZ}/2}, \quad (7.1)$$

was in Kombination mit $v_f = 120$ mm/min zu Werten von

$$v_{f,\text{konvex}} = \{66,7; 85,7; 100,0\} \text{ mm/min für } r = \{5; 10; 20\} \text{ mm} \quad (7.2)$$

führt.

Aufgrund der Wahl der Prozessparameter, des Werkstücks und des Werkstoffs sind die Messungen von TE1 (konvex) vergleichbar mit denen von TE1 (linear) beim jeweils letzten Schnitt in den experimentellen Basisuntersuchungen.

7.2 NUMERISCHE SIMULATION

Dieser Abschnitt erläutert Aufbau und Ablauf der Simulation, welche zur Berechnung der Temperaturfelder bei der Konturerzeugung einer konvexen Bauteilsektion genutzt wird.

7.2.1 Modellaufbau und Gitternetz

Die Eigenschaften des Modells sind in Abbildung 7.3 dargestellt. Hier wird ersichtlich, dass bei der Bearbeitung eines UD-Werkstücks der Faserorientierungswinkel in der Kurve beständig wechselt, während er in der horizontalen und vertikalen Sektion jeweils konstant ist. Um die Simulationen und Versuche zu klassifizieren, ist der Faserorientierungswinkel der horizontalen Sektion jeweils mit Φ bezeichnet, während der Winkel im konvexen Bereich und in der vertikalen Sektion die Benennung Φ_L für den lokal vorhandenen Faserorientierungswinkel erhält.

In der konvexen Sektion liegt Φ_L zwischen Φ und $\Phi - 90^\circ$. Für die Winkel zwischen den Stützpunkten von $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ ist linear zwischen den Ergebnissen der experimentellen Basisuntersuchungen für s_{HS} und q_{HS} , siehe Abbildung 6.24 bzw. Tabelle A.1, interpoliert worden. Die Übergangsbereiche 1 und 2 stellten insofern eine Besonderheit dar, als dass dort ein Teil der Wärmequelle in einer linearen Sektion, der andere in der konvexen Sektion lag. Dies machte die Definition der Abschnitte in Abbildung 7.4 erforderlich. Begrenzt sind die Abschnitte jeweils durch die Markierung der Zeit, an der das durch die Simulation gesteuerte Zentrum der Wärmequelle diesen Punkt erreicht.

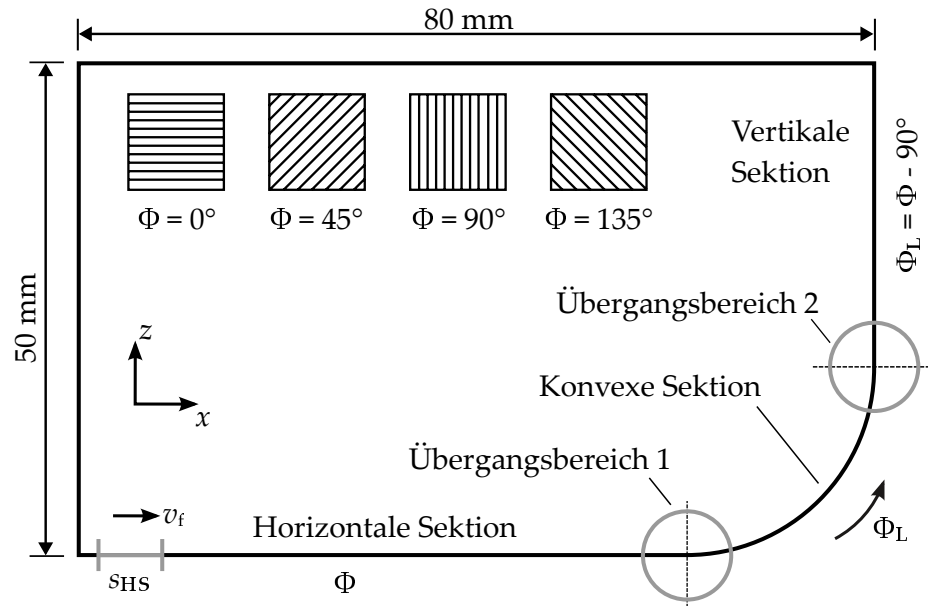


Abbildung 7.3: Modellbildung der numerischen Simulation für den konvexen Schnitt nach [MHK21]

Wenn sich das Zentrum der Wärmequelle in den nächsten Abschnitt bewegt, also z. B. von Simulationszeit $t < t_{1V}$ zu $t \geq t_{1V}$, wird in der Simulation die zugehörige Vorschrift verwendet. Die Zahl im Index symbolisiert den Übergangsbereich, der Buchstabe die Position **V**or bzw. **N**ach dem Wechsel zwischen linear und konvex. Die unterschiedlichen Größen der Abschnitte ②, ③, ⑤ und ⑥ in Abbildung 7.4 sollen deutlich machen, dass diese variabel und abhängig von der Breite der Wärmequelle des lokal vorliegenden Faserorientierungswinkels sind.

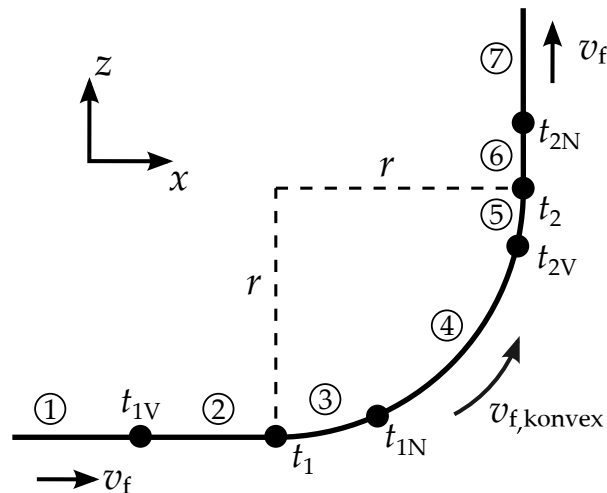


Abbildung 7.4: Abschnittsunterscheidung in der numerischen Simulation für den konvexen Schnitt

Die Modellierung mittels der User Subroutine *DFLUX* stellte sich durch die Implementierung der Übergangsbereiche aufwändiger dar als im linearen Schnitt. Als Referenz sind die *DFLUX*-Skripte für den linearen

7.2.2 Geometrische Kontaktlänge

Es wird angenommen, dass in der konvexen Sektion eine geringere Wärmequellenbreite vorliegt, da ähnlich zum Außenrundscheifen die geometrische Kontaktlänge zwischen Werkzeug und Werkstück sinkt. Generell gilt nach [Klo17] für die geometrische Kontaktlänge

$$l_g = \sqrt{a_e \cdot d_{\text{eq}}} \quad (7.3)$$

Hierbei ist a_e der Arbeitseingriff und d_{eq} der äquivalente Schleifscheibendurchmesser. Da dieser Ansatz hier auf das Fräsen übertragen wird, entspricht d_{eq} im linearen Schnitt dem Durchmesser des Fräasers.

Im Fall des Außenrundscheifens, das für den Fall eines still stehenden Werkstücks dem hier vorliegenden Fall des Fräsens in konvexen Sektionen entspricht, gilt der äquivalente Schleifscheibendurchmesser

$$d_{\text{eq,convex}} = \frac{d_{\text{WS}} \cdot d_{\text{WZ}}}{d_{\text{WS}} + d_{\text{WZ}}} \quad (7.4)$$

mit dem Durchmesser der konvexen Werkstücksektion $d_{\text{WS}} = 2r$. In Kombination mit (7.3) folgt daraus wiederum die geometrische Kontaktlänge.

Mit den Parametern $d_{\text{WZ}} = 8 \text{ mm}$ und $a_e = 1,5 \text{ mm}$ ergibt sich für den linearen Fall eine Kontaktlänge von $l_g \approx 3,46 \text{ mm}$. Für die drei Radien $r = d_{\text{WS}}/2 = 5, 10$ und 20 mm folgen die Kontaktlängen, welche in Tabelle 7.1 angegeben sind. Weiterhin sind die Verhältnisse ggü. dem linearen Schnitt angegeben. Das Verhältnis zwischen $l_{g,\text{convex}}$ und $l_{g,\text{linear}}$ wird nun genutzt, um s_{HS} in der konvexen Sektion zu skalieren.

Tabelle 7.1: Geometrische Kontaktlängen der konvexen und linearen Schnitt-Situationen mit $d_{\text{WZ}} = 8 \text{ mm}$ und $a_e = 1,5 \text{ mm}$

Situation	Geom. Kontaktlänge l_g	$l_g/l_{g,\text{linear}}$
Radius $r = 5 \text{ mm}$	2,58 mm	74,5 %
Radius $r = 10 \text{ mm}$	2,93 mm	84,5 %
Radius $r = 20 \text{ mm}$	3,16 mm	91,3 %
Linearer Schnitt	3,46 mm	100 %

Mit der direkten Nutzung der geometrischen Kontaktlänge als Faktor wird ein von [MHK21] abweichendes Vorgehen gewählt. Dort wurde ausschließlich mithilfe der Maximaltemperatur des zweiten Thermoelements skaliert, um die Veränderung der geometrischen Kontaktlänge nachzubilden. Dieser Ansatz wurde im Nachgang der Veröffentlichung geprüft. Dabei wurde festgestellt, dass das bereits im Ausblick von [MHK21] genannte Vorgehen über die geometrische Kontaktlänge aus Sicht der Modellbildung zu bevorzugen ist, da es unmittelbar aus der real vorliegenden Situation hervorgeht.

7.3 ERGEBNISSE DER BEARBEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

Bei den vorgestellten Experimenten im konvexen Schnitt wurde zunächst festgestellt, dass ein deutlich niedrigeres Temperaturniveau am Ende der horizontalen Sektion vorliegt als bei den gleichartigen experimentellen Basisuntersuchungen im linearen Schnitt. Einen Vergleich der jeweils bei TE1 vorliegenden Maximaltemperaturen liefert Tabelle 7.2.

Tabelle 7.2: Vergleich der Maximaltemperaturen von TE1 der experimentellen Basisuntersuchungen im linearen Schnitt sowie der Simulationen und Experimente im konvexen Schnitt mit je $r = 20$ mm

Φ	$\vartheta_{\max, \text{linear}}$	$\vartheta_{\max, \text{sim, konvex}}$	$\vartheta_{\max, \text{exp, konvex}}$	$\frac{\vartheta_{\max, \text{sim, konvex}}}{\vartheta_{\max, \text{exp, konvex}}}$
0°	39,1 K	57,5 K	33,5 K	1,71
45°	127,7 K	124,1 K	61,2 K	2,03
90°	167,6 K	165,1 K	99,4 K	1,66
135°	119,1 K	124,5 K	80,7 K	1,54

Daraus geht ebenfalls hervor, dass die per Simulation errechneten Maximaltemperaturen im konvexen Schnitt mit den experimentellen Maximaltemperaturen des linearen Schnitts übereinstimmen. Eine Ausnahme hierbei bildet hier die simulierte Temperatur für $\Phi = 0^\circ$. Die Begründung für dieses Verhalten wird beim Vergleich mit Abbildung 7.6 offensichtlich, da es vorrangig bei $\Phi = 0^\circ$ zu einer verstärkten zusätzlichen Erwärmung des Thermoelements TE1 von der Seite kommt.

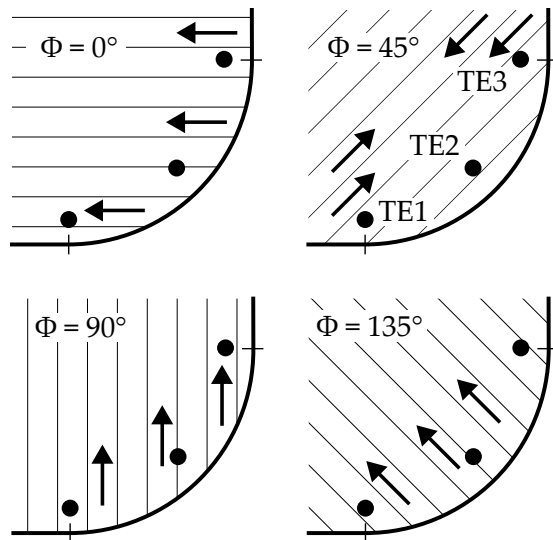


Abbildung 7.6: Bevorzugte Richtung der Wärmeleitung in der konvexen Sektion

Die experimentell bestimmten Temperaturen von TE1 im konvexen Schnitt liegen trotz gleicher Prozessparameter deutlich niedriger als im linearen Schnitt, da mit einem deutlich kleineren Werkstück gearbeitet werden musste und daher die Temperatur des Fräasers noch nicht den sta-

tionären Zustand erreichte. Der Fräser legte dabei im Fall von $r = 20$ mm nur einen Vorschubweg von 60 mm zurück, bevor er auf Höhe von TE1 eintraf. Im Vergleich dazu lag der entsprechende Vorschubweg bei den linearen Schnitten bei 200 mm. Eine Vergrößerung der Werkstücke für die Versuche im konvexen Schnitt war nicht möglich, da diese durch die veränderte Geometrie sowie eine höhere Ausschussrate aufgrund von Ausbrüchen bereits mit der vorliegenden Werkstückgröße einen hohen Materialverbrauch aufwiesen. Unter Berücksichtigung dieser Umstände wurde daher die Strategie gewählt, die experimentellen Temperaturen anhand der in Tabelle 7.2 hinterlegten Faktoren zu skalieren. Diese erreichen Werte bis etwa zwei, wie bereits in [MHK21] festgestellt. Die Skalierung wird nicht negativ von der angesprochenen Abweichung für $\Phi = 0^\circ$ beeinflusst, da sie nur auf der Beobachtung beruht, dass die simulierten Temperaturen näher am erreichbaren stationären Zustand liegen als die gemessenen.

Dargestellt sind die Ergebnisse für die vier Faserorientierungswinkel $\Phi = \{0^\circ, 45^\circ, 90^\circ, 135^\circ\}$ in den Abbildungen 7.7, 7.8, 7.9 und 7.10 auf den folgenden Seiten. Jede Abbildung enthält dabei die Daten zu den drei gewählten Radien.

