

Technische Universität München  
Lehrstuhl für Leichtbau

## **Charakterisierung von Steifigkeit und Festigkeit heterogen verstärkter Verbundstrangpressprofile**

Max Wedekind

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Baier
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Die Dissertation wurde am 08.07.2013 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 10.12.2013 angenommen.



◆ ICH WIDME DIESE ARBEIT MEINER FAMILIE. ◆



# Danksagung

Herrn Prof. Dr.-Ing. Baier danke ich für meine lehrreiche und interessante Zeit am Lehrstuhl für Leichtbau, in der ich Einblick in die vielfältigen Gebiete des Leichtbaus erhalten durfte. Des Weiteren danke ich meinen Kollegen am Lehrstuhl für Leichtbau für die interessanten fachlichen Diskussionen und die kollegiale Zusammenarbeit.

Diese Veröffentlichung basiert auf Forschungsarbeiten des Sonderforschungsbereichs SFB/TR 10, der von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) gefördert wird.

München den 23.06.2013

Max Wedekind



## Kurzfassung

Werkstoffhybride Bauweisen ermöglichen die Adaption von Struktureigenschaften an gegebene Anforderungen. Im Rahmen dieser Arbeit wird das mechanische Verhalten heterogen werkstoffhybrider Verbundstrangpressprofile analysiert und modelliert. Der Prozess des Verbundstrangpressens von Tragprofilen wurde im Rahmen des Forschungsprojekts SFB/TR-10 entwickelt. Hierbei werden bei dem Strangpressprozess in den Grundwerkstoff hochfeste Verstärkungselemente eingebettet. Als Werkstoffe finden hierbei für beide Komponenten metallische Werkstoffe Verwendung. Die hier betrachteten Profile weisen als Grundwerkstoff die Aluminiumlegierung EN AW-6060 auf. Die Verstärkungselemente bestehen aus der hochfesten Stahllegierung 1.4310. Der hieraus resultierende Verbundwerkstoff differenziert sich von den meisten Strukturwerkstoffen durch eine heterogene Verteilung der Verstärkungen und einen relativ geringen Anteil der Verstärkungen. Diese Besonderheiten erfordern eine Anpassung der Modellierung und Bewertung in Abhängigkeit der Anforderungen an die Berechnungsergebnisse, da auf der einen Seite die Verteilung der Verstärkungen zu kleinräumig ist, um sie in einem globalen Modell direkt zu berücksichtigen. Auf der anderen Seite kann die exakte Positionierung der Verstärkungselemente, je nach Konstruktion und Belastungszustand, für das Strukturverhalten eine wesentliche Rolle spielen. Daher kann diese Information bei der Modellierung nicht immer vernachlässigt werden. Aus diesem Grund wurden unterschiedliche Herangehensweisen der Modellierung und Homogenisierung entwickelt. Diese reichen von einer detaillierten Modellierung für die Werkstoffentwicklung bis hin zur starken Abstrahierung unter der Verwendung von homogenisierten Balkenelementen für den Vorentwurf. Durch die Spannweite der unterschiedlichen Modellierungen kann dem breiten Spektrum der Anforderungen an die Modellierung im Verlauf des Strukturentwurfs Rechnung getragen werden. Parallel zur Modellierung des Steifigkeitsverhaltens auf den unterschiedlichen Abstrahierungsniveaus wurden korrespondierende Verfahren zur Bewertung der Festigkeit entwickelt. Diese reichen von einer einfachen Bewertung, basierend auf den Dehnungen, bis hin zur detaillierten Bewertung des Versagensverhaltens mit Hilfe von versagensmodibasierten Kriterien. Letztere bieten das Potential, neben der Anstrengung auch den zu erwartenden Versagensmode zu prognostizieren. Neben der analytischen Betrachtung wurden begleitend unterschiedliche Versuche zur Bewertung des Werkstoffverhaltens, zur Identifikation von Versagensmodi und zur Validierung der Ansätze durchgeführt.

# Abstract

The design of material hybrid structures offers the opportunity to provide tailored structural properties regarding the requirements. Within the scope of this work the mechanical properties of material hybrid compound extruded profiles are analyzed and modeled. The novel process of compound extrusion has been developed within the research project SFB/TR 10. This process is based on embedding high strength reinforcing elements in the base material during an extrusion process. The materials used are both metallic. As base material the aluminum alloy EN AW-6060 was chosen. The reinforcing elements consist of steel wires with the alloy 1.4310. The resulting material differs from most structural materials by its low volume content of reinforcement and the heterogeneous distribution of those. On the one side the distribution of the reinforcements is too fine to be directly discretized within a macro scale model. On the other side their distribution is too coarse to allow the negligence of their heterogeneous character. Furthermore the exact position of the reinforcements is known and can be influenced by altering the extrusion die. Since the exact position can be relevant for the structural properties, the possibility of an evaluation taking this into account is crucial for an efficient design process. These particularities require an adaptation of the process of modeling and evaluating the material properties dependent on the intended use of the gained data. Within the scope of this work different approaches for modeling and homogenization have been developed. This includes approaches from detailed modeling of the material properties being used within a material development up to homogenized beam models being required for sizing processes in the preliminary design phase. Thus, this variety of modeling approaches covers the requirements on models of the complete structural design process. In parallel to this modeling of the stiffness properties on different levels of abstraction corresponding processes of strength evaluation have been developed. These range from simple strain based criteria up to detailed failure mode based criteria. The latter provide information on the loading of the material and on expected failure modes. Within this work mechanical tests have been performed, providing data on the material behavior and identifying the different failure modes.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>XIII</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>XIX</b>
<b>Symbol- und Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>XXI</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1. Werkstoffhybride Bauweisen in der Technik . . . . .	1
1.2. Werkstoffhybride Bauweisen im Wandel der Zeit . . . . .	3
1.3. Anwendungen in der Moderne . . . . .	3
<b>2. Motivation und Ziele der Arbeit</b>	<b>7</b>
<b>3. Stand der Technik und Forschung</b>	<b>11</b>
3.1. Faserverbundwerkstoffe . . . . .	11
3.1.1. Mechanische Eigenschaften unidirektional verstärkter Werkstoffe .	13
3.1.1.1. Elastizitätsmoduli in Abhängigkeit des Faservolumenan-	
teils . . . . .	14
3.1.1.2. Das Werkstoffgesetz orthotroper Werkstoffe . . . . .	14
3.1.1.3. Der kritische Verstärkungsanteil . . . . .	15
3.2. Mehrskalmodellierung und Homogenisierung von Werkstoffeigenschaften	17
3.2.1. Homogenisierung . . . . .	17
3.2.2. Mehrskalmodellierung . . . . .	18
3.3. Versagensmechanismen und -kriterien bei statischer Belastung . . . . .	20
3.3.1. Vergleichsspannungshypothesen . . . . .	21
3.3.2. Pauschale Versagenskriterien . . . . .	21
3.3.3. Physikalisch begründete Versagenskriterien . . . . .	22
3.4. Ermüdung von Bauteilen und Risswachstum . . . . .	24
3.5. Heterogen hybride Verbundwerkstoffe . . . . .	25
3.5.1. Werkstoffhybride Schichtlaminare . . . . .	25
3.5.2. Lokal hybridisierte Laminare . . . . .	26
3.5.3. Verbundstrangpressen . . . . .	26
3.5.4. Stahldrahtverstärkte Aluminiumverbunde . . . . .	28
3.5.5. Mechanisches Verhalten der Verbundstrangpressprofile . . . . .	29

<b>4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften von Verbundstrangpressprofilen</b>	<b>33</b>
4.1. Analytische Bestimmung vom Werkstoffkennwerten . . . . .	33
4.2. Modellierung und Homogenisierung . . . . .	35
4.3. Festigkeitsverhalten . . . . .	44
4.3.1. Betrachtung des Spannungszustands in Verbundprofilen . . . . .	45
4.3.1.1. Betrachtung axialer Belastungen . . . . .	45
4.3.1.2. Betrachtung von Querbelastungen . . . . .	46
4.3.2. Berechnung der Spannungszustände im Matrixwerkstoff des Verbundprofils mit Hilfe der FEM . . . . .	48
4.3.3. Bewertung der Festigkeit mit einem Pauschalversagenskriterium .	51
4.3.4. Bewertung der Festigkeit mit einem physikalisch begründeten Versagenskriterium . . . . .	53
4.3.5. Anwendung von Versagenskriterien in der FEM . . . . .	56
<b>5. Wärmedehnungsverhalten und Eigenspannungen bei Verbundstrangpressprofilen</b>	<b>59</b>
5.1. Wärmedehnungsverhalten von Verbundstrangpressprofilen . . . . .	59
5.2. Eigenspannungen in Verbundstrangpressprofilen . . . . .	61
5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten . . . . .	62
5.3.1. Betrachtung von Parametereinflüssen auf die thermisch induzierten Eigenspannungen . . . . .	64
5.3.2. Numerische Betrachtung des Eigenspannungszustands um die Verstärkungselemente . . . . .	68
5.4. Einfluss der Eigenspannungen auf die Verstärkungselemente . . . . .	70
5.5. Gezielte Beeinflussung der Eigenspannungen . . . . .	70
<b>6. Variation geometrischer Profilparameter und deren Einfluss auf das Strukturverhalten</b>	<b>73</b>
6.1. Entstehung der Positionsabweichungen von Verstärkungselementen in Verbundstrangpressprofilen . . . . .	73
6.2. Einfluss von Positionsabweichungen von Verstärkungselementen auf die Profileigenschaften . . . . .	74
<b>7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe</b>	<b>79</b>
7.1. Kennwertermittlung basierend auf uniaxialen Zugversuchen . . . . .	80
7.1.1. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften in Extrusionsrichtung . .	80
7.1.1.1. Probenherstellung und Messtechnik . . . . .	80
7.1.1.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten . . . .	81
7.1.2. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften orthogonal zur Extrusionsrichtung . . . . .	87
7.1.2.1. Probenherstellung und Messtechnik . . . . .	87
7.1.2.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten . . . .	89
7.1.3. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften bei Schubbelastung . . .	90