Aus den Abbildungen lassen sich mehrere Schlussfolgerungen ziehen. Zunächst liegt abgesehen vom Versuch mit $\Phi = 45^\circ$ und $r = 5$ mm sowie zum Teil $\Phi = 45^\circ$ und $r = 20$ mm eine gute Übereinstimmung von simulierten und experimentellen Temperaturerhöhungen vor. Beim Faserorientierungswinkel $\Phi = 45^\circ$ lag trotz der Verstärkung mit Glashartgewebe ein besonders hohes Risiko für ein Ausbrechen der Kante vor, weshalb es zu Rissen gekommen sein kann, welche die Wärmeleitung stark beeinträchtigten und daher zu niedrigeren experimentellen Temperaturen, speziell für TE2, führen.

Weiterhin wird deutlich, dass kleinere Radien zu höheren Temperaturen führen. Besonders deutlich ist dies bei den Faserorientierungen $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 45^\circ$, für welche im linearen Schnitt in einem Schnittkantenabstand von $z = 1,5$ mm niedrigere Temperaturerhöhungen vorliegen, wie Abbildung 6.23 im Vergleich zu entnehmen ist. Die Temperaturerhöhung wird bei TE1 verstärkt durch einen Wärmefluss, welcher für diese Faserorientierungen entlang der Fasern rückwärts wandert. Beobachten lässt sich dieser Effekt bei Betrachtung der Kurvenform. Speziell bei den kleinen Radien steigt die Rate der Temperaturerhöhung nach einem zunächst unauffällig beginnenden Verlauf stark an. Die geringste Temperaturänderung bei der Variation des Radius liegt für $\Phi = 135^\circ$ vor. Dies ist naheliegend, da nach Abbildung 7.6 die bevorzugte Richtung des Wärmestroms zu jedem Zeitpunkt von der Schnittkante weg zeigt und somit keine Erhöhung der Temperatur an der Position der Thermoelemente durch nachfließende Wärme stattfindet. Zusammenfassend bedeutet dies, dass für die hier umgesetzte Bearbeitungssituation der postulierte Wärmestau tatsächlich vorliegt, wenn die Faserorientierung dies begünstigt. Das Niveau der Temperaturerhöhungen, welches im konvexen Schnitt für $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 45^\circ$ vorliegt, ist dementsprechend deutlich gegenüber der Situation im linearen Schnitt erhöht. So liegt im Fall von $\Phi = 0^\circ$ beim dritten Thermoelement mit $\Phi_L = 90^\circ$ ein Anstieg der Temperatur gegenüber dem

7.3 ERGEBNISSE DER BEARBEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

linearen Schnitt mit $\Phi = 90^\circ$ von 30 bis 60 K vor, wie die simulierten und skalierten experimentellen Temperaturerhöhungen in Abbildung 7.7 zeigen. Gleichzeitig ist davon auszugehen, dass die für kleiner werdende Radien immer weiter verringerte Geschwindigkeit der Wärmequelle in der konvexen Sektion zu einer Temperaturerhöhung beiträgt. Dass dieser Effekt nicht dominant ist, geht allerdings aus der geringen Abhängigkeit der TE3-Temperaturen für $\Phi = 135^\circ$ hervor.

Interessant ist auch die Lage der Maximaltemperaturen. Für $\Phi = 0^\circ$, $\Phi = 90^\circ$ und $\Phi = 135^\circ$ liegt die maximale Temperatur bei dem Thermoelement mit einem lokalen Faserorientierungswinkel von $\Phi_L = 90^\circ$ vor. Nur bei $\Phi = 45^\circ$ ist dies der Fall für $\Phi_L = 135^\circ$, da lediglich für diese Faserorientierung kein $\Phi_L = 90^\circ$ existiert.

Insgesamt ist die Simulation trotz vereinfachender Annahmen und der Interpolation der Wärmequelleneigenschaften zwischen den Stützpunkten in der Lage, die Effekte im konvexen Schnitt abzubilden.

WÄRMELEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

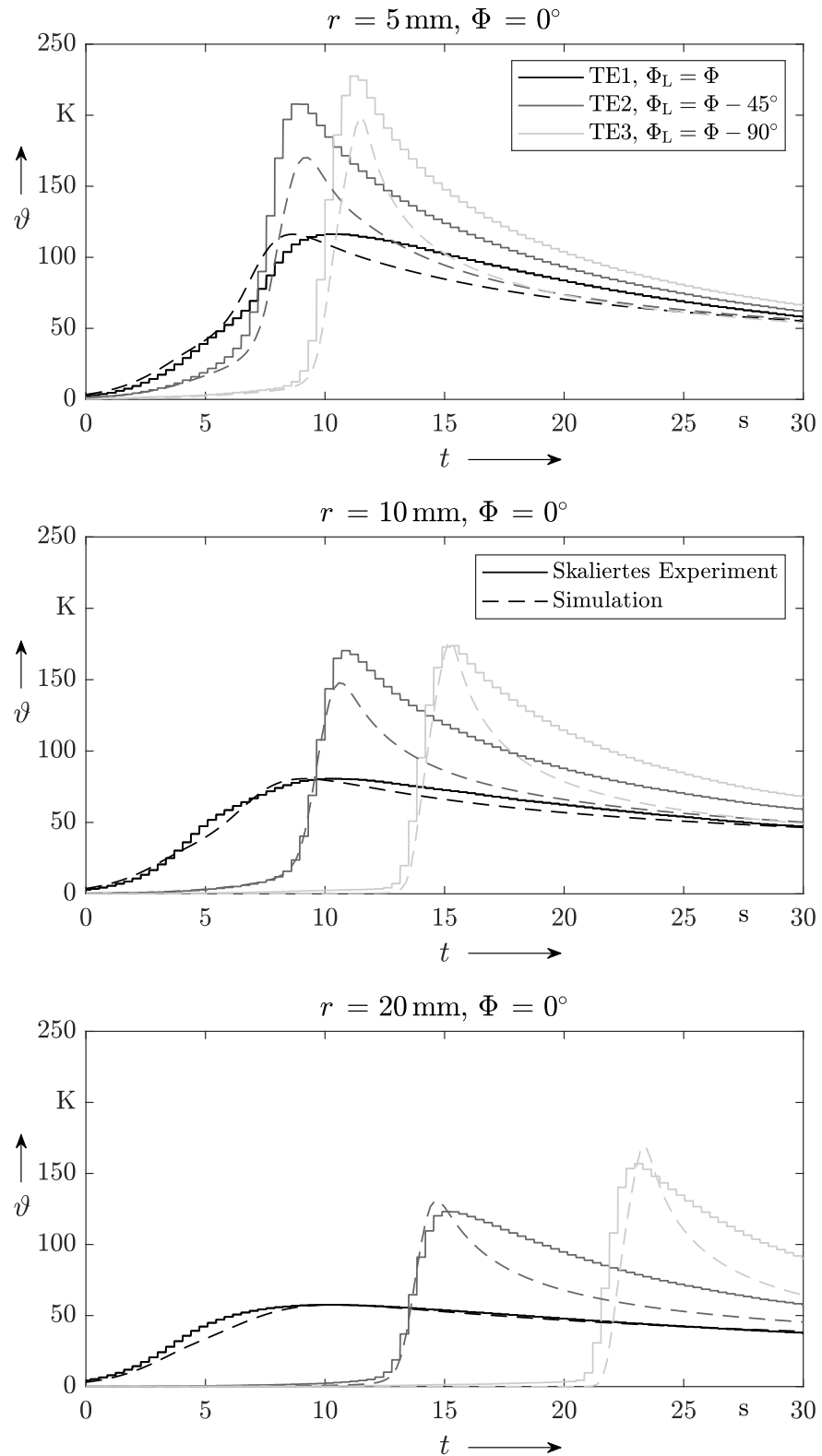


Abbildung 7.7: Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 0^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm

7.3 ERGEBNISSE DER BEARBEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

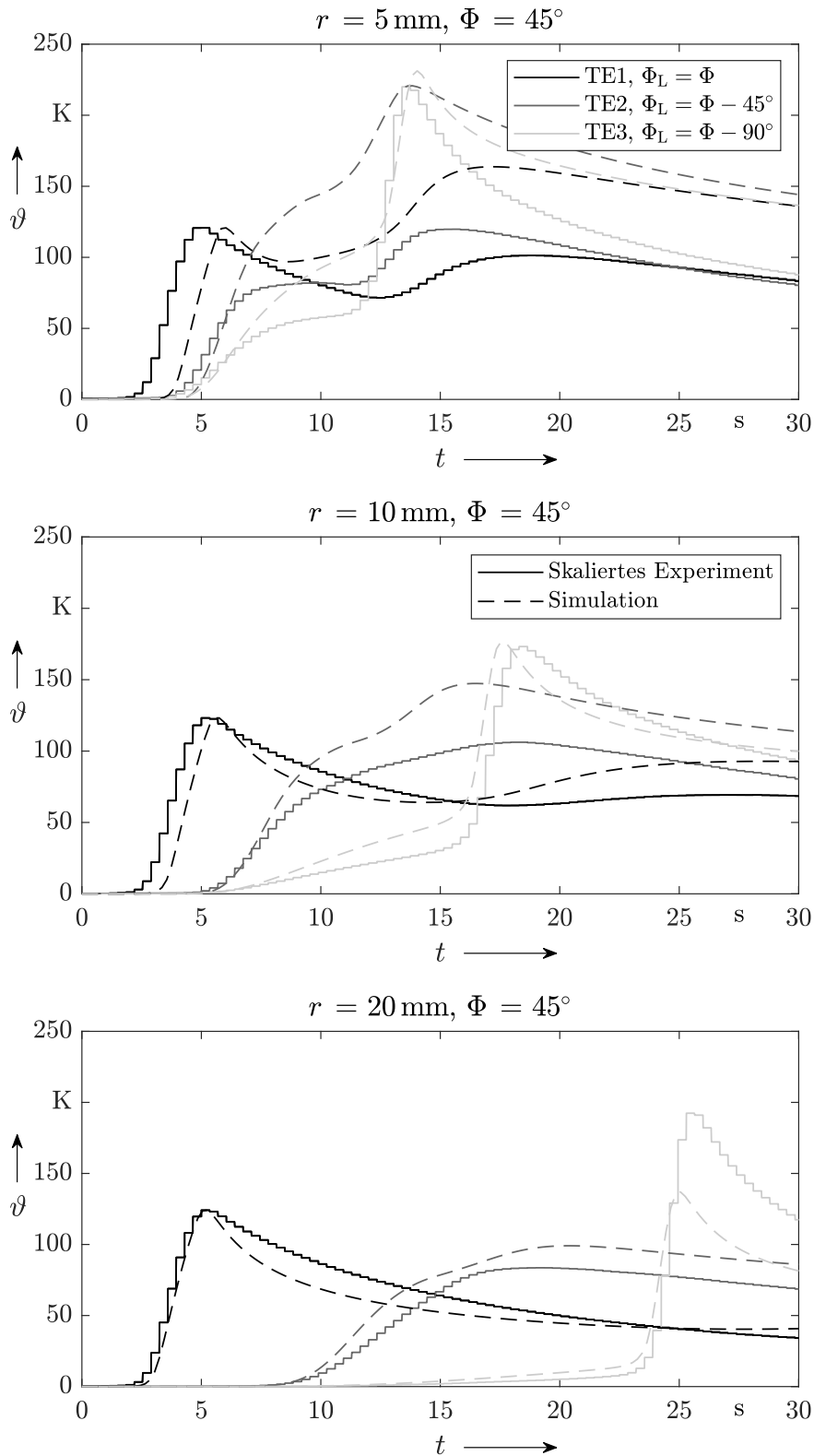


Abbildung 7.8: Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 45^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm

WÄRMELEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

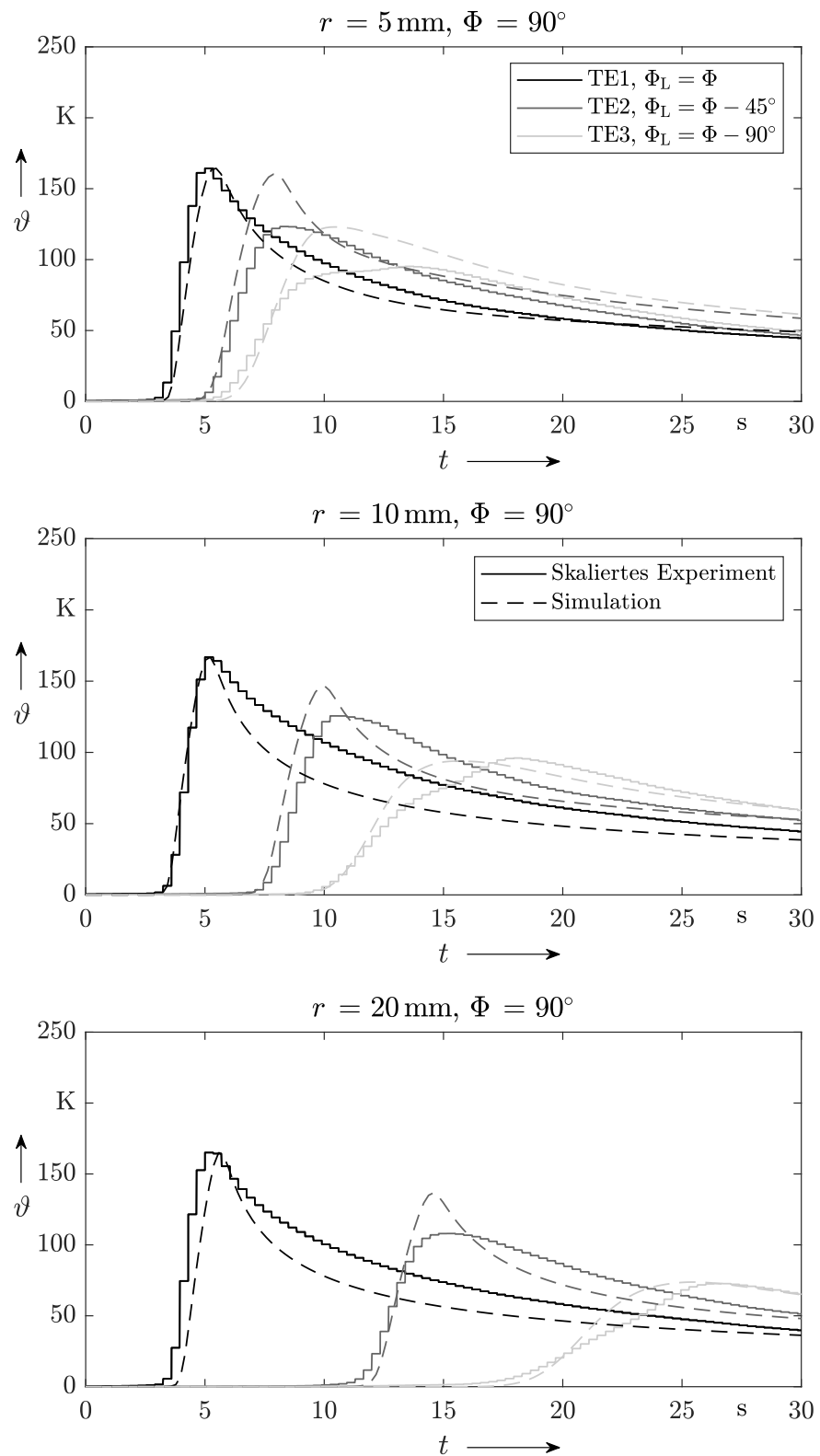


Abbildung 7.9: Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 90^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm

7.3 ERGEBNISSE DER BEARBEITUNG IM KONVEXEN SCHNITT

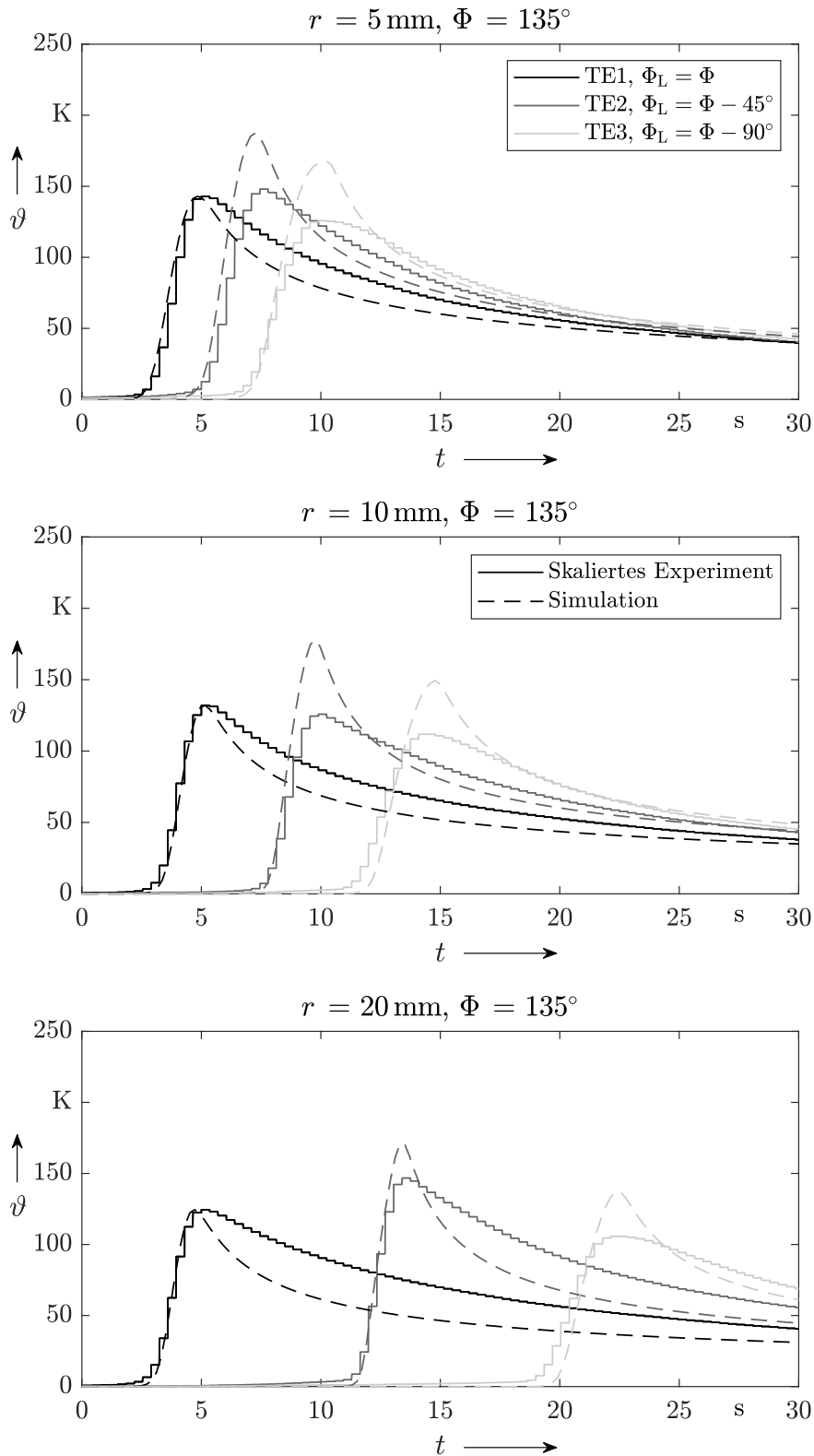


Abbildung 7.10: Experimentelle und simulierte Temperaturverläufe der konvexen Geometrien für $\Phi = 135^\circ$ bei Schnittkantenabstand 1,5 mm

ZUSAMMENFASSUNG

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) werden aufgrund der hohen spezifischen Festigkeit und Steifigkeit zunehmend in hoch belasteten Leichtbaustrukturen und Großbauteilen z. B. der Luftfahrt eingesetzt. Durch geeignete Anordnung unidirektionaler (UD) Faserlagen in besonders belasteten Mehrschichten-Verbund (MSV) können die Bauteile optimal an die wirkenden Hauptbelastungsrichtungen angepasst werden. Aufgrund der geforderten Präzision ist im Anschluss an die Urformung der MSV eine Bearbeitung der Umrisskonturen der flächigen Bauteile notwendig. Üblicherweise kommen hierzu Schaftwerkzeuge zum Einsatz, besonders häufig werden die Bauteile gefräst. Bei dieser Nachbearbeitung liegt ein erhöhtes wirtschaftliches Risiko vor, da der Großteil der Wertschöpfung des Bauteils an diesem Punkt bereits erbracht wurde. Daraus folgt, dass die Bewertung einer möglichen thermomechanischen Schädigung des Werkstücks im besten Fall schon während der Nachbearbeitung vorgenommen werden sollte.

Bei der fräsenden Bearbeitung von CFK liegen aufgrund der harten und abrasiven Fasern hohe Kräfte zwischen Werkzeug und Werkstück vor, welche durch Reibung eine starke Wärmeentwicklung erzeugen. In Kombination mit der im Vergleich zu Metallen geringen Wärmeleitfähigkeit von CFK führt dies zu einem Wärmestau in der Wirkzone. Im Gegensatz zur Metallzerspanung, bei der die Wärme größtenteils über die Späne abgeführt wird, fließt bei der CFK-Zerspanung daher ein erhöhter Anteil der Wärme über das verhältnismäßig gut leitende Werkzeug ab. Die in das Werkstück fließende Wärme, ihre Ausbreitung in die Bauteilrandzone und die ggf. resultierende thermische Schädigung hängen u. a. wesentlich vom Winkel der Faserorientierung gegenüber der Vorschubrichtung ab. In Versuchen ist allerdings das entstehende Temperaturfeld nahe der Wirkzone aufgrund der hohen Temperaturgradienten und der schlechten messtechnischen Zugänglichkeit nicht erfassbar. Da CFK in Faserrichtung im Extremfall eine deutlich mehr als zehnmal höhere Wärmeleitfähigkeit aufweist als quer zu den Fasern, sind bestehende analytische Modelle für isotrope Werkstoffe nicht einsetzbar, um die Temperaturen in dieser Zone abzuschätzen.

In dieser Arbeit wurde daher erstmals ein für beliebige Faserorientierungswinkel Φ gültiges analytisches Modell zur Berechnung des Temperaturfelds in orthotropen Bauteilen bzw. unidirektionalen Lagen aus der dafür maßgeblichen äquivalenten Breite und Wärmestromdichte einer analog zum Werkzeug bewegten Wärmequelle für gerade Kanten entwickelt. Das Produkt dieser beiden Wärmequelleneigenschaften und der Materialstärke ergibt den Wärmestrom ins Werkstück. Die Wärmequelleneigenschaften und damit der Anteil des Werkstück-Wärmestroms an der Schnittleistung waren aufgrund der genannten Einschränkungen bisher kaum erfassbar, konnten aber nun über die Nutzung des Modells für experimentell durchgeführte Basisuntersuchungen abgeleitet und in

ZUSAMMENFASSUNG

ihrer Genauigkeit abgeschätzt werden. In den experimentellen Hauptuntersuchungen wurde das Modell verwendet, um die Auswirkung der Prozessparameter-Variation zu untersuchen. Hierbei zeigte sich unter anderem eine deutliche Abhängigkeit der Werkstück-Wärmestromanteile von der Faserorientierung, welche in ihrer Tendenz von $\Phi = 0^\circ$ bis $\Phi = 135^\circ$ ansteigen.

Neben der Nutzung des analytischen Modells für die Auswertung von experimentell ermittelten Daten wurde es verwendet, um eine gegenseitige Verifikation mit einer hierzu aufgebauten numerischen Simulation durchzuführen. Nach der Ermittlung der optimalen Simulationsparameter wurde die Simulation dahingehend erweitert, dass auch die Berechnung der Temperaturfelder für den Fall der in Wirklichkeit temperaturabhängigen Werkstoffparameter ermöglicht wurde. Der in dieser Arbeit verfolgte Ansatz, die Wärmequelleneigenschaften analytisch aus den Temperaturen zu berechnen, ist im Vergleich nachweislich konservativ. Die Wärmequelleneigenschaften werden mit dem analytischen Modell also eher zu niedrig abgeschätzt.

Weiterhin wurde die numerische Simulation für die Berechnung von Temperaturfeldern bei der Bearbeitung von konvexen Konturen angepasst, da für diesen Fall die kritische Situation eines Wärmestaus in der Kurve vorliegt. Die Wärmequelleneigenschaften wurden hierbei aus den Versuchen mit geraden Kanten herangezogen und entsprechend der Kontur angepasst. Der anschließende Vergleich mit zugehörigen Experimenten zeigte eine hohe Übereinstimmung von Simulation und Versuch und diente damit der Validierung der Simulation. Es zeigte sich, dass vor allem für die Faserorientierungswinkel $\Phi = 0^\circ$ und $\Phi = 45^\circ$ ein Wärmestau in der konvexen Sektion auftritt, während $\Phi = 135^\circ$ aufgrund vorteilhafter Wärmeleitung von diesem Effekt verschont bleibt.

Ausblick

Die Wärmequelleneigenschaften wurden im Rahmen dieser Arbeit nur für einen begrenzten Umfang von Versuchsbedingungen untersucht. Offen bleibt beispielsweise, wie sich andere Werkzeugtypen und -durchmesser sowie Schneidstoffe verhalten und welche Folgen der Verschleiß für die Maximaltemperaturen an der Schnittkante im Zusammenspiel mit der Faserorientierung hat. Zukünftige Arbeiten könnten diese empirischen Zusammenhänge in ein Modell einfließen lassen, welches die Vorhersage der Werkstücktemperaturen z. B. auf Basis von Schnittkraftmessungen zulässt, da diese wesentlich einfacher in den Prozess zu implementieren sind als Temperaturmessungen. Die Bestimmung der Temperaturen bei der Zerspanung anderer Werkstoffe könnte durch die hergeleiteten Modelle ebenfalls profitieren. Beispielsweise könnte dies bei transversal isotropem Roh- bzw. Bauholz vorteilhaft sein, welches je nach Art immerhin ein Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten von bis etwa drei aufweist.

Eine weitere Aufgabe ist die Übertragung der Ergebnisse auf die in der Realität vorliegenden CFK-Bauteile aus MSV. Eine Möglichkeit ist, dass die für die einzelnen UD-Schichten bekannten Wärmequelleneigenschaften mittels Superposition überlagert werden könnten. Vermutlich lässt sich diese Anwendung nur mittels numerischer Simulation realisieren. Dennoch

bleibt der dafür notwendige Rechenaufwand durch die mit dieser Arbeit gelegte Basis überschaubar.

Speziell im Fall von sehr dünnwandigen Bauteilen lassen sich die Effekte des Wärmeverlusts über Konvektion und Wärmestrahlung nicht mehr vernachlässigen. Eine Modellierung, welche diese Effekte berücksichtigt, ließe sich beispielsweise mittels dickenabhängiger Korrekturfaktoren realisieren. Diese korrigieren abhängig vom Abstand zur Oberfläche die Temperaturen der analytischen Modellierung. Mittels experimentellen oder simulierten Trainingsdaten ließe sich mittels Maschinellern ein solches kombiniertes Grey-Box-Modell erzeugen.

Zukünftige prozessparallele Simulationen könnten die Effekte erhöhter Temperatur auf die Festigkeit des Werkstoffs berücksichtigen, welche ggf. die Entstehung von Delaminationen begünstigen. Unter Berücksichtigung von aktuellen Informationen über Verschleißzustand und Decklagenorientierung und daraus resultierenden Temperaturen könnte dann eine Steuerung der Prozessparameter stattfinden, um Bauteilschäden zu vermeiden oder Werkzeuge optimal auszunutzen.

LITERATURVERZEICHNIS

- [Air13] Airbus SE. *Airbus technical magazine - FAST: Special Edition A350XWB*. 2013. URL: https://aircraft.airbus.com/sites/g/files/jlcbta126/files/2022-04/FAST_specialA350.pdf.
- [Air19] Airbus SE. *A350 Aircraft Characteristics: Airport and Maintenance Planning*. 2019. URL: <https://www.airbus.com/sites/g/files/jlcbta136/files/2021-11/Airbus-Commercial-Aircraft-AC-A350-900-1000.pdf> (besucht am 10. 01. 2019).
- [Ame06] American Society of Mechanical Engineers. *Guide for verification and validation in computational solid mechanics: ASME V & V 10-2006 : an American national standard*. New York, NY: The American Society of Mechanical Engineers, 2006. ISBN: 9780791830420.
- [AME10] AMETEK Inc. *Advanced Temperature Calibrator Model ATC-140/250: Datenblatt*. 2010.
- [Ame98] American Institute of Aeronautics and Astronautics, Inc. *Guide for the Verification and Validation of Computational Fluid Dynamics Simulations*. Washington, DC, 1998. ISBN: 978-1-56347-285-5. DOI: [10.2514/4.472855](https://doi.org/10.2514/4.472855).
- [An+18] Q. An, J. Chen, X. Cai, T. Peng und M. Chen. „Thermal characteristics of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates during orthogonal cutting“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 37.13 (2018), S. 905–916. DOI: [10.1177/0731684418768892](https://doi.org/10.1177/0731684418768892).
- [AS72] M. Abramowitz und I. Stegun. *Handbook of mathematical functions: with formulas, graphs, and mathematical tables*. 55. Aufl. New York: Dover Publications, 1972.
- [Bar+19] S. Bard, F. Schönli, M. Demleitner und V. Altstädt. „Influence of Fiber Volume Content on Thermal Conductivity in Transverse and Fiber Direction of Carbon Fiber-Reinforced Epoxy Laminates“. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 12.7 (2019). ISSN: 1996-1944. DOI: [10.3390/ma12071084](https://doi.org/10.3390/ma12071084).
- [Bat96] K.-J. Bathe. *Finite Element Procedures*. Simon & Schuster, 1996. ISBN: 0-13-301458-4.
- [BCL99] M.A. Branch, T.F. Coleman und Y. Li. „A subspace, interior, and conjugate gradient method for large-scale bound-constrained minimization problems“. In: *SIAM Journal on Scientific Computing* 21.1 (1999), S. 1–23. DOI: [10.1137/S1064827595289108](https://doi.org/10.1137/S1064827595289108).
- [Ber14] F. Bernhard. *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2014. ISBN: 978-3-642-24505-3. DOI: [10.1007/978-3-642-24506-0](https://doi.org/10.1007/978-3-642-24506-0).

LITERATURVERZEICHNIS

- [BK 13] BK - Kunststoffe Bernau GmbH. *Technisches Datenblatt EP GC 203*. 2013. URL: https://www.bernauer-kunststoffe.de/fileadmin/files/produktfinder/18.0PosTechnisches_Datenblatt_EP_GC_203.pdf (besucht am 08.01.2023).
- [BK03] A. Bejan und A. D. Kraus. *Heat transfer handbook*. Hoboken, NJ: Wiley, 2003. ISBN: 0-471-39015-1.
- [Boe06] The Boeing Company. *AERO: QTR_04*. 2006. URL: https://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/AERO_Q406_article4.pdf.
- [BP 21] BP plc. *BP Statistical Review of World Energy 2021*. 2021. URL: <https://www.bp.com/en/global/corporate/energy-economics/statistical-review-of-world-energy.html> (besucht am 16.05.2022).
- [Bri+06] E. Brinksmeier, J. C. Aurich, E. Govekar, C. Heinzl, H.-W. Hoffmeister, F. Klocke, J. Peters, R. Rentsch, D. J. Stephenson, E. Uhlmann, K. Weinert und M. Wittmann. „Advances in Modeling and Simulation of Grinding Processes“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 55.2 (2006), S. 667–696. ISSN: 00078506. DOI: [10.1016/j.cirp.2006.10.003](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2006.10.003).
- [Bro+15] I. N. Bronshtein, K. A. Semendyayev, G. Musiol und H. Mühlig. *Handbook of Mathematics*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2015. ISBN: 978-3-662-46220-1. DOI: [10.1007/978-3-662-46221-8](https://doi.org/10.1007/978-3-662-46221-8).
- [Brü18] F. Brüggemann. „Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen“. Diss. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2018.
- [BS16] H. D. Baehr und K. Stephan. *Wärme- und Stoffübertragung*. 9. Aufl. Springer Vieweg, 2016. ISBN: 978-3-662-49676-3.
- [BSS88] R. H. Byrd, R. B. Schnabel und G. A. Shultz. „Approximate solution of the trust region problem by minimization over two-dimensional subspaces“. In: *Mathematical Programming* 40-40.1-3 (1988), S. 247–263. ISSN: 0025-5610. DOI: [10.1007/BF01580735](https://doi.org/10.1007/BF01580735).
- [Cam10] F. C. Campbell. *Structural Composite Materials*. Materials Park, Ohio: ASM International, 2010. ISBN: 978-1-61503-037-8.
- [Can84] J. R. Cannon. *The one-dimensional heat equation*. Bd. 23. Advanced book program. Menlo Park, Calif.: Addison-Wesley, 1984. ISBN: 0-521-30243-9.
- [CC21] S. Chapra und R. Canale. *Numerical Methods for Engineers*. 8. Aufl. New York: McGraw Hill, 2021. ISBN: 978-1260232073.

- [Cha09] A. Chatterjee. „Thermal degradation analysis of thermoset resins“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 114.3 (2009), S. 1417–1425. ISSN: 00218995. DOI: [10.1002/app.30664](https://doi.org/10.1002/app.30664).
- [Chu10] D. D. Chung. *Composite materials: science and applications*. Springer Science & Business Media, 2010.
- [CJ59] H. S. Carslaw und J. C. Jaeger. *Conduction of Heat in Solids*. 2. Aufl. Oxford: Clarendon Press, 1959. ISBN: 0198533683.
- [CL94] T.F. Coleman und Y. Li. „On the convergence of reflective Newton methods for large-scale nonlinear minimization subject to bounds“. In: *Mathematical Programming* 67.2 (1994), S. 189–224.
- [CL96] T.F. Coleman und Y. Li. „An interior trust region approach for nonlinear minimization subject to bounds“. In: *SIAM Journal on optimization* 6.2 (1996), S. 418–445.
- [CLW69] B. Carnahan, H. A. Luther und J. O. Wilkes. *Applied Numerical Methods*. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1969. ISBN: 0-89464-486-6.
- [CM97] A. A. Cenna und P. Mathew. „Evaluation of cut quality of fibre-reinforced plastics - A review“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 37.6 (1997), S. 723–736. ISSN: 08906955. DOI: [10.1016/S0890-6955\(96\)00085-5](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(96)00085-5).
- [Col+10] K. Cole, J. Beck, A. Haji-Sheikh und B. Litkouhi. *Heat Conduction Using Green's Functions*. 2. Aufl. CRC Press, 2010. ISBN: 9781439895214. DOI: [10.1201/9781439895214](https://doi.org/10.1201/9781439895214).
- [CR92] K. Colligan und M. Ramulu. „The effect of edge trimming on composite surface plies“. In: *Manufacturing Review* 5.5 (1992), S. 274–283.
- [Dav01] J. R. Davis. *Aluminum and Aluminum Alloys*. ASM international, 2001. DOI: [10.1361/autb2001p351](https://doi.org/10.1361/autb2001p351).
- [Dav10] J. P. Davim. *Machining Composite Materials*. London: ISTE [u.a.], 2010. ISBN: 978-1-84821-170-4. URL: <http://www.iste.org/catdir/enhancements/fy1004/2009030939-d.html>.
- [DCL17] J. Delahaigue, J.-F. Chatelain und G. Lebrun. „Influence of Cutting Temperature on the Tensile Strength of a Carbon Fiber-Reinforced Polymer“. In: *Fibers* 5.4 (2017), S. 46. DOI: [10.3390/fib5040046](https://doi.org/10.3390/fib5040046).
- [DIN03] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 8589-3: Fertigungsverfahren Spanen, Teil 3: Fräsen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. 2003.
- [DIN14] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN 60584-1: Thermolemente, Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen*. 2014.
- [DIN16] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN 6032: Faserverstärkte Kunststoffe: Prüfverfahren - Bestimmung der Glasübergangstemperatur*. 2016.

LITERATURVERZEICHNIS

- [DIN17a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN 61515: Mineralisolierte metallgeschirmte Mantelthermoelementleitung und Mantelthermoelemente*. 2017.
- [DIN17b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN ISO 11357-1: Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC): Teil 1: Allgemeine Grundlagen*. 2017.
- [DIN19a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 6721-1: Kunststoffe - Bestimmung dynamisch-mechanischer Eigenschaften: Teil 1: Allgemeine Grundlagen*. 2019.
- [DIN19b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN EN ISO 1183: Kunststoffe – Verfahren zur Bestimmung der Dichte von nicht verschäumten Kunststoffen: Teil 1: Eintauchverfahren, Verfahren mit Flüssigkeitspyknometer und.* 2019.
- [DIN85] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 6580: Begriffe der Zerspantechnik; Bewegungen und Geometrie des Zerspanvorganges*. 1985.
- [DIN99a] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 1319: Grundlagen der Messtechnik: Teil 4: Auswertung von Messungen, Messunsicherheit*. 1999.
- [DIN99b] DIN Deutsches Institut für Normung e. V. *DIN 65583: Faserverstärkte Kunststoffe: Bestimmung des Glasübergangs von Faserverbundwerkstoffen unter dynamischer Belastung*. 1999.
- [DZ70] N. R. DesRuisseaux und R. D. Zerkle. „Temperature in Semi-Infinite and Cylindrical Bodies Subjected to Moving Heat Sources and Surface Cooling“. In: *Journal of Heat Transfer* 92.3 (1970), S. 456–464. ISSN: 00221481. DOI: [10.1115/1.3449689](https://doi.org/10.1115/1.3449689).
- [Ehr06] G. W. Ehrenstein. *Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften*. 2., völlig überarb. Aufl. München: Hanser, 2006. ISBN: 978-3446227163.
- [Ehr11] G. W. Ehrenstein. *Polymer-Werkstoffe: Struktur ; Eigenschaften ; Anwendung*. 3. Aufl. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag, 2011. ISBN: 978-3-446-42967-3.
- [El+17] M. H. El-Hofy, S. L. Soo, D. K. Aspinwall, W. M. Sim, D. Pearson, R. M'Saoubi und P. Harden. „Tool Temperature in Slotting of CFRP Composites“. In: *Procedia Manufacturing* 10 (2017), S. 371–381. ISSN: 23519789. DOI: [10.1016/j.promfg.2017.07.007](https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.007).
- [ERT04] G. W. Ehrenstein, G. Riedel und P. Trawiel. *Thermal analysis of plastics: Theory and practice*. Munich: Hanser, 2004. ISBN: 1-56990-362-X. URL: http://www.e-streams.com/es0808/es0808_4239.html.
- [Fle+18] J. Fleischer, R. Teti, G. Lanza, P. Mativenga, H.-C. Möhring und A. Caggiano. „Composite materials parts manufacturing“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 67.2

- (2018), S. 603–626. ISSN: 00078506. DOI: [10.1016/j.cirp.2018.05.005](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.05.005).
- [Fou22] J.-B. J. Fourier. *Théorie Analytique de la Chaleur*. Cambridge library collection. Mathematics. Cambridge: Cambridge University Press, 1822. ISBN: 978-1-108-00180-9. DOI: [10.1017/CBO9780511693229](https://doi.org/10.1017/CBO9780511693229).
- [FR03] M. Flemming und S. Roth. *Faserverbundbauweisen: Eigenschaften ; mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte*. Engineering online library. Berlin und Heidelberg: Springer, 2003. ISBN: 978-3-642-62459-9.
- [GBG18] K.-H. Grote, B. Bender und D. Göhlich, Hrsg. *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau*. 25. Aufl. Berlin: Springer Vieweg, 2018. ISBN: 978-3-662-54805-9. DOI: [10.1007/978-3-662-54805-9](https://doi.org/10.1007/978-3-662-54805-9).
- [GLC15] S. Ghafarizadeh, G. Lebrun und J.-F. Chatelain. „Experimental investigation of the cutting temperature and surface quality during milling of unidirectional carbon fiber reinforced plastic“. In: *Journal of Composite Materials* 50.8 (2015), S. 1059–1071. DOI: [10.1177/0021998315587131](https://doi.org/10.1177/0021998315587131).
- [GM95] C. Guo und S. Malkin. „Analysis of Transient Temperatures in Grinding“. In: *Journal of Engineering for Industry* 117.4 (1995), S. 571–577. ISSN: 0022-0817. DOI: [10.1115/1.2803535](https://doi.org/10.1115/1.2803535).
- [Haf+17] F. Hafeez, J. Y. Sheikh-Ahmad, F. Almaskari und F. Meng. „Simulation of Heat Transfer Model Based on Finite Element Method for Edge Trimming of CFRP“. In: *21st International Conference on Composite Materials, Xi'An* (2017). URL: <http://www.iccm-central.org/Proceedings/ICCM21proceedings/papers/4079.pdf>.
- [Hay+05] B. Hay, J. R. Filtz, J. Hameury und L. Rongione. „Uncertainty of Thermal Diffusivity Measurements by Laser Flash Method“. In: *International Journal of Thermophysics* 26.6 (2005), S. 1883–1898. ISSN: 0195-928X. DOI: [10.1007/s10765-005-8603-6](https://doi.org/10.1007/s10765-005-8603-6).
- [Hay17] W. M. Haynes, Hrsg. *CRC Handbook of chemistry and physics*. 97. Aufl. Boca Raton, London und New York: CRC Press, 2017. ISBN: 978-1-4987-5429-3.
- [Hep12] M. Hepperle. „Electric Flight - Potential and Limitations“. In: *Workshop on Energy Efficient Technologies and Concepts of Operation* (2012). URL: <https://elib.dlr.de/78726/>.
- [HH13] W. Hintze und D. Hartmann. „Modeling of Delamination During Milling of Unidirectional CFRP“. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), S. 444–449. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2013.06.131](https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.131).