7.1.3.1. Probenherstellung und Messtechnik . . . . .	91
7.1.3.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten . . . . .	91
7.2. Kennwertermittlung basierend auf mehrachsigen Zugversuchen . . . . .	93
7.2.1. Anforderungen an Probekörper für biaxiale Zugversuche . . . . .	94
7.2.2. Definition der Kreuzprobengeometrien . . . . .	96
7.2.3. Fertigung der Probekörper . . . . .	102
7.2.3.1. Robustheit der Probekörper hinsichtlich nicht symmetrischer Belastungsszenarien . . . . .	102
7.2.4. Applizierte Messtechnik . . . . .	105
7.2.5. Durchführung der biaxialen Zugversuche . . . . .	106
7.2.5.1. Auswertung der Ergebnisse . . . . .	107
7.3. Bewertung der Anwendbarkeit der Werkstoffmodellierung . . . . .	110
7.4. Besonderheiten bei der experimentellen Untersuchung von hybriden Bauweisen . . . . .	112
<b>8. Risswachstums- und Ermüdungsverhalten</b>	<b>113</b>
8.1. Bewertung des Ermüdungsverhaltens von Verbundstrangpressprofilen . . . . .	113
8.2. Experimentelle Bewertung des Risswachstumsverhaltens von Verbundstrangpressprofilen . . . . .	114
8.3. Einfluss der Verstärkungselemente auf das Risswachstumsverhalten . . . . .	116
<b>9. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>121</b>
<b>10. Literaturverzeichnis</b>	<b>125</b>
10.1. Literatur . . . . .	125
10.2. Eigene themenbezogene Publikationen . . . . .	129
10.3. Unveröffentlichte Quellen . . . . .	130
<b>A. Anhang</b>	<b>131</b>
A.1. Herleitungen . . . . .	131
A.1.1. Abschätzung thermisch induzierter Eigenspannungen mit dem Bimetallmodell . . . . .	131
A.1.2. Analytische Abschätzung der Quersteifigkeit . . . . .	133
A.1.3. Einfluss von Verstärkungen auf die Dehngrenze der Verbundstrangpressprofile . . . . .	136
A.1.4. Analytische Betrachtung der Biegebelastung eines Verbundstrangpressprofils . . . . .	137
A.2. Zeichnungen Probenherstellung . . . . .	138
A.3. Versuchsdaten . . . . .	142
A.3.1. Ergebnisdarstellung EN AW-2024 vergleichend zu TR-10 Verbundprofilen; Zugversuche . . . . .	143
A.3.2. Ergebnisdarstellung Schubversuche . . . . .	144
A.3.3. Ergebnisdarstellung Querkzugversuche . . . . .	146



# Abbildungsverzeichnis

1.1.	Anschnitt eines im Rahmen des Projekts hergestellten Verbundstrangpressprofils. . . . .	1
1.2.	Rückstreuелеktronenbild der heterogenen, dendritischen Erstarrungsstruktur einer Aluminiumgusslegierung [Har07] . . . . .	2
1.3.	Verwendung von GLARE am Beispiel der A380 [Woe03] . . . . .	4
1.4.	Transitionszone zwischen homogenem CFK Laminat (links) und mit Stahlblechen hybridisiertem Bereich (rechts) . . . . .	5
2.1.	Abgrenzung heterogen hybrider Werkstoffe von Faserverbundwerkstoffen und hybriden Bauweisen . . . . .	8
2.2.	Geometrie eines TR10 Verbundstrangpressprofils. Zu Beachten der Durchmesser der Verstärkungselemente von 1 mm . . . . .	9
3.1.	Sequentielle Mehrskalmodellierung: Auf der Ebene des Mikromodells werden die homogenisierten Werkstoffkennwerte bestimmt, die anschließend bei der Berechnung auf der Makroebene verwendet werden. . . . .	19
3.2.	Integrierte Herangehensweise: Die Dehnungsfelder der Mikro- und Makromodelle sind über Homogenisierungsregeln gekoppelt. Während der Berechnung wird parallel das nichtlineare Verhalten des Werkstoffs auf der Mikroebene bestimmt. . . . .	20
3.3.	Versagensmodi einer unidirektionalen Schicht eines Verbundwerksstoffs [Cun04] . . . . .	23
3.4.	Schematischer Aufbau eines lokal hybridisierten Bauteils mit gradierter Transitionszone . . . . .	27
3.5.	Werkzeug zur Einbettung von Verstärkungselementen bei der Extrusion von Verbundstrangpressprofilen [Pie11] . . . . .	28
3.6.	Exemplarische Darstellung des mechanischen Verhaltens der Verbundstrangpressprofile . . . . .	30
4.1.	Demonstrationsrahmen des Projekts TR-10 . . . . .	34
4.2.	Unterschiedliche Methoden zur Homogenisierung heterogen verstärkter Profile . . . . .	35
4.3.	Verbundstranggepresstes Flachprofil und Rechteckprofil mit partieller Verstärkung . . . . .	36
4.4.	Modellierung des Demonstrators des SFB/TR 10 mit homogenisierten Balkenelementen zur Bestimmung der Lastpfade . . . . .	37

4.5. Flächenweise Homogenisierung eines Verbundstrangpressprofils bei der Modellierung mit homogenisierten Schalenelementen . . . . .	38
4.6. Modellierung einer Lasteinleitung in einem Verbundstrangpressprofil mit homogenisierten Schalenelementen . . . . .	39
4.7. Separate Diskretisierung des Matrixwerkstoffs und der Verstärkungselemente der hybriden Schale-Balken-Modellierung . . . . .	40
4.8. Schematischer Aufbau der Kreuzproben zur Prüfung des heterogen verstärkten Verbundwerkstoffs . . . . .	41
4.9. Modellierung einer Kreuzprobe für Parameterstudien mit Hilfe der hybriden Schale-Balken-Modellierung; aufgrund der Symmetrien in Belastung und Geometrie ist nur ein Viertel der Probe modelliert. . . . .	42
4.10. Detaillierte Volumenmodellierung eines Verbundstrangpressprofils . . . . .	42
4.11. Schematische Darstellung des Spannungsfelds im Verbundstrangpressprofil bei Normalbelastung . . . . .	46
4.12. Dehngrenze eines Verbundstrangpressprofils bei Belastung orthogonal zur Verstärkungsrichtung in Abhängigkeit der Wandstärke und des Verstärkungsanteils; Wert bezogen auf das unverstärkte Profil . . . . .	47
4.13. Herangehensweise zur Bestimmung des Spannungsfeldes in Abhängigkeit des Spannungszustands . . . . .	49
4.14. Geometrie des Versagenskörpers bei einer Abkühlung von 50°C unter die spannungsfreie Temperatur . . . . .	50
4.15. Vergleich des pauschalen Tsai-Hill-Kriteriums mit einer detaillierten numerischen Analyse unter Verwendung des von Mises Fließkriteriums für den Grundwerkstoff . . . . .	52
4.16. Versagenskörper und Abweichung von dem ermittelten Pauschalkriterium bei einem Verstärkungsanteil von 5% . . . . .	52
4.17. Zusammenspiel der verwendeten Programme zur Berechnung der Anstrengung im Bauteil . . . . .	56
4.18. Berechnung der Anstrengung eines Hohlprofils und korrespondierende Versagensmodi im Bereich einer Lasteinleitung . . . . .	57
5.1. Eigenspannungszustand im Bereich der Verstärkungselemente basierend auf linearen Werkstoffkennwerten (links) und exemplarische Darstellung zweier Punkte im Spannungs-Dehnungsdiagramm (rechts) des Grundwerkstoffs. Rechts ist exemplarisch die Auswirkung einer weiteren Dehnungsbeaufschlagung des Verbunds an den beiden Punkten dargestellt. . . . .	63
5.2. Einfluss der Fertigungseigenstressungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei 100 MPa Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von WNr. 1.4310 Verstärkungselementen . . . . .	65
5.3. Einfluss der Fertigungseigenstressungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei 300 MPa Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von WNr. 1.4310 Verstärkungselementen . . . . .	66

5.4.	Einfluss der Fertigungseigenstressungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei 300 MPa Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von IM7-PEEK Verstärkungselementen . . . . .	67
5.5.	Vergleichsspannung nach von Mises im Bereich eines WNr. 1.4310 Verstärkungselements berechnet mit Hilfe eines FE-Modells mit linearen Werkstoffkennwerten. Die Abkühltemperatur beträgt 400 °C. . . . .	68
5.6.	Vergleichsspannung nach von Mises im Bereich eines IM7/PEEK Verstärkungselements berechnet mit Hilfe eines FE-Modells mit linearen Werkstoffkennwerten. Die Abkühltemperatur beträgt 400 °C. . . . .	69
5.7.	Druckeigenstressungen der Verstärkungselemente in Verbundstrangpressprofilen in Abhängigkeit der Fertigungstemperaturdifferenz und der Verstärkungsanteile für die Werkstoffkombinatein EN AW-6060 und WNr. 1.4310 . . . . .	71
6.1.	Parametrisierung der systematischen Abweichung der Drahtpositionen von der Sollposition . . . . .	75
6.2.	Einfluss einer systematischen Änderung der Drahtposition (Verschiebung) auf die Belastung des Matrixwerkstoffs in Abhängigkeit der Profilhöhe bezogen auf die Sollgeometrie. Wandstärke des Rechteckrohrs: 2 mm; Abweichung von der Sollposition: 0,3 mm. . . . .	76
7.1.	Exemplarische Darstellung der Zugproben mit den DMS-Positionen zur Dehnungsmessung . . . . .	81
7.2.	Spannungsverlauf heterogen verstärkter Verbundwerkstoffproben; Darstellung über den Inkrementgeber des Maschinenwegs . . . . .	82
7.3.	Spannungs-Dehnungsverlauf der Grundwerkstoffproben . . . . .	83
7.4.	Spannungs-Dehnungsverlauf der Verbundproben mit einer Wandstärke von 5 mm . . . . .	84
7.5.	Spannungs-Dehnungsverlauf der Verbundproben mit einer Wandstärke von 2 mm . . . . .	84
7.6.	Detail der Mehrfachbelastung einer Verbundprobe mit einer Dicke von 2 mm . . . . .	85
7.7.	Exemplarische Darstellung der Querkzugproben mit den DMS-Positionen zur Dehnungsmessung in Prüfrichtung . . . . .	88
7.8.	Exemplarischer Spannungs-Dehnungsverlauf einer Querkzugprobe. Zu erkennen ist das Ablösen des Verstärkungselements unter dem 'DMS gemittelt'. . . . .	89
7.9.	Geprüfte Querkzugprobe. Zu erkennen sind die Einschnürungen des Matrixwerkstoffs im Bereich der Verstärkungselemente. . . . .	90
7.10.	Schematischer Aufbau der Schubproben und Positionierung der Dehnungsmessstreifen . . . . .	92
7.11.	Schubspannungs-Dehnungsverlauf der 4 mm Proben . . . . .	93
7.12.	Monolithische Kreuzprobe zur Bestimmung der Dehngrenze bei einer äquibiaxialen Belastung; Abbildung ohne Messtechnik . . . . .	94