LITERATURVERZEICHNIS

- [HHS11] W. Hintze, D. Hartmann und C. Schütte. „Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRPs) – An experimental study“. In: *Composites Science and Technology* 71.15 (2011), S. 1685–1790. ISSN: 02663538. DOI: [10.1016/j.compscitech.2011.08.002](https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2011.08.002).
- [Hin21] W. Hintze. *CFK-Bearbeitung: Trenntechnologien für Faserverbundkunststoffe und den hybriden Leichtbau*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2021. ISBN: 978-3-662-63264-2. DOI: [10.1007/978-3-662-63265-9](https://doi.org/10.1007/978-3-662-63265-9).
- [HK17] W. Hintze und C. Klingelhöller. „Analysis and Modeling of Heat Flux into the Tool in Abrasive Circular Cutting of Unidirectional CFRP“. In: *Procedia CIRP* 66 (2017), S. 210–214. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2017.03.305](https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.305).
- [HÖ12] D. W. Hahn und M. N. Özisik. *Heat Conduction*. 3. Aufl. John Wiley & Sons, Inc., 2012.
- [Hoh92] V. Hohensee. „Umrissbearbeitung faserverstärkter Kunststoffe durch Fräsen und Laserschneiden“. Dissertation. Düsseldorf: Universität Hannover, 1992.
- [Hos+14] A. Hosokawa, N. Hirose, T. Ueda und T. Furumoto. „High-quality machining of CFRP with high helix end mill“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 63.1 (2014), S. 89–92. ISSN: 00078506. DOI: [10.1016/j.cirp.2014.03.084](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.084).
- [HSS13] W. Hintze, C. Schütte und S. Steinbach. „Influence of the fiber cutting angle on work piece temperature in drilling of unidirectional CFRP“. In: *New Production Technologies in Aerospace Industry* (2013), S. 137–143.
- [Jae42] J. C. Jaeger. „Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts“. In: *Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales* 76 (1942), S. 203–224.
- [JM18] R. Joven und B. Minaie. „Thermal properties of autoclave and out-of-autoclave carbon fiber-epoxy composites with different fiber weave configurations“. In: *Journal of Composite Materials* 52.29 (2018), S. 4075–4085. ISSN: 0021-9983. DOI: [10.1177/0021998318774608](https://doi.org/10.1177/0021998318774608).
- [Joi08] Joint Committee for Guides in Metrology. *Evaluation of measurement data - Guide to the expression of uncertainty in measurement*. 2008.
- [Jov+12] R. Joven, R. Das, A. Ahmed, P. Roozbehjavan und B. Minaie. „Thermal Properties of Carbon Fiber-Epoxy Composites With Different Fabric Weaves“. In: *SAMPE International Symposium Proceedings, Charleston* (2012).
- [Kär18] B. Kärcher. „Formation and radiative forcing of contrail cirrus“. In: *Nature communications* 9.1 (2018), S. 1–17. DOI: [10.1038/s41467-018-04068-0](https://doi.org/10.1038/s41467-018-04068-0).

- [KBD12] Y. Karpat, O. Bahtiyar und B. Değer. „Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 56 (2012), S. 79–93. ISSN: 08906955. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2012.01.001](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2012.01.001).
- [Kin10] J. Kindler. „Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen“. Diss. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2010.
- [Kis03] Kistler Instrumente AG. *Rotierendes Mehrkomponenten Dynamometer HS-RCD: zur Schnittkraftmessung am rotierenden Werkzeug*. Winterthur, 2003.
- [Kis14] Kistler Instrumente AG. *Betriebsanleitung Mehrkomponenten Messplattform Typ 9253B*. Winterthur, 2014.
- [KL01] R. Kochendörfer und N. Lützenburger. „Applications of CMCs Made via the Liquid Silicon Infiltration (LSI) Technique“. In: *4th International Conference on High Temperature Ceramic Matrix Composites* (2001), S. 275–287. DOI: [10.1002/3527605622.ch45](https://doi.org/10.1002/3527605622.ch45).
- [Kli16] C. Klingelhöller. „Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen“. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg, 2016.
- [Klo17] F. Klocke. *Fertigungsverfahren 2: Zerspanung mit geometrisch unbestimmter Schneide*. 5. Aufl. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2017. ISBN: 9783662533093. DOI: [10.1007/978-3-662-53310-9](https://doi.org/10.1007/978-3-662-53310-9).
- [Klo18] F. Klocke. *Fertigungsverfahren 1: Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide*. 9. Aufl. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer, 2018. ISBN: 9783662542064. DOI: [10.1007/978-3-662-54207-1](https://doi.org/10.1007/978-3-662-54207-1).
- [KLV83] A. Koplev, Aa. Lystrup und T. Vorm. „The cutting process, chips, and cutting forces in machining CFRP“. In: *COMPOSITES* 14.4 (1983), S. 371–376. DOI: [10.1016/0010-4361\(83\)90157-X](https://doi.org/10.1016/0010-4361(83)90157-X).
- [KO13] K. Kerrigan und G. E. O’Donnell. „Temperature Measurement in CFRP Milling Using a Wireless Tool-Integrated Process Monitoring Sensor“. In: *International Journal of Automation Technology* 7.6 (2013), S. 742–750. ISSN: 1881-7629. DOI: [10.20965/ijat.2013.p0742](https://doi.org/10.20965/ijat.2013.p0742).
- [KO16] K. Kerrigan und G. E. O’Donnell. „On the Relationship between Cutting Temperature and Workpiece Polymer Degradation During CFRP Edge Trimming“. In: *Procedia CIRP* 55 (2016), S. 170–175. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2016.08.041](https://doi.org/10.1016/j.procir.2016.08.041).
- [Kor+02] J. Koráb, P. Štefánik, Š. Kavecký, P. Šebo und G. Korb. „Thermal conductivity of unidirectional copper matrix carbon fibre composites“. In: *Composites Part A: Applied*

LITERATURVERZEICHNIS

- Science and Manufacturing* 33.4 (2002), S. 577–581. ISSN: 1359835X. DOI: [10.1016/S1359-835X\(02\)00003-9](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(02)00003-9).
- [Len+15] H. Lengsfeld, F. Wolff-Fabris, J. Krämer, J. Lacalle und V. Altstädt. *Faserverbundwerkstoffe: Prepregs und ihre Verarbeitung*. München: Hanser, 2015. ISBN: 978-3-446-44080-7.
- [LIN20] LINSEIS GmbH. *LFA 1000 Product Brochure*. 2020. URL: <https://www.linseis.com/wp-content/uploads/2020/09/Linseis-LFA-1000-Thermal-Conductivity-Tester-v4.pdf>.
- [Liu+14] J. Liu, G. Chen, C. Ji, X. Qin, H. Li und C. Ren. „An investigation of workpiece temperature variation of helical milling for carbon fiber reinforced plastics (CFRP)“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 86 (2014), S. 89–103. ISSN: 08906955. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2014.06.008](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2014.06.008).
- [LN70] T. B. Lewis und L. E. Nielsen. „Dynamic mechanical properties of particulate-filled composites“. In: *Journal of Applied Polymer Science* 14.6 (1970), S. 1449–1471. ISSN: 00218995. DOI: [10.1002/app.1970.070140604](https://doi.org/10.1002/app.1970.070140604).
- [LP03] C. Leyens und M. Peters. *Titanium and Titanium Alloys - Fundamentals and Applications*. Weinheim: Wiley-VCH, 2003. ISBN: 3-527-30534-3.
- [Mac+19] J. D. Macias, J. Bante-Guerra, F. Cervantes-Alvarez, G. Rodriguez-Gattorno, O. Arés-Muzio, H. Romero-Paredes, C. A. Arancibia-Bulnes, V. Ramos-Sánchez, H. I. Villafán-Vidales, J. Ordonez-Miranda, R. Li Voti und J. J. Alvarado-Gil. „Thermal Characterization of Carbon Fiber-Reinforced Carbon Composites“. In: *Applied Composite Materials* 26.1 (2019), S. 321–337. DOI: [10.1007/s10443-018-9694-0](https://doi.org/10.1007/s10443-018-9694-0).
- [Mat22] The MathWorks Inc. *Least-Squares (Model Fitting) Algorithms*. 2022. URL: <https://www.mathworks.com/help/optim/ug/least-squares-model-fitting-algorithms.html>.
- [MD07] T. Myint-U und L. Debnath. *Linear partial differential equations for scientists and engineers*. 4. Aufl. Boston und Berlin: Birkhäuser, 2007. ISBN: 978-0-8176-4560-1. DOI: [10.1007/978-0-8176-4560-1](https://doi.org/10.1007/978-0-8176-4560-1).
- [Meh+19] J. Mehnen, W. Hintze, L. Köttner und R. von Wenserski. „Temperature field due to a moving heat source in machining orthotropic composites with arbitrary fiber orientation“. In: *Procedia CIRP* 85 (2019), S. 2–7. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2019.09.019](https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.09.019).
- [Mei07] D. Meiners. „Beitrag zur Stabilität und Automatisierung von CFK-Produktionsprozessen“. Dissertation. Clausthal-Zellerfeld, 2007. ISBN: 9783942216623. URL: <http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:gbv:104-1104149>.
- [MH17] P. Müller-Hummel und A. Hjorten. „Analytical Study on Delamination Drilling and Milling of Composite Material

- and Related Composite Metal Stacks“. In: *SAE Technical Paper Series* (2017). DOI: [10.4271/2017-01-2087](https://doi.org/10.4271/2017-01-2087).
- [MHK21] J. Mehnen, W. Hintze und M. Köppe. „Influence of contour radius and fiber orientation on heat accumulation during machining of unidirectional CFRP“. In: *MM Science Journal* 5 (2021), S. 5085–5092. DOI: [10.17973/MMSJ.2021_11_2021156](https://doi.org/10.17973/MMSJ.2021_11_2021156).
- [Mka+17] A. Mkaddem, M. Zain-ul-Abdein, S. Mezlini, A. S. Bin Mahfouz und A. Jarraya. „Sensitivity of GFRP Composite Integrity to Machining-Induced Heat: A Numerical Approach“. In: *Advances in Acoustics and Vibration*. Hrsg. von Tahar Fakhfakh, Fakher Chaari, Lasaad Walha, Moez Abdennadher, Mohamed Slim Abbes und Mohamed Haddar. Bd. 5. Applied Condition Monitoring. Cham: Springer International Publishing, 2017, S. 205–214. ISBN: 978-3-319-41458-4. DOI: [10.1007/978-3-319-41459-1_20](https://doi.org/10.1007/978-3-319-41459-1_20).
- [MNR12] T. Müller-Gronbach, E. Novak und K. Ritter. *Monte Carlo-Algorithmen*. Berlin und Heidelberg: Springer, 2012. ISBN: 978-3-540-89141-3.
- [Möh+18] H.-C. Möhring, V. Kushner, M. Storchak und T. Stehle. „Temperature calculation in cutting zones“. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 67.1 (2018), S. 61–64. ISSN: 00078506. DOI: [10.1016/j.cirp.2018.03.009](https://doi.org/10.1016/j.cirp.2018.03.009).
- [MR01] B. Müller und U. Renz. „Development of a fast fiber-optic two-color pyrometer for the temperature measurement of surfaces with varying emissivities“. In: *Review of Scientific Instruments* 72.8 (2001), S. 3366–3374. ISSN: 0034-6748. DOI: [10.1063/1.1384448](https://doi.org/10.1063/1.1384448).
- [Mül04] B. Müller. „Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten“. Dissertation. Aachen: RWTH Aachen, 2004. URL: http://publications.rwth-aachen.de/record/59704/files/Mueller_Bernhard.pdf.
- [Nat18] National Instruments Corporation. *Datasheet NI 9210*. 2018.
- [NET22a] NETZSCH-Gerätebau GmbH. *Dynamische Differenz-Kalorimetrie DSC 204 F1 Phoenix: Methode, Technik, Applikationen*. 2022.
- [NET22b] NETZSCH-Gerätebau GmbH. *When and How Must Samples Be Coated During LFA Measurements?* 2022. URL: <https://analyzing-testing.netzsch.com/en/training-know-how/tips-tricks/lfa/when-and-how-must-samples-be-coated-during-lfa-measurements> (besucht am 29. 01. 2023).
- [Nie74] L. E. Nielsen. „The Thermal and Electrical Conductivity of Two-Phase Systems“. In: *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals* 13.1 (1974), S. 17–20. ISSN: 0196-4313. DOI: [10.1021/i160049a004](https://doi.org/10.1021/i160049a004).

LITERATURVERZEICHNIS

- [Nor18] G. Norris. *Airbus Debuts A350-1000 at Singapore Airshow*. 2018. URL: <https://aviationweek.com/shownews/singapore-airshow/airbus-debuts-a350-1000-singapore-airshow> (besucht am 05.02.2018).
- [NW06] J. Nocedal und S. J. Wright. *Numerical Optimization*. Springer, 2006. DOI: [10.1007/978-0-387-40065-5](https://doi.org/10.1007/978-0-387-40065-5).
- [OH06] T. A. Osswald und J. P. Hernández-Ortiz. *Polymer processing: Modeling and simulation*. 1. Aufl. Munich und Cincinnati: Hanser und Hanser Gardner, 2006. ISBN: 978-3-446-40381-9.
- [ONe64] M. J. O’Neill. „The Analysis of a Temperature-Controlled Scanning Calorimeter“. In: *Analytical Chemistry* 36.7 (1964), S. 1238–1245. ISSN: 0003-2700. DOI: [10.1021/ac60213a020](https://doi.org/10.1021/ac60213a020).
- [OR10] W. L. Oberkampf und C. J. Roy. *Verification and validation in scientific computing*. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 2010. ISBN: 9780511760396. DOI: [10.1017/CBO9780511760396](https://doi.org/10.1017/CBO9780511760396).
- [Par+61] W. J. Parker, R. J. Jenkins, C. P. Butler und G. L. Abbott. „Flash Method of Determining Thermal Diffusivity, Heat Capacity, and Thermal Conductivity“. In: *Journal of Applied Physics* 32.9 (1961), S. 1679–1684. DOI: [10.1063/1.1728417](https://doi.org/10.1063/1.1728417).
- [PH96] C. T. Pan und H. Hocheng. „The anisotropic heat-affected zone in the laser grooving of fiber-reinforced composite material“. In: *Journal of Materials Processing Technology* 62.1-3 (1996), S. 54–60. DOI: [10.1016/0924-0136\(95\)02192-2](https://doi.org/10.1016/0924-0136(95)02192-2).
- [Pla01] M. Planck. „Ueber das Gesetz der Energieverteilung im Normalspectrum“. In: *Annalen der Physik* 309.3 (1901), S. 553–563. ISSN: 00033804. DOI: [10.1002/andp.19013090310](https://doi.org/10.1002/andp.19013090310).
- [PRB12] O. Pecat, R. Rentsch und E. Brinksmeier. „Influence of Milling Process Parameters on the Surface Integrity of CFRP“. In: *Procedia CIRP* 1 (2012), S. 466–470. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2012.04.083](https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.083).
- [PRO20] PROTOTEC GmbH & Co. KG. *Datenblatt - Pulver für den Metall 3D-Druck, 1.2709 / MS1 / M300 / X3NiCoMoTi18-9-5*. 2020. URL: <https://www.prototec.de/wp-content/uploads/2020/03/PROTOTEC-3D-Druck-Datenblatt-1.2709-MS1-M300.pdf> (besucht am 14.01.2023).
- [Qia+20] M. Qian, J. Xiao, G. Wang, P. Huang, Z. Chen und G. Han. „Evaluation of heat generation using a microscopic cutting model with thermo-mechanical coupling for carbon fiber reinforced polymer composites“. In: *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 39.21-22 (2020). DOI: [10.1177/0731684420931589](https://doi.org/10.1177/0731684420931589).