7.13. Schematische Darstellung möglicher Entlastungsmaßnahmen der Kerbzonen zum Erreichen eines geeigneten Spannungszustands in der Kreuzprobe	97
7.14. Darstellung der Ergebnisse der Parameterstudie zur Definition der Probengeometrie. Dargestellt ist die Güte der Probe $G_{Probe}$ über dem normierten Messbereichsdurchmesser. Gezeigt sind die Ergebnisse der Parameterstudie mit und ohne Aufdickung der Randbereiche (Patches).	100
7.15. Überblick über die FE-Berechnung der zwei ausgewählten Kreuzproben. Qualitative Darstellung der Vergleichsspannungen	101
7.16. Schematischer Aufbau der Kreuzproben zur Prüfung des heterogen verstärkten Verbundwerkstoffs	101
7.17. Biaxiale Prüfmaschine am LLB. Je Achse und Krafterleitungs paar ist ein Antrieb vorhanden.	103
7.18. Einspannung der mit DMS bestückten Kreuzprobe in der biaxialen Prüfmaschine	103
7.19. Darstellung der Vergleichsdehnungen des Messbereichs einer Kreuzprobe bei symmetrischer Belastung	104
7.20. Darstellung der Vergleichsdehnungen des Messbereichs einer Kreuzprobe bei einer nicht symmetrischen Belastung	105
7.21. Positionen der DMS auf der Kalibrierungsprobe zur Validierung des Belastungszustands der Kreuzzugversuche	106
7.22. Vergleich der numerisch ermittelten Probensteifigkeit mit den Versuchsergebnissen; Dehnungsmessung in der Mitte des Messbereichs	108
7.23. Vergleich der numerisch ermittelten Probensteifigkeit mit den Versuchsergebnissen; Dehnungsmessung am Rand des Messbereichs	108
7.24. Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der Lasteinleitung; zu sehen ist die nicht symmetrische Dehnung aufgrund asymmetrischer Belastung	109
7.25. Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der elastischen Lasteinleitungsfinger; Dehnung der äußeren Flanken der x-Lasteinleitung	109
7.26. Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der elastischen Lasteinleitungsfinger; Dehnung der äußeren Flanken der y-Lasteinleitung	110
8.1. Schematischer Aufbau der zur Ermittlung der Risswachstumsgeschwindigkeit verwendeten Probengeometrie	114
8.2. Ausgebildete Risslänge ( $2a$ ) in den Proben in Abhängigkeit der Belastungszyklen	115
8.3. Risswachstumsgeschwindigkeit pro Zyklus der getesteten Verbundstrangpressprofile in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors	116
8.4. Bruchfläche einer heterogen verstärkten Risswachstumsprobe; die Fläche des initialen Schadens (mitte) ist nicht dargestellt [Zaf09]	117
8.5. Detailaufnahme eines durch Ermüdung gebrochenen Verstärkungselements; die Bruchebene liegt außerhalb der Bruchebene des Matrixwerkstoffs	117
8.6. Detailaufnahme eines durch Gewaltbruch zerstörten Verstärkungselements; das Verstärkungselement liegt im Bereich der Risszone des Matrixwerkstoffs und wurde erst beim Bruch der Probe zerstört	118



A.1. Schematische Darstellung des Scheibchenmodells zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls in Querrichtung . . . . .	133
A.2. Zugproben Referenzwerkstoff EN AW-2024 . . . . .	143
A.3. Zugproben Matrixwerkstoff aus Verbundstrangpressprofil . . . . .	143
A.4. Zugproben Verbundwerkstoff mit 1,96% Verstärkungsanteil . . . . .	144
A.5. Schubproben verstärkt 2 mm Wandstärke . . . . .	144
A.6. Schubproben verstärkt 3 mm Wandstärke . . . . .	145
A.7. Schubproben verstärkt 4 mm Wandstärke . . . . .	145
A.8. Schubproben verstärkt 5 mm Wandstärke . . . . .	146
A.9. Querkzugprobe 2 mm Wandstärke . . . . .	146
A.10. Querkzugprobe 2 mm Wandstärke . . . . .	147
A.11. Querkzugprobe 2 mm Wandstärke . . . . .	147
A.12. Querkzugprobe 3 mm Wandstärke . . . . .	148
A.13. Querkzugprobe 3 mm Wandstärke . . . . .	148
A.14. Querkzugprobe 3 mm Wandstärke . . . . .	149
A.15. Querkzugprobe 5 mm Wandstärke . . . . .	149
A.16. Querkzugprobe 5 mm Wandstärke . . . . .	150
A.17. Querkzugprobe 5 mm Wandstärke . . . . .	150



# Tabellenverzeichnis

4.1. Vergleich der Elementzahlen für ein Referenzprofil . . . . .	43
4.2. Abweichungen der berechneten Ergebnisse $\sigma_{max}$ und $u_{max}$ bei der Verwendung unterschiedlicher Modellierungen in Abhängigkeit der Belastungsszenarien . . . . .	44
5.1. Elastizitätsmodul und thermischer Ausdehnungskoeffizient der betrachteten Matrix- und Verstärkungswerkstoffe . . . . .	60
5.2. Spannweite der einstellbaren Wärmedehnungskoeffizienten in Verstärkungsrichtung in Abhängigkeit des Matrix- und Verstärkungswerkstoffs . . . . .	60
5.3. Elastizitätsmodul und thermische Ausdehnungskoeffizienten für repräsentative Matrix- und Verstärkungswerkstoffe für die Herstellung von Verbundstrangpressprofilen . . . . .	62
7.1. Übersicht über die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Versuche . . . . .	79
7.2. Elastizitätsmoduli $E$ und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Zugproben; Werte bei erster Belastung, bei zweiter Belastung und theoretischer Wert . . . . .	85
7.3. Grenzen der elastischen Dehnung und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Proben, basierend auf dem Tangentenmodul des linearen Bereichs . . . . .	86
7.4. Grenzen der elastischen Dehnung und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Proben, basierend auf der Abweichung von der Hookeschen Gerade . . . . .	86
7.5. Elastizitätsmodul und korrespondierende Stichprobenstandardabweichung der Querszugproben; Messung oberhalb eines Verstärkungselementes . . . . .	90
7.6. Dehngrenze $Rp_{0,2}$ der Querszugproben und korrespondierende Stichprobenstandardabweichung; Messung oberhalb eines Verstärkungselementes . . . . .	91
7.7. Zusammenfassung der Schubmoduli und Dehngrenzen mit dazugehörigen Stichprobenstandardabweichungen aus den Schubversuchen . . . . .	92
7.8. Werkstoffeigenschaften der Kreuzproben im Messbereich . . . . .	100



# Symbol- und Abkürzungsverzeichnis

$(EI)_{\text{Profil}}$	Biegesteifigkeit des Profils
$\alpha_{\parallel}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Verstärkungsrichtung
$\alpha_{\parallel \text{ Verstärkung}}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Verstärkungselemente in Verstärkungsrichtung
$\alpha_{\parallel \text{ Matrix}}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient des Matrixwerkstoffs in Verstärkungsrichtung
$\alpha_{\parallel \text{ Verbund}}$	Thermischer Ausdehnungskoeffizient des Verbundwerkstoffs in Verstärkungsrichtung
$\alpha_{Tmax}$	Maximaler thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{Tmin}$	Minimaler thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\Delta K$	Spannungsintensitätsfaktor eines Risses
$\Delta K_{\text{bridging}}$	Beeinflussung des Spannungsintensitätsfaktors durch rissüberbrückende Fasern
$\Delta K_{\text{effektiv}}$	Effektiver Spannungsintensitätsfaktor eines Risses
$\Delta K_{\text{Riss}}$	Spannungsintensitätsfaktor eines Risses
$\Delta P$	Doppelte Lastamplitude bei einem Risswachstumsversuch
$\epsilon_1$	Dehnung einer Laminatschicht in '1'-Richtung; bei UD-Schicht Faserrichtung
$\epsilon_2$	Dehnung einer Laminatschicht in '2'-Richtung; bei UD-Schicht orthogonal zu Faserrichtung
$\epsilon_3$	Dehnung einer Laminatschicht in '3'-Richtung; Richtung parallel zur Flächennormale
$\epsilon_{\parallel}$	Dehnung eines Verbundwerkstoffs parallel zur Faserrichtung

## Tabellenverzeichnis

$\epsilon_{\perp}$	Dehnung eines Verbundwerkstoffs orthogonal zur Faserrichtung
$\epsilon_{\text{Verstärkung max}}$	Maximal auftretende Dehnung im Verstärkungselement
$\epsilon_{\text{Verstärkung}}$	Dehnung der Fasern oder Verstärkungselemente
$\epsilon_{\text{Faserbruch}}$	Bruchdehnung einer Faser
$\epsilon_{K1 \text{ gesamt}}$	Gesamte Dehnung (thermische und mechanische) der Komponente '1'
$\epsilon_{K2 \text{ gesamt}}$	Gesamte Dehnung (thermische und mechanische) der Komponente '2'
$\epsilon_l$	Dehnung in Längsrichtung in einem Verbundprofil
$\epsilon_{\text{max}}$	Maximal auftretenden Dehnung
$\epsilon_{qd}$	Dehnung der Verstärkungselemente in Querrichtung in einem Verbundprofil
$\epsilon_{qm}$	Dehnung des Matrixwerkstoffs in Querrichtung in einem Verbundprofil
$\epsilon_q$	Dehnung in Querrichtung in einem Verbundprofil
$\gamma_{ij}$	Verzerrung in der i-j Ebene
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\nu_{\parallel\perp}$	Querkontraktionszahl, Krafrichtung $\perp$ , Querdehnung in Richtung $\parallel$
$\nu_{\perp\parallel}$	Querkontraktionszahl, Krafrichtung $\parallel$ , Querdehnung in Richtung $\perp$
$\nu_{\text{Verstärkung}}$	Querkontraktionszahl des Verstärkungswerkstoffs
$\nu_{\text{Matrix}}$	Querkontraktionszahl des Matrixwerkstoffs
$\pi$	Kreiszahl
$\sigma_1$	Spannung einer Laminatschicht in '1'-Richtung; bei UD-Schicht Faserrichtung
$\sigma_2$	Spannung einer Laminatschicht in '2'-Richtung; bei UD-Schicht orthogonal zu Faserrichtung
$\sigma_3$	Spannung einer Laminatschicht in '3'-Richtung; Richtung parallel zur Flächennormale

$\sigma_i$	Hauptspannung
$\sigma_V$	Vergleichsspannung
$\sigma_{\parallel max}$	Versagensspannung eines Verbundwerkstoffs parallel zur Verstärkungsrichtung
$\sigma_{\parallel}$	Spannung eines Verbundwerkstoffs parallel zur Verstärkungsrichtung
$\sigma_{\perp max}$	Versagensspannung eines Verbundwerkstoffs orthogonal zur Verstärkungsrichtung
$\sigma_{\perp}$	Spannung eines Verbundwerkstoffs orthogonal zur Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Verstärkung lin}$	Maximale Spannung im Verstärkungselement ohne nichtlineares Dehnungsverhalten
$\sigma_{Verstärkung therm}$	Spannung im Verstärkungselement in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Verstärkung therm}$	Thermisch induzierte Eigenspannung im Verstärkungselement in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Verstärkung}$	Spannung in Faser oder Verstärkungselement in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Anbindung max}$	Versagensspannung der Anbindung zwischen Matrix und Verstärkungselementen
$\sigma_{K1}$	Spannung in der Komponente '1'
$\sigma_{K2}$	Spannung in der Komponente '2'
$\sigma_l$	Spannung in Längsrichtung in einem Verbundprofil
$\sigma_{Matrix max}$	Die maximal auftretende Spannung im Matrixwerkstoff in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Matrix therm}$	Thermisch induzierte Eigenspannung im Matrixwerkstoff in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{Matrix}$	Spannung im Matrixwerkstoff in Verstärkungsrichtung
$\sigma_{qd}$	Spannung der Verstärkungselemente in Querrichtung in einem Verbundprofil
$\sigma_{qm}$	Spannung des Matrixwerkstoffs in Querrichtung in einem Verbundprofil

## Tabellenverzeichnis

$\sigma_q$	Spannung in Querrichtung in einem Verbundprofil
$\sigma_{std}$	Standardabweichung
$\sigma_{Verbund}$	Gemittelte Spannung im Verbundwerkstoff in Verstärkungsrichtung
$\tau_{\parallel max}$	Versagensschubspannung eines Verbundwerkstoffs
$\tau_{\parallel}$	Schubspannung in einem Verbundwerkstoffs
$\tau_{ij}$	Schubspannung in i-j Richtung
$\tau_{max}$	Maximal auftretende Schubspannung
$\varphi$	Verstärkungs- oder Faservolumenanteil
$\varphi_{crit}$	Kritischer Verstärkungs- oder Faservolumenanteil
$a$	Risslänge bei einem Risswachstumsversuch
$A_{Verstärkung}$	Anstrengung der Verstärkungselemente
$A_{Anbindung}$	Anstrengung der Anbindung zwischen Matrixwerkstoff und Verstärkungselementen
$A_{gesamt}$	Anstrengung des Verbundstrangpressprofils
$A_{Matrix}$	Anstrengung des Matrixwerkstoffs
$B$	Probendicke bei einem Risswachstumsversuch
$E$	Elastizitätsmodul
$E_{\parallel}$	Elastizitätsmodul in Faser- oder Verstärkungsrichtung
$E_{\parallel Verstärkung}$	Elastizitätsmodul eines Verstärkungselements in Längsrichtung
$E_{\parallel Verbund}$	Elastizitätsmodul eines Verbundwerkstoffs in Verstärkungsrichtung
$E_{\perp Verstärkung}$	Elastizitätsmodul des Verstärkungswerkstoffs orthogonal zur Verstärkungsrichtung
$E_{\perp Verbund}$	Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffs orthogonal zur Verstärkungsrichtung
$E_{\perp}$	Elastizitätsmodul orthogonal zur Faser- oder Verstärkungsrichtung



$E_{K1}$	Elastizitätsmodul Komponente '1'
$E_{K2}$	Elastizitätsmodul Komponente '2'
$E_{Matrix}$	Elastizitätsmodul des Matrixwerkstoffs
$E_{Profil}$	Gemittelter Elastizitätsmodul des Profilquerschnitts
$E_{Verbund}$	Gemittelter Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffs
$F_{x1}$	Kraft in der Lasteinleitung 'X1' einer biaxialen Prüfmaschine
$F_{x2}$	Kraft in der Lasteinleitung 'X2' einer biaxialen Prüfmaschine
$F_{y1}$	Kraft in der Lasteinleitung 'Y1' einer biaxialen Prüfmaschine
$F_{y2}$	Kraft in der Lasteinleitung 'Y2' einer biaxialen Prüfmaschine
$G$	Schubmodul
$G_{\perp\parallel}$	Quer-Parallel-Schubmodul (UD-Faserverbund)
$G_{\perp\perp}$	Quer-Quer-Schubmodul (UD-Faserverbund)
$G_{Probe}$	Kennwert der Güte bei einer Kreuzprobe
$H_{Probe}$	Kennwert der Spannungshomogenität bei einer Kreuzprobe
$I_{Verstärkung}$	Flächenträgheitsmoment des gesamten Querschnitts der angeordneten Verstärkungselemente
$I_{Matrix}$	Flächenträgheitsmoment des Querschnitts des Matrixwerkstoffs
$I_{Profil}$	Flächenträgheitsmoment des Profilquerschnitts
$k$	Krümmung eines Profils zur Folge einer Biegebelastung
$l_{crit}$	Kritische Länge der Fasern oder Verstärkungselemente
$M$	Biegemoment
$N$	Lastspielzahl Risswachstumsversuch
$R_{p0.01}$	Spannung bei einer verbleibenden plastischen Dehnung von 0.01%
$R_{p0.2}$	Spannung bei einer verbleibenden plastischen Dehnung von 0.2%

## Tabellenverzeichnis

$s$	Stichprobenstandardabweichung
$S_{p0.2}$	Schubspannung bei einer verbleibenden technischen plastischen Schubdehnung von 0.2%
$W$	Probenbreite bei einem Risswachstumsversuch
$z$	Abstand eines Punktes zur neutralen Faser eines Balkens
$z_{max}$	Maximaler Abstand zur neutralen Faser innerhalb des Querschnitts eines Balkens
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DMS	Dehnungsmessstreifen
FE	Finite Elemente
FSW	Engl. Abkürzung für Reibrührschweißen (Friction Stir Welding)
GFK	Glasfaser verstärkter Kunststoff
LLB	Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München
PEEK	Thermoplastischer Kunststoff, Polyetheretherketon
ROM	Engl. Abkürzung für Mischungsregel (Rule of Mixture)
RVE	Engl. Abkürzung für Repräsentatives Volumenelement (Representative Volume Element)
SFB/TR 10	Sonderforschungsbereich Transregio 10, finanziert durch die DFG
TUM	Technische Universität München
UD	Unidirektional - Ausrichtung der Fasern parallel

# 1. Einleitung

Im Rahmen dieser Arbeit werden die mechanischen Eigenschaften von Verbundstrangpressprofilen untersucht. Hierbei handelt es sich um Profile, die mithilfe eines neuartigen Strangpressverfahrens hergestellt werden. Bei der Herstellung dieser Profile werden in den extrudierten Grundwerkstoff Funktions- oder Verstärkungselemente eingebettet. Details zu dem verwendeten Verfahren sind im Stand der Technik in Kapitel 3.5.3 zu finden. Hierdurch ist es möglich, einen kostengünstigen, verstärkten Hybridwerkstoff herzustellen. Das gewählte Herstellungsverfahren bringt diverse Besonderheiten der verstärkten Profile hinsichtlich der Verteilung des Verstärkungswerkstoffes und des strukturellen Verhaltens mit sich. Ein Querschnitt eines Verbundstrangpressprofils ist in Abbildung 1.1 zu sehen. Als Verstärkungselemente wurden hierbei Stahldrähte mit einem Durchmesser von  $1\text{ mm}$  verwendet. Bei den untersuchten Profilen handelt es sich um eine werkstoffhybride Bauweise, deren Besonderheiten im Rahmen dieser Arbeit näher betrachtet werden sollen.

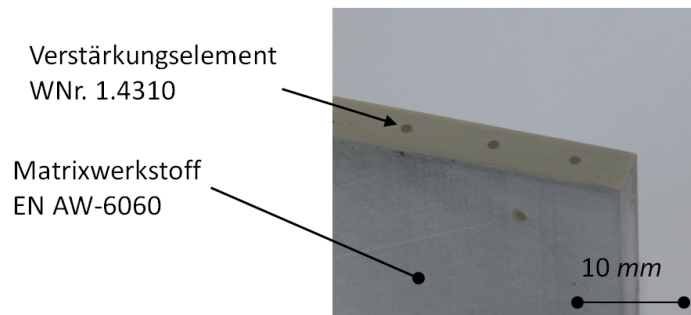


Abbildung 1.1.: Anschnitt eines im Rahmen des Projekts hergestellten Verbundstrangpressprofils.

## 1.1. Werkstoffhybride Bauweisen in der Technik

Hybride Bauweisen finden in der Technik schon seit langer Zeit Anwendung. Bei einer genauen Betrachtung handelt es sich bei vielen Werkstoffen um mehr oder weniger hybride Gebilde. Zu nennen sind hier die unterschiedlichen Phasen in metallischen Werkstoffen oder Faserkunststoffverbundwerkstoffen. Beispiele für mikroskopisch heterogene Strukturen sind die dendritische Erstarrungsstruktur metallischer Werkstoffe, siehe Abbildung

## 1. Einleitung

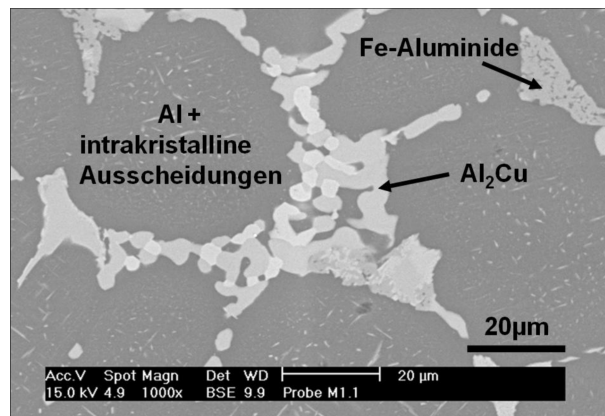


Abbildung 1.2.: Rückstreuelektronenbild der heterogenen, dendritischen Erstarrungsstruktur einer Aluminiumgusslegierung [Har07]