- [Rei+15] T. Reimer, I. Petkov, D. Koch, M. Frieß und C. Dellin. „Fabrication and Characterization of C/C-SiC Material Made with Pitch-Based Carbon Fibers“. In: *Processing and Properties of Advanced Ceramics and Composites VII: Ceramic Transactions* 252 (2015), S. 277–293. DOI: [10.1002/9781119183860.ch28](https://doi.org/10.1002/9781119183860.ch28).
- [RG10] J. N. Reddy und D. K. Gartling. *The Finite Element Method in Heat Transfer and Fluid Dynamics*. 3. Aufl. Applied and Computational Mechanics Ser. Hoboken: CRC Press, 2010. ISBN: 9781420085983.
- [RH95] R. Rolfes und U. Hammerschmidt. „Transverse thermal conductivity of CFRP laminates: a numerical and experimental validation of approximation formulae“. In: *Composites Science and Technology* 54.1 (1995), S. 45–54. ISSN: 02663538.
- [Rum96] S. Rummenhöller. *Werkstofforientierte Prozessauslegung für das Fräsen kohlenstoffaserverstärkter Kunststoffe*. Als Ms. gedr. Bd. Bd. 96,8. Berichte aus der Produktionstechnik. Aachen: Shaker, 1996. ISBN: 9783826514296.
- [SAH18] J. Y. Sheikh-Ahmad, F. Almaskari und F. Hafeez. „Thermal aspects in machining CFRPs: effect of cutter type and cutting parameters“. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 302.9–12 (2018), S. 1113. DOI: [10.1007/s00170-018-2881-1](https://doi.org/10.1007/s00170-018-2881-1).
- [SAH19] J. Y. Sheikh-Ahmad, F. Almaskari und F. Hafeez. „Heat partition in edge trimming of glass fiber reinforced polymer (GFRP) composites“. In: *Procedia CIRP* 85 (2019), S. 20–25. ISSN: 22128271. DOI: [10.1016/j.procir.2019.09.048](https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.09.048).
- [SAH20] J. Y. Sheikh-Ahmad, F. Almaskari und F. Hafeez. „Heat partition in edge trimming of fiber reinforced polymer composites“. In: *Journal of Composite Materials* 54.21 (2020). DOI: [10.1177/0021998320904129](https://doi.org/10.1177/0021998320904129).
- [Sau20] M. Sauer. *Composites Market Report 2020: The global CF-Market 2020*. Hrsg. von Composites United e.V. 2020.
- [Sch+20] C. Schieber, M. Hettig, M. F. Zaeh und C. Heinzl. „3D modeling and simulation of thermal effects during profile grinding“. In: *Production Engineering* (2020). ISSN: 0944-6524. DOI: [10.1007/s11740-020-00983-8](https://doi.org/10.1007/s11740-020-00983-8).
- [Sch+21] M. Schneider, M. Rapp, C. Gauggel, M. Pudłowski und H.-C. Möhring. „Machinability of C/C-SiC Ceramics for Components in High-Temperature Applications“. In: *SSRN Electronic Journal* (2021). DOI: [10.2139/ssrn.3942458](https://doi.org/10.2139/ssrn.3942458).
- [Sch07] H. Schürmann. *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden: Mit 39 Tabellen*. 2., bearb. und erw. Aufl. VDI-/Buch]. Berlin: Springer, 2007. ISBN: 9783540721895. URL: <http://www.gbv.de/dms/ilmenau/toc/538646004.PDF>.

LITERATURVERZEICHNIS

- [SCS79] SCS Technical Committee. „Terminology for model credibility“. In: *SIMULATION* 32.3 (1979), S. 103–104. ISSN: 0037-5497. DOI: [10.1177/003754977903200304](https://doi.org/10.1177/003754977903200304).
- [She+19] J. Y. Sheikh-Ahmad, F. Almaskari, F. Hafeez und F. Meng. „Evaluation of heat partition in machining CFRP using inverse method“. In: *Machining Science and Technology* 23.4 (2019), S. 530–546. DOI: [10.1080/10910344.2019.1575401](https://doi.org/10.1080/10910344.2019.1575401).
- [She09] Jamal Y. Sheikh-Ahmad. *Machining of Polymer Composites*. Boston, MA: Springer US, 2009. ISBN: 978-0-387-35539-9. DOI: [10.1007/978-0-387-68619-6](https://doi.org/10.1007/978-0-387-68619-6).
- [Smi09] Michael Smith. *ABAQUS/Standard User’s Manual, Version 6.9*. Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009.
- [Sol22] Solvay S.A. *Technical Data Sheet Cycom 977-2 and 977-2A*. 2022. URL: <https://www.solvay.com/en/product/cycom-977-2>.
- [ST67] G. S. Springer und S. W. Tsai. „Thermal Conductivities of Unidirectional Materials“. In: *Journal of Composite Materials* 1.2 (1967), S. 166–173. ISSN: 0021-9983. DOI: [10.1177/002199836700100206](https://doi.org/10.1177/002199836700100206).
- [Sta22a] Statista GmbH. *Global carbon dioxide emissions in 2020, by sector*. 2022. URL: <https://www.statista.com/statistics/276480/world-carbon-dioxide-emissions-by-sector/> (besucht am 10. 11. 2022).
- [Sta22b] Statista GmbH. *Historical carbon dioxide emissions from global fossil fuel combustion and industrial processes from 1750 to 2020*. 2022. URL: <https://www.statista.com/statistics/264699/worldwide-co2-emissions/> (besucht am 10. 11. 2022).
- [Str92] J. W. Strutt 3rd Baron Rayleigh. „On the influence of obstacles arranged in rectangular order upon the properties of a medium“. In: *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science* 34.211 (1892), S. 481–502. ISSN: 1941-5982. DOI: [10.1080/14786449208620364](https://doi.org/10.1080/14786449208620364).
- [TC 18] TC Mess- und Regeltechnik GmbH. *Handbuch zur Temperaturmessung mit Thermoelementen und Widerstandsthermometern: Die praktische Referenz zur elektrischen Temperaturmessung*. Mönchengladbach, 2018.
- [TC 21] TC Mess- und Regeltechnik GmbH. *Technisches Datenblatt: Mantel-Thermoelemente - Typ 12*. 2021. URL: <https://www.tcgmbh.de/downloads/Mantel-Thermoelemente-Typ-12.pdf> (besucht am 08. 01. 2023).
- [Tei22] Teijin Limited. *Tenax Filament Yarn - Product Data Sheet*. 2022. URL: <https://www.tejincarbon.com/>.
- [Tön+92] H. K. Tönshoff, J. Peters, I. Inasaki und T. Paul. „Modelling and Simulation of Grinding Processes“. In: *CIRP Annals* -

- Manufacturing Technology* 41.2 (1992), S. 677–688. ISSN: 00078506. DOI: [10.1016/S0007-8506\(07\)63254-5](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)63254-5).
- [UHU12] UHU GmbH & Co. KG. *UHU PLUS ENDFEST 300: Technisches Merkblatt*. 2012. URL: <https://www.swiss-composite.ch/pdf/t-UHU-Plus-endfest300.pdf> (besucht am 08.01.2023).
- [US 22] U.S. Energy Information Administration. *International Energy Outlook 2021*. 2022. URL: <https://www.eia.gov/outlooks/ieo/> (besucht am 10.11.2022).
- [Vay+15] O. Vay, K. de Borst, C. Hansmann, A. Teischinger und U. Müller. „Thermal conductivity of wood at angles to the principal anatomical directions“. In: *Wood Science and Technology* 49.3 (2015), S. 577–589. ISSN: 0043-7719. DOI: [10.1007/s00226-015-0716-x](https://doi.org/10.1007/s00226-015-0716-x).
- [Voß17] R. Voß. „Fundamentals of Carbon Fibre Reinforced Polymer (CFRP) Machining“. Dissertation. Zürich: Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 2017. URL: <https://doi.org/10.3929/ethz-b-000165454>.
- [Wan+16a] H. Wang, J. Sun, J. Li, L. Lu und N. Li. „Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer composites“. In: *The international journal of advanced manufacturing technology* 82 (2016), S. 1517–1525. DOI: [10.1007/s00170-015-7479-2](https://doi.org/10.1007/s00170-015-7479-2).
- [Wan+16b] H. Wang, J. Sun, D. Zhang, K. Guo und J. Li. „The effect of cutting temperature in milling of carbon fiber reinforced polymer composites“. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 91 (2016), S. 380–387. ISSN: 1359835X. DOI: [10.1016/j.compositesa.2016.10.025](https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2016.10.025).
- [Wan+18] F.-J. Wang, J.-W. Yin, J.-W. Ma und B. Niu. „Heat partition in dry orthogonal cutting of unidirectional CFRP composite laminates“. In: *Composite Structures* 197 (2018), S. 28–38. ISSN: 02638223. DOI: [10.1016/j.compstruct.2018.05.040](https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2018.05.040).
- [WRA95] D. H. Wang, M. Ramulu und D. Arola. „Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 35.12 (1995), S. 1623–1638. ISSN: 08906955. DOI: [10.1016/0890-6955\(95\)00014-O](https://doi.org/10.1016/0890-6955(95)00014-O).
- [YOS13] T. Yashiro, T. Ogawa und H. Sasahara. „Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP“. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 70 (2013), S. 63–69. ISSN: 08906955. DOI: [10.1016/j.ijmachtools.2013.03.009](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.03.009).
- [Yua+14] G. Yuan, X. Li, Z. Dong, X. Xiong, B. Rand, Z. Cui, Y. Cong, J. Zhang, Y. Li, Z. Zhang und J. Wang. „Pitch-based

LITERATURVERZEICHNIS

- ribbon-shaped carbon-fiber-reinforced one-dimensional carbon/carbon composites with ultrahigh thermal conductivity“. In: *Carbon* 68 (2014), S. 413–425. ISSN: 00086223. DOI: [10.1016/j.carbon.2013.11.018](https://doi.org/10.1016/j.carbon.2013.11.018).
- [Zei13] E. Zeidler. *Springer-Taschenbuch der Mathematik*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013. ISBN: 978-3-8351-0123-4. DOI: [10.1007/978-3-8348-2359-5](https://doi.org/10.1007/978-3-8348-2359-5).

BETREUTE STUDENTISCHE ARBEITEN

Im Rahmen der wissenschaftlichen Tätigkeit des Autors am Institut für Produktionsmanagement und -technik (IPMT) der Technischen Universität Hamburg (TUHH) entstanden unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Betreuung des Autors von 2016 bis 2022 die nachfolgend aufgeführten studentischen Arbeiten. Daraus abgeleitete Ergebnisse sind zum Teil in das vorliegende Dokument eingeflossen.

Bodenhausen, Felix: *Experimentelle und numerische Untersuchung von Metall-Zerspanprozessen mit kontinuierlichem Schnitt*. Bachelorarbeit, 2017.

Hünting, Jan: *Ermittlung der orthotropen Wärmeleitungseffekte bei der Zerspannung von CFK*. Bachelorarbeit, 2018.

Dobbehaus, Hanno: *Korrelation von maschinenintern aufgezeichneten Sensordaten mit Zerspankräften und Prozessgüte bei der semiautomatischen Fertigung von Nietbohrungen*. Bachelorarbeit, 2019.

Starke, Vincent: *Analyse und Optimierung von Qualitätsmerkmalen bei der semiautomatischen Fertigung von Nietbohrungen in der Flugzeugproduktion*. Bachelorarbeit, 2020.

Bender, Samuel: *Überwachung der semiautomatischen Fertigung von Nietbohrungen über die Auswertung von Sensordaten durch maschinelles Lernen*. Bachelorarbeit, 2020. Ausgezeichnet mit dem Nachwuchspreis „Digitalisierung im Maschinenbau“ vom Verband Deutscher Maschinen- und Anlagenbau (VDMA).

Colonnier Sánchez, Luis Eduardo: *Monitoring of Semi-Automatic Drilling Processes Using Machine Learning*. Masterarbeit, 2020.

Köhn, Nils: *Steigerung der Berechnungsgenauigkeit von Werkstück-Temperaturfeldern bei der fräsenden Bearbeitung von unidirektionalem CFK*. Bachelorarbeit, 2021.

Köppe, Marek: *Temperaturfelder in konvexen Werkstückabschnitten bei der fräsenden Bearbeitung von unidirektionalem CFK*. Bachelorarbeit, 2021.

Rusch, Clemens: *Modellierung der thermisch induzierten Eigenspannungen bei der fräsenden Bearbeitung von multidirektionalen CFK-Laminaten*. Bachelorarbeit, 2021.

Dobbehaus, Hanno: *Untersuchung der Temperaturen in Werkzeug und Werkstück bei der fräsenden Bearbeitung von unidirektionalem CFK*. Masterarbeit, 2022.