1.2, oder die Ausscheidung von Graphitpartikeln bei der Abkühlung von Grauguss. Eine Arbeit über die Darstellung und Vermessung dieser Heterogenität in metallischen Strukturen ist bei Harrer [Har07] zu finden. Bei den meisten technisch verwendeten Werkstoffen ist die Größenskala der Heterogenität jedoch um Größenordnungen kleiner als die Dimensionen des Bauteils. Aus diesem Grund ist es meist möglich diese bei einer Bewertung der Bauteile zu vernachlässigen, beziehungsweise die Werkstoffeigenschaften für die Bewertung homogenisiert, das bedeutet, es wird makroskopisch von homogenen Werkstoffeigenschaften ausgegangen, zu betrachten. Im Rahmen dieser Arbeit werden Betrachtungsweisen zur Darstellung der Steifigkeiten und Festigkeiten heterogen hybrider Bauweisen untersucht, bei denen ein einfaches Homogenisieren der Eigenschaften nicht immer angewendet werden kann. Im Fokus liegen somit stark heterogen hybride Bauweisen. Wie bereits bei Faserverbundwerkstoffen bekannt, entstehen der Werkstoff und seine relevanten Eigenschaften erst bei der Herstellung der gesamten Struktur. Diese Besonderheit ist bei der Herstellung heterogen hybrider Strukturen besonders ausgeprägt. Dies bietet auf der einen Seite die Möglichkeit der Anpassung der Werkstoffeigenschaften an die speziellen Anforderungen des Anwendungsszenarios. Auf der anderen Seite bringt dies jedoch die Herausforderung mit sich, dass der eigentliche Werkstoff, und somit die relevanten Eigenschaften und die Möglichkeit deren experimenteller Bewertung, erst mit der Produktion der Komponenten entstehen. Aus diesem Grund ist eine theoretische Bewertung der mechanischen Eigenschaften bei derartigen Strukturen bereits in einer frühen Entwicklungsphase von großer Relevanz. Dies gilt insbesondere für heterogen hybride Bauweisen, da hier aufgrund der makroskopischen Heterogenität nur schwer kleine Werkstoffproben mit den gleichen mechanischen Eigenschaften zuvor gewonnen werden können. Im Folgenden soll zunächst ein Einblick in die geschichtliche Entwicklung heterogen hybrider Bauweisen und deren aktuelle Anwendungen gegeben werden. Anschließend wird auf die Besonderheiten der betrachteten Bauweisen und ihre Produktion eingegangen, bevor detaillierte Herangehensweisen zu Analyse der mechanischen Eigenschaften und Wege zu deren Validierung vorgestellt werden.

## 1.2. Werkstoffhybride Bauweisen im Wandel der Zeit

Heterogen hybride Bauweisen finden sich bereits seit der frühen Zeit der Menschheit im Bereich von Hochleistungsanwendungen. Ein Beispiel hierfür ist die Herstellung von kompakten Bögen für berittene Krieger. Der Querschnitt und die lokale Werkstoffkombination des Bogens wurden an jeder Stelle an die benötigten Anforderungen angepasst. So wurden mit den zur Verfügung stehenden Mitteln, in diesem Fall Holz, Sehnen, Horn und glutinbasierte Klebstoffe, hervorragende Waffen entwickelt, die sich durchaus mit modernen Bögen aus dem Sportbereich messen können. Es wurden jeweils die Werkstoffe verwendet, die an den entsprechenden Stellen die beste Leistung erzielen. Horn ist schwer, zeichnet sich aber durch seine große Druckfestigkeit aus. Sehnen, die mit organischem Klebstoff gebunden werden, haben eine sehr gute Beständigkeit gegen Zugspannungen, sind jedoch nur stark eingeschränkt druckfest. So lässt sich aufgrund der klar ersichtlichen Verteilung der Zug- und Druckbelastungen eine an die Werkstoffeigenschaften angepasste Konstruktion entwickeln. Siehe hierzu [Ham00].

Generell kann gesagt werden, dass insbesondere im Bereich von Anwendungen, bei denen es auf ein geringes Gewicht und hohe mechanische Anforderungen ankommt, schon seit den Anfängen technischer Entwicklungen hybride Bauweisen zu finden sind.

Die Verwendung hybrider Bauweisen, und auch heterogen hybrider Bauweisen, zieht sich bis in die Gegenwart. Besonders verbreitet sind heterogen hybride Bauweisen in der Bauindustrie. Viele größere Bauwerke bestehen zu einem größeren Teil aus Stahlbeton oder Spannbeton. Hierbei handelt es sich um eine besondere Anwendung eines heterogen hybriden Werkstoffes. Die gute Druckfestigkeit des Betons wird mit der Zugfestigkeit des Stahls kombiniert, um so einen kostengünstigen Werkstoff zu erhalten, der den Anforderungen des Bauwerks gerecht wird. Die Besonderheit hierbei ist, dass es sich um einen Grundwerkstoff handelt, der verglichen mit den Verstärkungen, nur sehr dürftige Eigenschaften hinsichtlich der Zugfestigkeit besitzt. Insbesondere bei einer Spannbetonstruktur wird der Eigenspannungszustand genutzt, um ein Risswachstum im Beton zu unterdrücken. - Durch eine entsprechende Vorspannung wird erreicht, dass der Beton selbst nicht in den Bereich der Zugspannungen kommt [Ram03].

## 1.3. Anwendungen in der Moderne

Hybride Bauweisen im Allgemeinen sind in der heutigen Zeit in großer Zahl zu finden. Die Anwendung hybrider Strukturen und Bauteile wird durch unterschiedliche Motive begründet. Neben der aus strukturmechanischer Sicht naheliegenden Verwendung zur Anpassung der mechanischen Eigenschaften einer Struktur an die Anforderungen, gibt es eine Vielzahl weiterer Anwendungsgebiete. Diese reichen von der Verwendung eingebetteter Schichten zur Beeinflussung der optischen oder elektromagnetischen Eigenschaften [Dat06] bis hin zur Verbesserung der chemischen Eigenschaften. Zu nennen

## 1. Einleitung

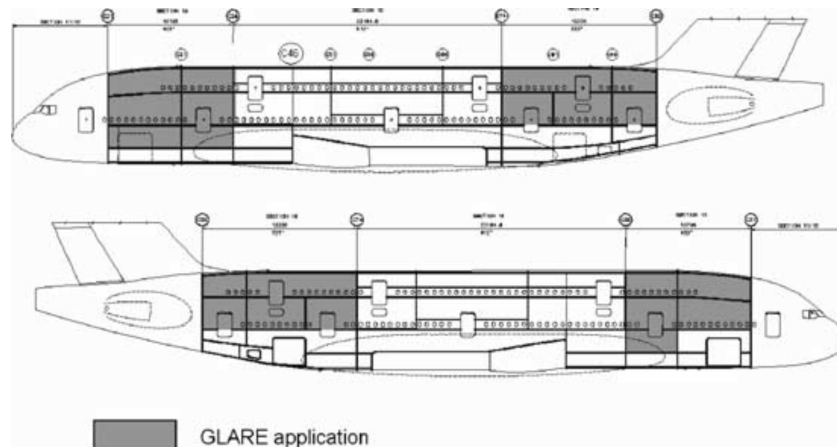


Abbildung 1.3.: Verwendung von GLARE am Beispiel der A380 [Woe03]

ist hier die Verbesserung des Permeationsverhaltens durch die Verwendung von Diffusionssperren im Bauteil, wie sie bei Tanks Verwendung finden. Als Beispiel sei hier die Herstellung hoch belasteter Faserverbundtanks im Bereich der Raumfahrt genannt. Bei diesen besteht das Problem, dass bereits Mikrorisse im Laminat, wie sie unter cryogenen Bedingungen leicht entstehen können, zu einer erhöhten Permeabilität führen. Um dies zu verhindern werden zum Teil metallische Liner verwendet [Raf06]. In diesem Zusammenhang besteht weniger das Problem der hohen Anforderungen an die Festigkeiten der Bauteile, sondern mehr die Herausforderung die hohen thermischen Dehnungen aller Komponenten zu vereinen, ohne auf Festigkeitsprobleme zu stoßen. Im Folgenden soll in dieser Arbeit primär der Einfluss von Hybridisierungen auf das mechanische Tragverhalten von Bauteilen und Strukturen, in Form von Steifigkeit und Festigkeit, untersucht werden.

Im Bereich der Luftfahrt gibt es bereits seit einigen Jahren eine Anwendung für heterogen hybridisierte Laminare. Besonders zu erwähnen ist hierbei die Kombination aus dünnen Aluminiumblechen und glasfaserverstärkten Laminaten (GFK). Der so gewonnene Werkstoff wird als GLARE bezeichnet. Hierdurch kann ein besseres Ermüdungsverhalten, als bei einem rein metallischen Werkstoff erreicht werden. Die GFK-Lagen im Bauteil verhindern ein Springen der Risse zwischen den einzelnen metallischen Lagen und bremsen so das Wachstum der Risse im Bauteil [Wu05]. Der metallische Charakter des Werkstoffs geht dennoch nicht ganz verloren, da die plastisch verformbaren Bleche weiter einen großen Einfluss auf das Bauteilverhalten haben. Im Gegensatz zu den oben erwähnten Spannbetonstrukturen entstehen die Eigenspannungen derartiger Strukturen während der Vernetzung des Kunstharzsystems und können nur schlecht gezielt beeinflusst werden. Aus diesem Grund ist der Anwendungsbereich derartiger Laminare meist auf bestimmte Werkstoffkombinationen und Temperaturbereiche limitiert. Eine bekannte kommerzielle Anwendung derartiger Laminare zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit ist in der Rumpfoberschale des Airbus A380 zu finden [Woe03].

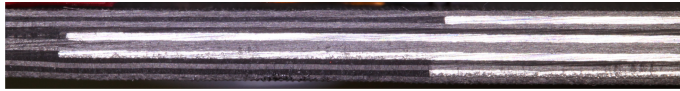


Abbildung 1.4.: Transitionszone zwischen homogenem CFK Laminat (links) und mit Stahlblechen hybridisiertem Bereich (rechts)

In der Raumfahrt gibt es im Bereich hoch beanspruchter Strukturen Beispiele für lokal heterogen hybridisierte Bauteile. Hierbei handelt es sich um die Verwendung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen (CFK), die lokal begrenzt durch die Substitution einzelner Titanschichten hybridisiert werden. Das Ziel ist hierbei die Verbesserung der Lochleibungsfestigkeit einer CFK-Struktur, da die Lochleibungseigenschaften, bezogen auf das Tragverhalten, bei weitem schlechter sind, als dies bei metallischen Strukturen der Fall ist. Aus diesem Grund werden diese Bauteile nur lokal, im Bereich der Lasteinleitungen, hybridisiert. Rund um diese Fragestellung wurden bereits umfangreiche Arbeiten zur Bewertung der mechanischen Eigenschaften durchgeführt. Ein guter Überblick zu lokal hybridisierten Laminaten ist in [Fin10] zu finden. Der Fokus dieser Arbeiten liegt auf der Bewertung der statischen Kennwerte im Bereich der Lasteinleitungen mit Hinblick auf den Leichtbaugrad. Im Vergleich zur Aufdickung des Bauteils in diesen Bereichen besteht hier der Vorteil, dass die gewählte Bauweise ein höheres Leichtbaupotential hat und das Entstehen von Schälspannung zu Folge von Dickensprüngen nicht auftritt. Von besonderem Interesse ist hierbei der Übergangsbereich zwischen der hybridisierten und der nicht hybridisierten Zone, da hier eine einfache globale Betrachtung aufgrund lokaler Effekte nicht ohne nähere Untersuchung möglich ist.

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten, heterogen hybriden Profile wurden mithilfe des Verbundstrangpressens hergestellt. Dieses Verfahren findet in der Praxis bereits bei der Herstellung von hybriden Stromschienen Anwendung. Hierbei werden ein oder mehrere Stahlbänder oder -drähte gemeinsam mit dem Aluminiumgrundkörper extrudiert. Weitere Details zu diesem Verfahren sind in Kapitel 3.5.3 zu finden.





## 2. Motivation und Ziele der Arbeit

Wie bereits in der Einleitung aufgezeigt, finden hybride Bauweisen in der Technik eine breite Anwendung. Hierbei können die Gründe für eine Verwendung hybrider Bauweisen vielfältig sein. Im Folgenden wird die Arbeit auf die Modellierung und Bewertung heterogen hybrider Werkstoffe eingegrenzt. Zunächst soll eine Abgrenzung der betrachteten heterogen hybriden Werkstoffe und Bauweisen zu hybriden Werkstoffen und Bauweisen definiert werden. Heterogen hybride Werkstoffe liegen in ihrem Charakter zwischen mikroskopisch mehrphasigen Werkstoffen und hybriden Bauweisen. Aus diesem Grund ist eine strikte Abgrenzung von heterogenen Werkstoffen schwierig und auch vom konkreten Anwendungsfall abhängig. Für diese Arbeit sollen folgende Definitionen gelten:

Heterogen hybride Werkstoffe sind diskret verstärkt, das heißt, die Bauteile sind auch auf einem makroskopischen Level nicht als homogen zu betrachten. Dies grenzt diese Werkstoffe zu den meisten technischen, mehrphasigen Werkstoffen, wie verstärkten Kunststoff- oder Metallmatrixverbundwerkstoffen, ab. Bei diesen werden meist Fasern als Verstärkungselemente verwendet. Diese sind jedoch im Durchmesser klein und werden in großer Anzahl verwendet, wobei die Verteilung meist statistisch ist. Unter diesen Randbedingungen ist eine homogene Betrachtung der Faserverbundwerkstoffe meist sinnvoll und einfach darstellbar, wenn man von der Analyse mikroskopischer Effekte absieht. Als Beispiel sind hier Kohlenstofffasern zu nennen, die typischerweise einen Faserdurchmesser von  $5 - 10 \mu m$  haben [Sch05]. Im Vergleich dazu sind die im Rahmen der Arbeit, beim Prozess des Verbundstrangpressen, verwendeten Verstärkungselemente mit einem Durchmesser von  $1 mm$  wesentlich größer und die verwendeten Verstärkungsanteile deutlich geringer. Für die hergestellten, heterogen hybridisierten Strukturen bedeutet dies, dass das Bauteilverhalten durch die Heterogenität maßgeblich beeinflusst werden kann. So sind Randeffekte im Bereich von Knoten aus diesem Grund besonders ausgeprägt und die Verteilung der Hybridisierungen kann die Eigenschaften eines Bauteils beeinflussen. Auf der anderen Seite sollen die heterogen hybriden Werkstoffe zu hybriden Bauweisen abgegrenzt werden. Bei hybriden Bauweisen erfolgt eine Verwendung von unterschiedlichen Werkstoffen meist zum Erreichen der gewünschten Eigenschaften unter optimalen Bedingungen. Im Gegensatz zu hybridisierten Werkstoffen ist die Hybridisierung von Anzahl und Größe jedoch derart gestaltet, dass eine einzelne Betrachtung der unterschiedlichen Phasen und Grenzflächen möglich ist. Als Beispiel sei hier die Verwendung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffaufdopplern, zum Erreichen der geforderten Steifigkeiten und Festigkeiten bei einem Gewichtsoptimum genannt. Ein Anwendungsbeispiel, eine mobile Leichtbaubrücke in hybrider Bauweise, ist in [Hug83] zu finden.

## 2. Motivation und Ziele der Arbeit

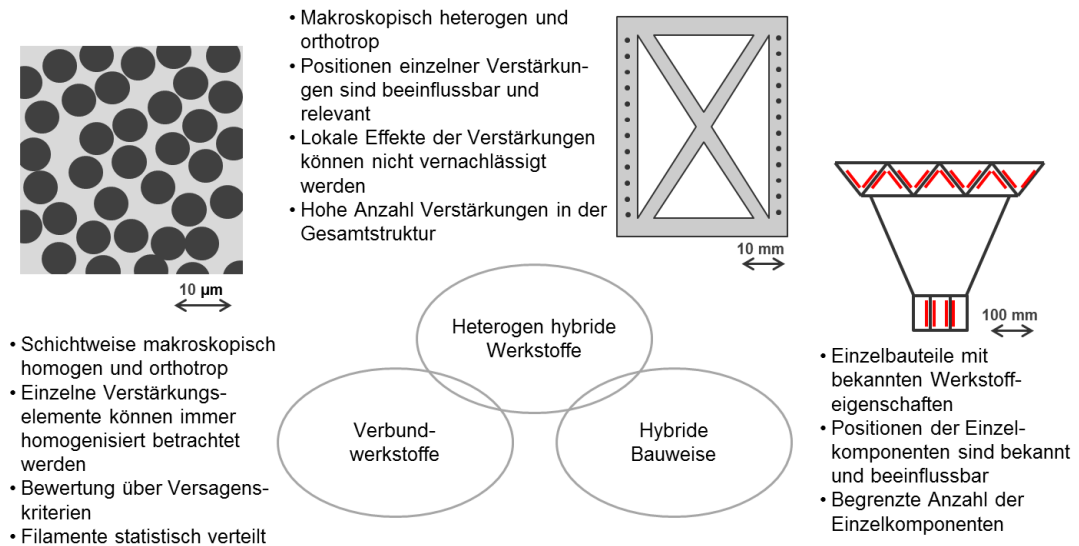


Abbildung 2.1.: Abgrenzung heterogen hybrider Werkstoffe von Faserverbundwerkstoffen und hybriden Bauweisen

Aus den obigen Definitionen lassen sich die Ziele für die Arbeit ableiten. Es muss eine angepasste Art der Modellierung der mechanischen und thermischen Eigenschaften gefunden werden. Auf der einen Seite muss eine ausreichend genaue Darstellung der realen Struktureigenschaften gewährleistet werden. Auf der anderen Seite muss die Form der Modellierung mit Hinblick auf die optimale Nutzung der im Strukturentwurf vorhandenen Ressourcen gewählt werden. Aus diesen Gründen erfordern heterogen hybride Werkstoffe, je nach Anwendungsfall, eine völlig andere Herangehensweise bei der Werkstoffcharakterisierung als homogene oder leicht homogenisierbare Werkstoffe. Eine Voraussetzung für die Auslegung von heterogen hybridisierten Werkstoffen ist somit die Bereitstellung von ausreichend genauen, parametrisierbaren Modellen, deren Anforderungen je nach Entwicklungsphase stark variieren. Insbesondere für die frühen Entwicklungsphasen liegt der Fokus bei einer stark abstrahierten Darstellung mit einer guten Parametrisierbarkeit. Für die darauf folgende Detailauslegung sind im Gegensatz dazu präzise Modelle mit detaillierter Darstellung der Belastungen im Bauteil gefragt. Aufgrund des komplexen Aufbaus des Werkstoffs ist eine sinnvolle Bewertung der Festigkeiten und Anstrengungen nur mit Hilfe von Versagenskriterien möglich. Daher ist eine Entwicklung von, zu den unterschiedlichen Modellen korrespondierenden, Versagenskriterien notwendig. Des Weiteren bringt der heterogene Charakter des Werkstoffs weitere Besonderheiten mit sich. An dieser Stelle ist neben dem thermischen Ausdehnungsverhalten und den damit verbundenen, potentiell recht stark ausgeprägten, thermisch induzierten Eigenspannungen, die Möglichkeit elektrochemischer Korrosion zu nennen. Aufgrund der vollständigen Einbettung spielt der letztere Punkt bei den im Rahmen der Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofilen nur eine untergeordnete Rolle.

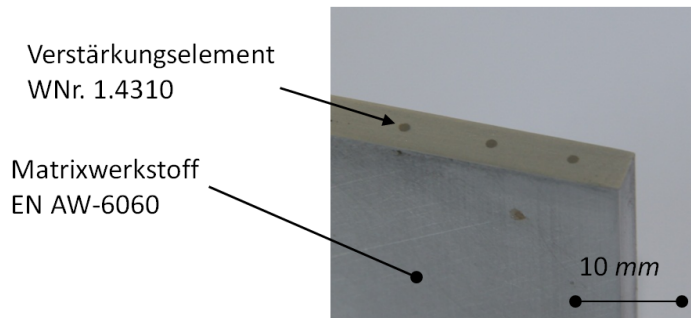


Abbildung 2.2.: Geometrie eines TR10 Verbundstrangpressprofils. Zu Beachten der Durchmesser der Verstärkungselemente von  $1\text{ mm}$

Oftmals sind Gründe für die Hybridisierung von Bauteilen Anforderungen mechanischer Natur, wie Anforderungen an Steifigkeit und Festigkeit. Eine Verbindung unterschiedlicher Werkstoffe kann ein höheres Potential bieten, als die Verwendung der einzelnen Komponenten, sei dies aufgrund der Anpassbarkeit von Eigenschaften oder der Möglichkeit der Realisierung von Bauteilgeometrien. Wie bereits in der Einleitung erwähnt, gibt es jedoch eine Vielzahl weiterer Motive zur Verwendung hybrider Bauweisen. Der Fokus der Arbeit liegt auf der Bewertung des mechanischen Verhaltens heterogen hybrider Werkstoffe. Andere Aspekte werden in der Arbeit somit nicht oder nur am Rande betrachtet.

Als zentrales Anwendungsbeispiel dient in dieser Arbeit die Charakterisierung von heterogen hybridisierten Verbundstrangpressprofilen. Das Verfahren des Verbundstrangpressens wurde im Rahmen des Sonderforschungsbereichs SFB TR-10 untersucht und weiterentwickelt. Die Besonderheit ist hierbei das vollständige Einbetten von Verstärkungselementen in einer metallische Matrix während eines Strangpressprozesses. Eine nähere Beschreibung des Herstellungsprozesses ist in Kapitel 3 zu finden. Hierdurch ist eine, im Gegensatz zu dem meisten anderen bekannten Fertigungsverfahren, sehr kostengünstige Herstellung von Metallmatrixverbunden möglich. Das Verfahren bringt einige Besonderheiten hinsichtlich der Positionierung und der Konzentration der Verstärkungselemente mit sich. Aus diesem Grund ist hier eine genauere Betrachtung der gesamten Herangehensweise bei der Entwicklung und Konstruktion von Strukturen notwendig.