ANHANG

A.1 LINEARER SCHNITT

Tabelle A.1: Ergebnisse der experimentellen Basisuntersuchungen

Φ °	s_{HS} in mm	\dot{q}_{HS} in kW/m ²	P_{HS} in W	T_M in mNm	P_M in W	R_{WS} in %
0	1	378,6	1,51	27,35	11,4	13,29
45	4,14	391,9	6,49	63,97	26,66	24,35
90	2,97	760,4	9,02	91,81	38,25	23,59
135	2,07	666,5	5,51	88,53	36,89	14,95

```

1  SUBROUTINE DFLUX(FLUX,SOL,KSTEP,KINC,TIME,NOEL,NPT,COORDS, &
2      JLTY,TEMP,PRESS,SNAME)
3  ! DFLUX: Bewegte Waermequelle zur Simulation der Werkzeugbewegung
4  !   im linearen Schnitt
5  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
6
7  ! VARIABLENDEKLARATION -----
8  DIMENSION FLUX(2), TIME(2), COORDS(3)
9  CHARACTER*80 SNAME
10
11  V      = velocityPlaceholder
12  XINIT = xInitPlaceholder
13  DELTA = DeltaPlaceholder
14
15  !BERECHNUNG -----
16  X0 = XINIT + V*TIME(2)
17
18  X1 = XINIT + DELTA + V*TIME(2)
19  Z1 = 0.01d0
20
21  X = COORDS(1)
22  Z = COORDS(3)
23
24  IF (X .GE. X0 .AND. X .LE. X1 .AND. Z .GE. Z0 .AND. Z .LE. Z1) THEN
25      FLUX(1) = fluxPlaceholder
26  ELSE
27      FLUX(1) = 0.0
28  ENDIF
29
30  RETURN
31  END

```

Skript A.1: DFLUX-Subroutine für den linearen Schnitt

ANHANG

A.2 KONVEXER SCHNITT

```
1  SUBROUTINE DFLUX(FLUX,SOL,KSTEP,KINC,TIME,NOEL,NPT,COORDS, &
2      JLTYP,TEMP,PRESS,SNAME)
3  ! DFLUX: Bewegte Waermequelle zur Simulation der Werkzeugbewegung
4  !   im konvexen Schnitt
5  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
6
7  ! VARIABLENDEKLARATION -----
8  DIMENSION FLUX(2), TIME(2), COORDS(3)
9  CHARACTER*80 SNAME
10
11 REAL PI, X, Y, Z
12 REAL LENGTH, HEIGHT, TOOLR, RADIUS, PHI, DFAK, PHIRAD, V, VR
13 REAL SHS0, SHS45, SHS90, SHS135
14 REAL FLUX0, FLUX45, FLUX90, FLUX135
15 REAL SHSH, SHSV, FLUXH, FLUXV
16 REAL SHS0m, SHS45m, SHS90m, SHS135m
17 REAL FLUX0m, FLUX45m, FLUX90m, FLUX135m
18 REAL X0, X1, X2, X3, Y0, Y1, Y2, Y3
19 REAL OMEGA, BOGL, ALPHAH, ALPHAV
20 REAL T1, T2, T3
21 REAL ALPHA1N, ALPHA2V
22 REAL T1V, T1N, T2V, T2N
23 REAL PHICALC, PHILOC
24 REAL XA1T, XA1L, XA1R
25 REAL ALPHA2T, XA2T, XA2L, XA2R, HORA2
26 REAL ALPHA3T, XA3L, XA3R, ALPHA3, FLUXA3, SHSA3, HORA3, BOGLA3
27 REAL ALPHA4T, XA4L, XA4R, ALPHA4, FLUXA4, SHSA4
28 REAL ALPHA5T, YA5U, YA5U, ALPHA5, FLUXA5, SHSA5, VERA5, BOGLA5
29 REAL ALPHA6T, YA6T, YA6U, YA6U, VERA6
30 REAL YA7T, YA7U, YA7U
31
32 !PARAMETER UND DEFINITIONEN -----
33 parameter (PI = 4 * ATAN(1.0))
34
35 !Koordinaten
36 X = COORDS(1)
37 Y = COORDS(2)
38 Z = COORDS(3)
39
40 !Bauteil
41 LENGTH = lengthPlaceholder
42 HEIGHT = heightPlaceholder
43 TOOLR = toolRadiusPlaceholder
44 RADIUS = radiusPlaceholder
45 PHI = fiberAnglePlaceholder
46 DFAK = DFactorPlaceholder
47
48 !PHI in Bogenmass
49 PHIRAD = (PHI * PI) / 180.0
50
51 !Parameter
52 V = velocityPlaceholder
53 VR = (V * RADIUS) / (RADIUS + TOOLR)
54
55 !Waermequellenbreiten und Waermequellenstaerken fuer alle PHI
56 SHS0 = Delta0Placeholder
57 SHS45 = Delta45Placeholder
58 SHS90 = Delta90Placeholder
```

A.2 KONVEXER SCHNITT

```

59 SHS135 = Delta135Placeholder
60 FLUX0 = FluxValue0Placeholder
61 FLUX45 = FluxValue45Placeholder
62 FLUX90 = FluxValue90Placeholder
63 FLUX135 = FluxValue135Placeholder
64
65 !Werte der horizontalen (SHSH) und vertikalen (SHSV) Bereiche
66 IF (PHI == 0.0) THEN
67     SHSH = SHS0
68     SHSV = SHS90
69     FLUXH = FLUX0
70     FLUXV = FLUX90
71 ELSE IF (PHI == 45.0) THEN
72     SHSH = SHS45
73     SHSV = SHS135
74     FLUXH = FLUX45
75     FLUXV = FLUX135
76 ELSE IF (PHI == 90.0) THEN
77     SHSH = SHS90
78     SHSV = SHS0
79     FLUXH = FLUX90
80     FLUXV = FLUX0
81 ELSE IF (PHI == 135.0) THEN
82     SHSH = SHS135
83     SHSV = SHS45
84     FLUXH = FLUX135
85     FLUXV = FLUX45
86 ENDIF
87
88 !BERECHNUNG -----
89 !Lokale Steigungswerte berechnen
90 SHS0m = (SHS45 - SHS0) / (PI/4)
91 FLUX0m = (FLUX45 - FLUX0) / (PI/4)
92 SHS45m = (SHS90 - SHS45) / (PI/4)
93 FLUX45m = (FLUX90 - FLUX45) / (PI/4)
94 SHS90m = (SHS135 - SHS90) / (PI/4)
95 FLUX90m = (FLUX135 - FLUX90) / (PI/4)
96 SHS135m = (SHS0 - SHS135) / (PI/4)
97 FLUX135m = (FLUX0 - FLUX135) / (PI/4)
98
99 !Festlegung der Koordinaten
100 X0 = SHSH / 2
101 X1 = LENGTH - RADIUS
102 Y2 = HEIGHT - RADIUS
103 Y3 = HEIGHT / 4
104
105 !Berechnung Winkelgeschwindigkeit im Kreisbogen
106 OMEGA = VR / RADIUS
107
108 !Berechnung der Kreisbogenlaenge
109 BOGL = (PI / 2) * RADIUS
110
111 !Zeitpunkte der Abschnittsgrenzen
112 T1 = (X1 - X0) / V
113 T2 = T1 + BOGL / VR
114 T3 = T2 + ABS( (Y3 - Y2) / V )
115
116 ! Winkel im Kreisbogen beim Uebergang von Sektion 3 auf 4
117 ! Durch die urspruengliche Definition der Funktionen mit 0-45 wandert
118 ! der Winkelbereich in den naechsttieferen, z.B. 45 deg -> 0 deg
119 IF (PHI == 0.0) THEN

```

ANHANG

```

120     ALPHA1N = ( DFAK * (SHS135m * PI/4 + SHS135) ) &
121             / ( 2 * RADIUS + SHS135m * DFAK )
122     ELSE IF (PHI == 45.0) THEN
123         ALPHA1N = ( DFAK * (SHS0m * PI/4 + SHS0) ) &
124             / ( 2 * RADIUS + SHS0m * DFAK )
125     ELSE IF (PHI == 90.0) THEN
126         ALPHA1N = ( DFAK * (SHS45m * PI/4 + SHS45) ) &
127             / ( 2 * RADIUS + SHS45m * DFAK )
128     ELSE IF (PHI == 135.0) THEN
129         ALPHA1N = ( DFAK * (SHS90m * PI/4 + SHS90) ) &
130             / ( 2 * RADIUS + SHS90m * DFAK )
131     ENDIF
132
133     ! Winkel im Kreisbogen beim Uebergang von Sektion 4 auf 5
134     IF (PHI == 0.0) THEN
135         ALPHA2V = ( DFAK * (SHS90) ) / ( 2 * RADIUS - SHS90m * DFAK )
136     ELSE IF (PHI == 45.0) THEN
137         ALPHA2V = ( DFAK * (SHS135) ) / ( 2 * RADIUS - SHS135m * DFAK )
138     ELSE IF (PHI == 90.0) THEN
139         ALPHA2V = ( DFAK * (SHS0) ) / ( 2 * RADIUS - SHS0m * DFAK )
140     ELSE IF (PHI == 135.0) THEN
141         ALPHA2V = ( DFAK * (SHS45) ) / ( 2 * RADIUS - SHS45m * DFAK )
142     ENDIF
143
144     ! Zeitpunkt des Uebergangs von Sektion 1 auf 2
145     T1V = T1 - (SHSH / 2) / V
146     ! Zeitpunkt des Uebergangs von Sektion 3 auf 4
147     T1N = T1 + ALPHA1N / OMEGA
148     ! Zeitpunkt des Uebergangs von Sektion 4 auf 5
149     T2V = T2 - ALPHA2V / OMEGA
150     ! Zeitpunkt des Uebergangs von Sektion 6 auf 7
151     T2N = T2 + (SHSV / 2) / V
152
153     !START DER ZEITLICHEN BEDINGUNGEN -----
154     IF (TIME(2) .GE. 0.0 .AND. TIME(2) .LT. T1V) THEN
155         ! Abschnitt 1: Rein horizontale Bewegung
156         XA1T = X0 + V * TIME(2)
157         XA1L = XA1T - (SHSH / 2)
158         XA1R = XA1T + (SHSH / 2)
159
160         IF (X .GE. XA1L .AND. X .LT. XA1R) THEN
161             FLUX(1) = FLUXH
162         ELSE
163             FLUX(1) = 0.0
164         ENDIF
165
166     ELSE IF (TIME(2) .GE. T1V .AND. TIME(2) .LT. T1) THEN
167         ! Abschnitt 2: Uebergang 1 vorne, also XA2T < X1
168         XA2T = X0 + V * TIME(2)
169         ! Laenge der Waermequelle noch auf der Horizontalen
170         HORA2 = SHSH / 2 + ( X1 - XA2T )
171         ! Skalierter Winkel des Teils der Waermequelle,
172         ! der schon auf dem Bogen ist
173         ALPHAA2T = DFAK * ( SHSH - HORA2 ) / RADIUS
174         ! Resultierende Grenzen der beheizten Strecke
175         XA2L = XA2T - (SHSH / 2)
176         XA2R = X1 + RADIUS * SIN(ALPHAA2T)
177
178         IF (X .GE. XA2L .AND. X .LT. XA2R) THEN
179             FLUX(1) = FLUXH
180         ELSE

```

A.2 KONVEXER SCHNITT

```

181     FLUX(1) = 0.0
182     ENDIF
183
184 ELSE IF (TIME(2) .GE. T1 .AND. TIME(2) .LT. T1N) THEN
185     ! Abschnitt 3: Uebergang 1 hinten, Mittelpunkt der
186     ! Waermequelle ist auf Bogen
187     ALPHAA3T = OMEGA * (TIME(2) - T1)
188
189     ! Winkel zur Berechnung der linearen Annaeherung
190     ! von SHS und QHS
191     PHICALC = PI / 4 - ALPHAA3T
192
193     ! Bestimmung des lokalen Faserorientierungswinkels
194     ! auf dem Kreisbogen
195     IF (PHI == 0) THEN
196         ! PHILOC im Bereich 90-180
197         PHILOC = PI - ALPHAA3T
198     ELSE IF (PHI == 45) THEN
199         ! PHILOC im Bereich 0-45
200         PHILOC = PI/4 - ALPHAA3T
201     ELSE IF (PHI == 90) THEN
202         ! PHILOC im Bereich 0-90
203         PHILOC = PI/2 - ALPHAA3T
204     ELSE IF (PHI == 135) THEN
205         ! PHILOC im Bereich 45-135
206         PHILOC = 3*PI/4 - ALPHAA3T
207     ENDIF
208
209     ! Bereichsunterscheidung nach PHILOC zur Berechnung
210     ! von SHS und QHS
211     IF (PHILOC .GE. 0.0 .AND. PHILOC .LT. (PI / 4)) THEN
212         ! Bereich PHILOC 0-45
213         SHSA3 = DFAK * ( SHS0m * PHICALC + SHS0 )
214         FLUXA3 = FLUX0m * PHICALC + FLUX0
215     ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 4) .AND. PHILOC .LT. (PI / 2)) THEN
216         ! Bereich PHILOC 45-90
217         SHSA3 = DFAK * ( SHS45m * PHICALC + SHS45 )
218         FLUXA3 = FLUX45m * PHICALC + FLUX45
219     ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 2) .AND. &
220     PHILOC .LT. ((3 * PI) / 4)) THEN
221         ! Bereich PHILOC 90-135
222         SHSA3 = DFAK * ( SHS90m * PHICALC + SHS90 )
223         FLUXA3 = FLUX90m * PHICALC + FLUX90
224     ELSE IF (PHILOC .GE. ((3 * PI) / 4) .AND. PHILOC .LE. PI) THEN
225         ! Bereich PHILOC 135-180
226         SHSA3 = DFAK * ( SHS135m * PHICALC + SHS135 )
227         FLUXA3 = FLUX135m * PHICALC + FLUX135
228     ENDIF
229
230     ! Winkelbereich im Bogenmass der lokalen Waermequellenbreite
231     ALPHAA3 = SHSA3 / RADIUS
232
233     ! Waermequellenteil auf dem Kreisbogen zur linken
234     ! der Waermequellenmitte
235     BOGLA3 = RADIUS * ALPHAA3T
236     ! Laenge der Waermequelle, der auf der Horizontalen verbleibt
237     HORA3 = SHSA3 / 2 - BOGLA3
238
239     XA3L = X1 - HORA3
240     XA3R = X1 + RADIUS * SIN( ALPHAA3T + (ALPHAA3 / 2) )
241