# 3. Stand der Technik und Forschung

## 3.1. Faserverbundwerkstoffe

Bei den im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile handelt es sich um einen verstärkten Werkstoff, der in einigen Punkten Analogien zu dem Charakter eines mit Langfasern verstärkten Faserverbundwerkstoffs aufweist. Hier sind insbesondere die transversale Isotropie der Werkstoffsteifigkeit und die langen Verstärkungen zu nennen. Hinsichtlich der heterogenen Verteilung der Verstärkungselemente der Verbundstrangpressprofile unterscheidet sich der Aufbau jedoch wesentlich von einem Faserverbundwerkstoff. Im Folgenden werden Aspekte von Faserverbundwerkstoffen erläutert, die für das spätere Verständnis der Analogien relevant sind und eine Grundlage für die Betrachtung der Verbundstrangpressprofile bilden.

Viele Werkstoffe organischen Ursprungs weisen einen Fasercharakter auf. Sei dies aufgrund von Anforderung an ihre Festigkeit oder aufgrund anderer Randbedingungen, wie z.B. der geforderten Multifunktionalität. Als Beispiel in der Natur sei hier ein Baumstamm genannt. Dieser muss einerseits die mechanische Stabilität garantieren, dient auf der anderen Seite aber gleichzeitig der Nährstoffversorgung des Baumes. In der Technik versteht man unter Faserverbundwerkstoffen in der Regel einen Werkstoff, der aus zwei Komponenten besteht, die zusammengefügt werden. Die erste Komponente ist hierbei ein Faserwerkstoff, dieser zeichnet sich durch eine hohe Festigkeit und einen hohen Elastizitätsmodul in Faserrichtung aus. Oftmals sind durch die Verwendung von Faserwerkstoffen höhere Festigkeiten zu erzielen, als bei der Verwendung eines gleichartigen, homogenen Werkstoffs. Da die Fasern als solches beweglich zueinander sind, kann so keine Formbeständigkeit erreicht werden. Daher werden die Fasern mit der zweiten Komponente, dem Matrixwerkstoff verbunden und in Form gehalten. Bei einer fasergerechten Auslegung eines Bauteils tritt eine Aufteilung der Lasten auf. Der Großteil der Belastungen wird durch die Verstärkungsfasern aufgenommen, die einen um ein Vielfaches höheren Elastizitätsmodul und eine deutlich höhere Festigkeit als der Matrixwerkstoff besitzen. Einen wesentlichen Teil des Lastpfades stellt die Matrix nur im Bereich von Lastumlagerungen dar. Zu beachten ist hierbei jedoch, dass der Matrixwerkstoff Dehnungen gleicher Größe erfährt wie die Verstärkungsfasern.

In der Geschichte der Technik wurden Faserverbundwerkstoffe schon weit vor der neuzeitlichen technischen Verwendung hergestellt. Zu nennen sind hier die mit Naturfaser

### 3. Stand der Technik und Forschung

vermischten Lehmziegel der Ägypter. Durch das Beimengen von Fasern wurde eine deutlich größere Robustheit der sonst sehr spröden Ziegel erreicht [Sch05]. Schon zu früher Zeit erkannte man die Bedeutung von höherfesten, aber gleichzeitig leichtgewichtigen, Verbundwerkstoffen. So wurde zur Zeit Alexanders des Großen der sogenannte Linothorax als Panzerung verwendet. Dabei handelt es sich um ein Kleidungsstück, das aus laminiertem Leinengewebe hergestellt wurde. Dadurch konnte eine leichtgewichtige Panzerung hergestellt werden, die aufgrund ihrer Zähigkeit auch gegen Pfeile Schutz bot. Insbesondere in einer Zeit, in der die Metallurgie noch nicht soweit fortgeschritten war, dass sowohl höherfeste, als auch zähe Werkstoffe zur Verfügung standen, war dies eine bahnbrechende Entwicklung [Ald11]. Eine andere frühe Anwendung von Faserverbundwerkstoffen ist im Bereich des Bogenbaus zu finden. Bei einem Bogen handelt es sich um ein hochbelastetes Bauteil, welches gleichzeitig hochfest, elastisch und von geringer Masse sein muss. Um die Belastbarkeit der Bögen zu erhöhen, wurde auf die Zugseite ein hochfestes Faserverbundlaminat aufgebracht. Als Faserwerkstoff wurden hier tierische Sehnen verwendet, die mit einem aus tierischen Abfällen gewonnenen Glutininleim aufgebracht wurden. Da nun im Zugbereich des Bogens hochfeste Fasern die Last übernehmen, konnten leichtere, zuverlässigere und leistungsfähigere Bögen hergestellt werden [Ham00]. Dies sind nur einige Beispiele für die frühe Nutzung von Faserverbundwerkstoffen, die zeigen sollen, dass das Prinzip der Verwendung hochfester Fasern im Bereich von Hochleistungsanwendungen altbekannt ist.

Die Anfänge der neuzeitlichen Verwendung von technischen Faserverbundstrukturen sind insbesondere im Bereich von Leichtbaustrukturen in der Luft- und Raumfahrt zu finden. Hier bieten diese Werkstoffe mit sehr hohen spezifischen Elastizitätsmoduli und Festigkeiten die Möglichkeit, die Grenzen möglicher Missionen zu verschieben und den Ressourcenverbrauch zu verbessern. In den letzten Jahren hat, nicht zuletzt aufgrund der gestiegenen Energiekosten, der Trend eingesetzt, zunehmend ganze Flugzeugstrukturen aus Faserverbundwerkstoffen herzustellen [Har02]. Im Bereich der Raumfahrt sind insbesondere Kohlenstofffasern von großer Bedeutung, da mit deren Hilfe Strukturen hergestellt werden können, die neben hohen Steifigkeiten bei geringer Masse über einen sehr großen Temperaturbereich auch bei heterogener Erwärmung formstabil sind. Die Eigenschaft, die dem zu Grunde liegt, ist der sehr niedrige thermische Ausdehnungskoeffizient. Dieser liegt nahe bei  $0 \frac{1}{K}$ . Mit dem in den letzten Jahren stark fallenden Preisen von Faserverbundwerkstoffen und den korrespondierenden Fertigungsverfahren, findet die neue Technologie zunehmend auch in neuen Bereichen eine breite Anwendung. Zu nennen ist hier die Verwendung von kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK) im Bereich der Automobiltechnik oder bei Windkraftgroßanlagen. Neben den Vorteilen auf Seiten der mechanischen Eigenschaften, bieten Faserverbundwerkstoffe die Möglichkeit, dass komplexe Geometrien mit vergleichsweise geringen Fixkosten hergestellt werden können. Insbesondere bei Verbundwerkstoffen die nicht im Autoklaven oder Ofen ausgehärtet werden müssen, ist die Anforderung an die benötigten Formen sehr gering. Aus diesem Grund finden glasfaserverstärkte Kunststoffe bereits seit längerer Zeit eine große Anwendung im Bootsbau oder bei der Herstellung von Kleinstserienfahrzeugen.

Ein wesentlicher Vorteil bei der Verwendung von Verstärkungsfasern ist die Nutzung des Größeneffekts der Fasern. Neigt ein Werkstoff zu einem Sprödbbruch, so geht der Bruch fast immer von einer Störstelle aus. Weibull behandelt dies in seiner statistischen Theorie zum Sprödbbruch [Ken03]. Aus diesem Grund verfügen Bauteile mit einem kleineren Volumen über eine höhere Festigkeit. Hierdurch weisen einzelne Fasern eines spröden Werkstoffs eine deutlich bessere Bruchfestigkeit auf, als ein massives Bauteil. Ein Faserverbundwerkstoff macht sich diesen Größeneffekt zunutze, indem die hochfesten Fasern so zu einem hochfesten Gesamtbauteil zusammengefügt werden. Des Weiteren weisen derartige Bauteile ein robustes Verhalten gegen einzelne, geschädigte Fasern auf [Sch05].

In der Technik unterscheidet man grundsätzlich zwischen endlos-, lang- und kurzfaserverstärkten Bauteilen. Bei den ersten beiden Varianten ist die Länge der Fasern oberhalb der kritischen Faserlänge und die Festigkeit der Fasern kommt voll zum Tragen. - Die kritische Faserlänge umschreibt die Faserlänge, ab der die Oberflächenkräfte an der Faser in der Lage sind eine ausreichend hohe Kraft zu übertragen, sodass es zu einem Bruch der Faser kommen kann. Bei kurzfaserverstärkten Bauteilen ist dies nicht der Fall. Diese finden dennoch eine breite Anwendung, da sie durch das Spritzgussverfahren für die Massenproduktion geeignet sind. Bei endlosfaserverstärkten Werkstoffen sind die Längen der Fasern nur durch die Bauteilgröße beschränkt. Daher wird das Verhalten des Bauteils nicht durch Lastumlagerungseffekte innerhalb des Werkstoffs dominiert. Das Verhalten der später betrachteten Verbundstrangpressprofile ist somit durch ein Langfaserverhalten geprägt. Bei der Betrachtung heterogen hybrider Bauweisen ist jedoch zu beachten, dass die Verstärkungen relativ große Abmessungen und somit hohe Steifigkeiten besitzen. Aus diesem Grund sind Rand- und Lastumlagerungseffekte bei diesen Bauteilen besonders ausgeprägt. Hier finden ähnliche Effekte der Lastumlagerung statt, wie im Bereich der Faserenden langfaserverstärkter Werkstoffe. Aufgrund der Größe der Verstärkungen sind diese Effekte jedoch auch bei einer makroskopischen Betrachtung potentiell relevant. Des Weiteren gibt es einige Aspekte bei der Betrachtung von Faserverbundwerkstoffen, die in der Praxis meist keine Rolle spielen, jedoch bei der Bewertung von heterogen verstärkten Werkstoffen eventuell eine größere Bedeutung haben können.

#### 3.1.1. Mechanische Eigenschaften unidirektional verstärkter Werkstoffe

Im Rahmen dieses Abschnitts soll der Stand der Technik auf die mechanischen Besonderheiten von Faserverbundwerkstoffen, die für die Betrachtung von heterogen hybriden Bauweisen relevant sind, beschränkt werden. Eine breitere Darlegung der Charakteristika von Faserverbundwerkstoffen ist in [Bar08], [Sch05] und [Kel65] zu finden.