```

ANHANG

```

242  IF (X .GE. XA3L .AND. X .LT. XA3R) THEN
243      FLUX(1) = FLUXA3
244  ELSE
245      FLUX(1) = 0.0
246  ENDF
247
248  ELSE IF (TIME(2) .GE. T1N .AND. TIME(2) .LT. T2V) THEN
249      ! Abschnitt 4: Waermequelle vollstaendig auf Kreisbogen
250      ALPHAA4T = OMEGA * (TIME(2) - T1)
251
252      ! Winkel zur Berechnung der linearen Annaeherung von SHS und QHS
253      IF (ALPHAA4T .LT. PI/4) THEN
254          PHICALC = PI / 4 - ALPHAA4T
255      ELSE
256          PHICALC = PI / 2 - ALPHAA4T
257      ENDF
258
259      ! Bestimmung des lokalen Faserorientierungswinkels
260      ! auf dem Kreisbogen
261      IF (PHI == 0) THEN
262          ! PHILOC im Bereich 90-180
263          PHILOC = PI - ALPHAA4T
264      ELSE IF (PHI == 45) THEN
265          IF (ALPHAA4T .LT. PI/4) THEN
266              ! PHILOC im Bereich 0-45
267              PHILOC = PI/4 - ALPHAA4T
268          ELSE
269              ! PHILOC im Bereich 135-180 (5*PI/4 = 225)
270              PHILOC = 5*PI/4 - ALPHAA4T
271          ENDF
272      ELSE IF (PHI == 90) THEN
273          ! PHILOC im Bereich 0-90
274          PHILOC = PI/2 - ALPHAA4T
275      ELSE IF (PHI == 135) THEN
276          ! PHILOC im Bereich 45-135
277          PHILOC = 3*PI/4 - ALPHAA4T
278      ENDF
279
280      ! Bereichsunterscheidung nach PHILOC zur
281      ! Berechnung von SHS und QHS
282      IF (PHILOC .GE. 0.0 .AND. PHILOC .LT. (PI / 4)) THEN
283          ! Bereich PHILOC 0-45 -> SHS0
284          SHSA4 = DFAK * ( SHS0m * PHICALC + SHS0 )
285          FLUXA4 = FLUX0m * PHICALC + FLUX0
286      ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 4) .AND. PHILOC .LT. (PI / 2)) THEN
287          ! Bereich PHILOC 45-90 -> SHS45
288          SHSA4 = DFAK * ( SHS45m * PHICALC + SHS45 )
289          FLUXA4 = FLUX45m * PHICALC + FLUX45
290      ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 2) .AND. &
291          PHILOC .LT. ((3 * PI) / 4)) THEN
292          ! Bereich PHILOC 90-135 -> SHS90
293          SHSA4 = DFAK * ( SHS90m * PHICALC + SHS90 )
294          FLUXA4 = FLUX90m * PHICALC + FLUX90
295      ELSE IF (PHILOC .GE. ((3 * PI) / 4) .AND. PHILOC .LE. PI) THEN
296          ! Bereich PHILOC 135-180 -> SHS135
297          SHSA4 = DFAK * ( SHS135m * PHICALC + SHS135 )
298          FLUXA4 = FLUX135m * PHICALC + FLUX135
299      ENDF
300
301      ! Winkelbereich im Bogenmass der lokalen Waermequellenbreite
302      ALPHAA4 = SHSA4 / RADIUS

```

A.2 KONVEXER SCHNITT

```

303
304     XA4L = X1 + RADIUS * SIN( ALPHA4T - (ALPHA4 / 2) )
305     XA4R = X1 + RADIUS * SIN( ALPHA4T + (ALPHA4 / 2) )
306
307     IF (X .GE. XA4L .AND. X .LT. XA4R) THEN
308         FLUX(1) = FLUXA4
309     ELSE
310         FLUX(1) = 0.0
311     ENDF
312
313 ELSE IF (TIME(2) .GE. T2V .AND. TIME(2) .LT. T2) THEN
314     ! Abschnitt 5: Uebergang 2 vorne
315     ALPHA5T = OMEGA * (TIME(2) - T1)
316
317     ! Winkel zur linearen Approximation von SHS und QHS
318     PHICALC = PI / 2 - ALPHA5T
319
320     ! Bestimmung des lokalen Faserorientierungswinkels
321     ! auf dem Kreisbogen
322     IF (PHI == 0) THEN
323         ! PHILOC im Bereich 90-180
324         PHILOC = PI - ALPHA5T
325     ELSE IF (PHI == 45) THEN
326         ! PHILOC im Bereich 0-45
327         PHILOC = 5*PI/4 - ALPHA5T
328     ELSE IF (PHI == 90) THEN
329         ! PHILOC im Bereich 0-90
330         PHILOC = PI/2 - ALPHA5T
331     ELSE IF (PHI == 135) THEN
332         ! PHILOC im Bereich 45-135
333         PHILOC = 3*PI/4 - ALPHA5T
334     ENDF
335
336     IF (PHILOC .GE. 0.0 .AND. PHILOC .LT. (PI / 4)) THEN
337         ! Bereich PHILOC 0-45 -> SHS0
338         SHSA5 = DFAK * ( SHS0m * PHICALC + SHS0 )
339         FLUXA5 = FLUX0m * PHICALC + FLUX0
340     ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 4) .AND. PHILOC .LT. (PI / 2)) THEN
341         ! Bereich PHILOC 45-90 -> SHS45
342         SHSA5 = DFAK * ( SHS45m * PHICALC + SHS45 )
343         FLUXA5 = FLUX45m * PHICALC + FLUX45
344     ELSE IF (PHILOC .GE. (PI / 2) .AND. &
345             PHILOC .LT. ((3 * PI) / 4)) THEN
346         ! Bereich PHILOC 90-135 -> SHS90
347         SHSA5 = DFAK * ( SHS90m * PHICALC + SHS90 )
348         FLUXA5 = FLUX90m * PHICALC + FLUX90
349     ELSE IF (PHILOC .GE. ((3 * PI) / 4) .AND. PHILOC .LE. PI) THEN
350         ! Bereich PHILOC 135-180 -> SHS135
351         SHSA5 = DFAK * ( SHS135m * PHICALC + SHS135 )
352         FLUXA5 = FLUX135m * PHICALC + FLUX135
353     ENDF
354
355     ALPHA5 = SHSA5 / RADIUS
356
357     ! Waermequellenteil auf dem Viertelkreis ueber dem Mittelpunkt
358     BOGLA5 = RADIUS * (PI/2 - ALPHA5T)
359     ! Waermequellenteil, der bereits in der vertikalen Sektion ist
360     VERA5 = SHSA5 / 2 - BOGLA5
361
362     YA5U = Y2 + RADIUS * COS( ALPHA5T - (ALPHA5 / 2) )
363     YA5O = Y2 - VERA5

```

ANHANG

```

364      IF(Y .GT. YA50 .AND. Y .LE. YA5U) THEN
365          FLUX(1) = FLUXA5
366      ELSE
367          FLUX(1) = 0.0
368      ENDIF
369
370
371  ELSE IF (TIME(2) .GE. T2 .AND. TIME(2) .LT. T2N) THEN
372      ! Abschnitt 6: Uebergang 2 hinten, also YA6T < Y2
373      VERA6      = V * (TIME(2) - T2)
374      YA6T       = Y2 - VERA6
375      ALPHAA6T   = ( (SHSV / 2) - VERA6 ) / RADIUS
376      YA6U       = Y2 + RADIUS * SIN( ALPHAA6T )
377      YA6O       = YA6T - (SHSV / 2)
378
379      IF (Y .GT. YA6O .AND. Y .LE. YA6U) THEN
380          FLUX(1) = FLUXV
381      ELSE
382          FLUX(1) = 0.0
383      ENDIF
384
385  ELSE IF (TIME(2) .GE. T2N .AND. TIME(2) .LT. T3) THEN
386      ! Abschnitt 7: Rein vertikale Bewegung
387      YA7T = Y2 - (SHSV / 2) - V * (TIME(2) - T2N)
388      YA7U = YA7T + (SHSV / 2)
389      YA7O = YA7T - (SHSV / 2)
390
391      IF (Y .GT. YA7O .AND. Y .LE. YA7U) THEN
392          FLUX(1) = FLUXV
393      ELSE
394          FLUX(1) = 0.0
395      ENDIF
396
397  ELSE
398      FLUX(1) = 0.0
399  ENDIF
400
401  RETURN
402  END

```

Skript A.2: DFLUX-Subroutine für den konvexen Schnitt

SCHRIFTENREIHE

Band 1

Koch, Jens Bodo: Unterstützung der schiffbaulichen Projektierung durch Repräsentation von Erfahrungswissen, 2004.

Band 2

Meyer, Sven: Flexible Gruppenarbeit in der Auftragsfertigung, 2004.

Band 3

Joswig, Dirk: Untersuchungen zum Zerspanverhalten weicher Elastomerkwerkstoffe, 2005.

Band 4

Kerse, Nils: Unterstützung der schiffbaulichen Produktentstehung durch Einsatz von Virtual Reality (VR)-Technologien, 2007.

Band 5

Kurzewitz, Mathias: Kompetenzentwicklung als Element erfolgreicher Strategieumsetzung – dargestellt am Beispiel des Schiffbaus, 2007.

Band 6

Davids, Niko: Workflow-Management in Produktentwicklungsprojekten der Investitionsgüterindustrie, 2008.

Band 7

Möller, Carsten: Untersuchungen zum Drehen von gesinterten WC-Co-Hartmetallwalzringen, 2009.

Band 8

Gotsch, Falko: Untersuchungen zum Zerspanverhalten von Elastomerschäumen mit dem Ziel einer wirtschaftlichen Fertigung von Feder-Dämpfer-Bauteilen, 2009.

Band 9

Neumann, Lutz: Risikomanagement bei der Gestaltung von Unternehmenskooperationen – untersucht am Beispiel der Investitionsgüterindustrie, 2009.

Band 10

Sellmer, Dirk: Untersuchungen zur Verbesserung des Arbeitsergebnisses beim Vollbohren unter besonderer Berücksichtigung der Prozesskräfte und der Spanbildung, 2009.

Band 11

Eggers, Daniel: Entwicklung von Dienstleistungsportfolios bei Investitionsgüterherstellern – dargestellt am Beispiel der maritimen Industrie, 2009.

Band 12

Kindler, Jörg: Werkstückqualität und Standzeitoptimierung von Zerspanwerkzeugen bei der Umrissbearbeitung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen, 2010.

Band 13

Frömming, Hanno: Zerspanung von WC-Co-Hartmetall im unterbrochenen Schnitt, 2011.

Band 14

Schweitzer, Thomas: Nutzungsgradsteigerung verketteter Produktionslinien, 2011.

Band 15

Wagner, Lars Arne: Szenariobasierte Planung und Steuerung mit Simulation im Schiffbau, 2011.

Band 16

Schäfer, Christoph: Einsatzmodell zur systematischen Nutzung von Virtueller Realität, 2012.

Band 17

Hartmann, Dirk: Delamination an Bauteilkanten beim Umrissfräsen kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe, 2012.

Band 18

Kuyumcu, Arif: Modellierung der Termintreue in der Produktion, 2013.

Band 19

Czumanski, Thomas: Handlungsorientierte Analyse der Arbeitsproduktivität in der Serienproduktion, 2013.

Band 20

Schütte, Christoph: Bohren und Hobeln von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen unter besonderer Berücksichtigung der Schneide-Faser-Lage, 2014.

Band 21

Wandt, Robert: Modellgestützte Fertigungssteuerung in der Unikatfertigung am Beispiel des Schiffbaus, 2014.

Band 22

Eichenseer, Christiane: Beschichtung, thermomechanische Charakterisierung und Spannungsanalyse von Schneidkeramik, 2014.

Band 23

Heinig, Martin: Nutzung von Virtuellen Technologien für die Montageplanung von Unikaten, 201.

Band 24

Körkel, Gregor K.: Zerspanbarkeitsbewertung von Faserverbundkunststoffen bei der Fräsbearbeitung dünnwandiger Bauteile in der Großserie, 2015.

Band 25

Ramirez Martinez, Juan A.: Flexible Automated Assembly Systems for Large CFRP-Structures using Geometrical and Force Information, 2015.

Band 26

Dose, Frank: Methode zur wissensbasierten Prozessentwicklung - Ein Ansatz für die Berücksichtigung sich wandelnder Teilsysteme beim Bohren von Schichtverbunden, 2015.

Band 27

Trzyna, Daniel: Modellierung und Steuerung von Eilaufträgen in der Produktion, 2015.

Band 28

Griefahn, Dominik: Geometrieprüfung innerer Strukturen von Faserverbund-Sandwichbauteilen, 2015.

Band 29

Borrmann, Christof: Adaptive Montageprozesse für CFK-Großstrukturen mittels Offline-Programmierung von Industrierobotern, 2016.

Band 30

Klingelhöller, Christian: Trennschleifen von CFK-Schalenbauteilen mit räumlich gekrümmten Konturen, 2016.

Band 31

Titov, Fedor: Technologiegestützte Angebotserstellung für den Umbau komplexer Investitionsgüter, 2016.

Band 32

Tietze, Florian: Analyse und Verbesserung der Arbeitsproduktivität in der Unikatproduktion, 2017.

Band 33

Geis, Tobias: Bearbeitungsstrategien zur Zerspanung von Faser-Verbund-Honeycomb-Sandwich, 2017.

Band 34

Koppold, Nico: Kapazitätsplanung und -steuerung in der Instandhaltungsproduktion von Investitionsgütern, 2017.

Band 35

Halata, Philipp S.: Augmented-Reality-gestützte Informationsbereitstellung für die Unikatproduktion, 2018.

Band 36

Brüggemann, Felix: Bauteilqualität und Werkzeugverschleiß beim Fräsen von CFK-Gelege unter räumlichen Eingriffsbedingungen, 2018.

Band 37

Benter, Martin: Analyse von Bewegungsabläufen mit 3D-Kameras, 2018.

Band 38

Koch, Christoph: Wertstromanalyse und -design für Auftragsfertiger, 2018.

Band 39

Cordes, Marcel: Modellierung von Bahngenaugigkeit und dynamischer Stabilität beim robotergeführten Fräsen, 2019.

Band 40

Piontek, Andreas: Modellierung der Termintreue im Auftragsdurchlauf, 2020.

Band 41

Grabner, Constantin: Methodengestütztes Produktivitätsmanagement. Entwicklung eines datenbasierten Vorgehens, 2020.

Band 42

Glöckner, Robert: Entwicklung eines Gesamtmodells der Arbeitsproduktivität und der logistischen Zielgrößen, 2020.

Band 43

Schröder, Henrik: Kompetenzentwicklung in der Montage mit Hilfe virtueller Technologien, 2020.

Band 44

Engehausen, Friederike: Modellierung und Auslegung der Reihenfolgebildung mit Rüstfamilien, 2021.

Band 45

Sikorra, Jan Niklas: Frühzeitige Aufwands- und Termineinschätzung der schiffbaulichen Unikatproduktion, 2021.

Band 46

Haux, Moritz A.: Modellierung von Unsicherheiten in der Planung der Unikatproduktion, 2021.

Band 47

von Wenserski, Robert: Helixfräsen und Bohren von laseradditiv gefertigten Bauteilen aus Titan für Luftfahrtanwendungen, 2021.

Band 48

Meluzov, Nikolaj: Informationsmanagement für ein digitales Instandhaltungssystem, 2022.

Band 49

Rost, Jan Robert: Digitale Assistenzsysteme für kollaboratives Arbeiten in der Unikatproduktion, 2023.

Band 50

Steenwerth, Philipp: Analyse und Optimierung von Suchvorgängen in der industriellen Produktion, 2023.

Band 51

Brosche, Justus: Nutzung von Motion-Capture-Technologien zur individuellen Ergonomieanalyse in der Produktion, 2023.

Band 52

Mehnen, Jan: Modellgestützte Berechnung der thermischen Belastung bei der Zerspanung von unidirektionalem CFK, 2023.