### 3.1.1.1. Elastizitätsmoduli in Abhängigkeit des Faservolumenanteils

Für die Berechnung der Werkstoffgesetze von Faserverbundwerkstoffen existiert in der Literatur eine breite Wissensbasis. Im Folgenden sollen nur die wesentlichen Punkte erläutert werden. Für die Berechnung des Elastizitätsmoduls von Faserverbundwerkstoffen in Verstärkungsrichtung und Normalenrichtung in einer Laminatschicht gibt es die sogenannten Mischungsregeln. Diese können in ihrer Form auch für heterogen hybride Werkstoffe verwendet werden. In die Verstärkungsrichtung kann der gesamte Elastizitätsmodul  $E_{\parallel Verbund}$  einfach über die Mischungsregel, basierend auf den Elastizitätsmoduli der Verstärkungen  $E_{\parallel Verstärkung}$  und des Matrixwerkstoffs  $E_{Matrix}$  unter Berücksichtigung des Volumenanteils der Verstärkungen  $\varphi$  berechnet werden [Sch05].

$$E_{\parallel Verbund} = E_{\parallel Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi) \quad (3.1)$$

In Querrichtung lässt sich der Elastizitätsmodul einer Laminatschicht basierend auf dem Scheibchenmodell berechnen. Hierbei wird eine repräsentative Scheibe des Werkstoffs verwendet. Zu berücksichtigen ist hierbei, dass die recht steifen Fasern die Querkontraktion der Matrix behindern. Des Weiteren ist der Elastizitätsmodul der Matrix im Verhältnis zu den Fasern typischerweise sehr gering. Bei der Betrachtung eines Faserverbundwerkstoffs liegt in der Matrix somit nahezu ein ebener Dehnungszustand vor. Daher wird in diesem Zusammenhang der hierfür relevante Elastizitätsmodul  $\frac{E_{Matrix}}{(1-\nu_m^2)}$  für den Matrixwerkstoff verwendet. Für weitere Details und die Herleitung sei auf [Sch05] verwiesen.

$$E_{\perp Verbund} = \frac{E_{Matrix}}{(1 - \nu_{Matrix}^2) \cdot \left( (1 - \varphi) + \frac{E_{Matrix}}{(1 - \nu_{Matrix}^2) \cdot E_{\perp Verstärkung}} \cdot \varphi \right)} \quad (3.2)$$

Zu beachten ist hierbei, dass dieser Zusammenhang die geometrische Verteilung des Matrixwerkstoffs nicht berücksichtigt. Aus diesem Grund ist dieser nur im Bereich niedriger Verstärkungsanteile präzise, mit steigendem Faservolumenanteil nimmt der Fehler der Annahme zu. Grundlegende Annahme bei der oben durchgeführten Betrachtung ist, dass die anteilige Steifigkeit des Matrixwerkstoffs in Verstärkungsrichtung deutlich geringer ist, als die anteilige Steifigkeit der Verstärkungen. Somit muss  $E_{Matrix} \cdot \varphi$  deutlich geringer sein als  $E_{\parallel Verstärkung}$ . Ist dies nicht der Fall, so verschiebt sich der Belastungszustand des Matrixwerkstoffs in Richtung des ebenen Spannungszustands. Der orthogonale Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffs sinkt dadurch leicht.

### 3.1.1.2. Das Werkstoffgesetz orthotroper Werkstoffe

Eine Besonderheit unidirektional verstärkter Faserverbundwerkstoffe ist ihre Anisotropie. Aufgrund der vorherrschenden Symmetrien kann hier jedoch von dem Sonderfall der Orthotropie oder sogar der transversalen Isotropie ausgegangen werden. Ersteres ist bei



jedem unidirektional verstärkten Werkstoff mit makroskopisch betrachtet homogenem Elastizitätsmodul der Fall. Hier liegen drei orthogonal zueinander stehende Symmetrieebenen vor. Verwendet man die Schnittlinien der zu Grunde liegenden Symmetrieebenen als Koordinatensystem, so sind in diesem Fall die Schubspannungen und Dehnungen vollständig entkoppelt.

Liegt bei einem derartigen Faserverbundwerkstoff des Weiteren eine gleichmäßige Verteilung der Verstärkungsfasern vor, so resultiert daraus ein richtungsunabhängiger Elastizitätsmodul normal zur Faserrichtung. Für diesen Sonderfall, der sogenannten transversalen Isotropie, reichen bereits fünf Werkstoffkonstanten um das Steifigkeitsverhalten des Verbunds zu charakterisieren. Das Elastizitätsgesetz eines transversal isotropen Werkstoffs ist somit wie folgt [Sch05]:

$$\begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{\parallel}} & \frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} & \frac{1}{E_{\perp}} & \frac{\nu_{\perp\perp}}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} & \frac{\nu_{\perp\perp}}{E_{\perp}} & \frac{1}{E_{\perp}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\perp}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{pmatrix} \quad (3.3)$$

Basierend auf der Energiebetrachtung und der daraus resultierenden Forderung der Symmetrie des Tensors des Werkstoffgesetzes ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen den Querkontraktionszahlen und den homogenisierten Elastizitätsmoduli des Verbundwerkstoffs.

$$\frac{E_{\parallel}}{\nu_{\perp\parallel}} = \frac{E_{\perp}}{\nu_{\parallel\perp}} \quad (3.4)$$

Hierbei ist die Nomenklatur der Querkontraktionszahlen zu beachten. Die im europäischen Raum verwendete Notation der Querkontraktion lautet wie folgt:

$$\nu_{\perp\parallel} = -\frac{\epsilon_{\perp}}{\epsilon_{\parallel}} \quad (3.5)$$

Zu beachten ist hierbei, dass in der amerikanischen Nomenklatur in der umgekehrten Reihenfolge indiziert wird! Dies ist insbesondere bei FEM-Programmen, die dort entwickelt worden sind, der Fall, wie z.B. bei ANSYS. Siehe hierzu auch die Definition der Querkontraktionszahlen in [Sch05] vergleichend mit [Bar08].

### 3.1.1.3. Der kritische Verstärkungsanteil

Eine Besonderheit der heterogen hybriden Verbundstrangpressprofile ist der relativ kleine Verstärkungsanteil  $\varphi$ , der unterhalb von 15% liegt. Ein Aspekt, der insbesondere bei der Verwendung von Verbundwerkstoffen mit einem geringen Verstärkungsanteil relevant sein kann, ist der sogenannte kritische Faseranteil. Der kritische Faseranteil beschreibt

### 3. Stand der Technik und Forschung

den Umstand, dass es bei einer zu geringen Konzentration der Verstärkungen, trotz der Verwendung von Verstärkungsfasern mit einer hohen Festigkeit, zu einer Reduktion der Festigkeit des Verbundwerkstoffs kommt. Grund für diesen Effekt ist, dass die sehr steifen Verstärkungsfasern eine Bruchdehnung haben können, die kleiner ist als die des Matrixwerkstoffs. Da bei einem Verbundwerkstoff mit einem geringen Verstärkungsanteil die Matrix mit lasttragend ist, kann es bei einem frühzeitigen Bruch der Verstärkungselemente zu einer Reduktion der Festigkeit gegenüber dem unverstärkten Matrixwerkstoff kommen. Die auftretenden Spannungen im Verbund ergeben sich nach [Kel65] bei maximaler Belastung der Verstärkungselemente zu:

$$\sigma_{Verbund} = \sigma_{Verstärkung}(\epsilon = \epsilon_{Faserbruch}) \cdot \varphi + \sigma_{Matrix}(\epsilon = \epsilon_{Faserbruch}) \cdot (1 - \varphi) \quad (3.6)$$

Dieser Wert muss größer sein, als die Festigkeit der Matrix  $\sigma_{Matrix\ max}$ , wenn eine Reduktion der Bruchspannung durch die Einbringung der Verstärkungselemente vermieden werden soll. Daraus folgt der mindestens geforderte Verstärkungsanteil  $\varphi_{crit}$ :

$$\varphi_{crit} = \frac{\sigma_{Matrix\ max} - \sigma_{Matrix}(\epsilon = \epsilon_{Faserbruch})}{\sigma_{Verstärkung}(\epsilon = \epsilon_{Faserbruch}) - \sigma_{Matrix}(\epsilon = \epsilon_{Faserbruch})} \quad (3.7)$$

Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile ist dieser Effekt nicht von Bedeutung, da sich die Verstärkungselemente mit bis zu 1% Dehnung belasten lassen, ohne ein Plastizieren oder einen Bruch zu zeigen. Die Aluminiummatrix des Verbundstrangpressprofils hat bei dieser Dehnung bereits ihre Dehngrenze überschritten und erreicht fast die maximale Spannung, welche über einen weiten Dehnungsbereich nahezu konstant ist.

Der zweite Effekt, der an dieser Stelle angesprochen werden soll, ist der der kritischen Faserlänge. Werden Verstärkungen mit einer endlichen Länge eingesetzt, so wird die Last in die Fasern als Schubspannungen über die Oberfläche eingeleitet. Aus diesem Grund müssen diese eine entsprechende Länge überschreiten, ansonsten kann die Festigkeit der verwendeten Fasern nicht ausgenutzt werden. Die kritische Faserlänge  $l_{crit}$  ergibt sich somit zu:

$$l_{crit} = \frac{2 \cdot \sigma_{Verstärkung\ max} \cdot r_{Verstärkung}}{\pi \cdot \tau_{max}} \quad (3.8)$$

Insbesondere bei der Verwendung von dickeren Verstärkungselementen vergrößert sich die kritische Faserlänge stark. Der Wert  $l_{crit}/2$  stellt die Länge dar, die mindestens benötigt wird um die maximale Belastung in ein Verstärkungselement einzuleiten. Dieser Wert gibt daher einen Anhaltspunkt über die geometrische Ausprägung des Einflusses von Fügstellen, bei denen Diskontinuitäten der Verstärkungselemente auftreten, und bei Lasteinleitungen. Eine gute Zusammenstellung zum Verhalten kurzer Fasern und bei Diskontinuitäten zu Folge von Faserbrüchen ist in [Ehr06] zu finden.

## 3.2. Mehrskalenmodellierung und Homogenisierung von Werkstoffeigenschaften

Werden heterogene Werkstoffe für eine strukturelle Anwendung verwendet, so ist ein Verfahren zur Bestimmung der relevanten übergeordneten, makroskopischen Werkstoffeigenschaften, wie dem Elastizitätsmodul und der Festigkeit, für die gesamte Struktur für eine technische Dimensionierung von zentraler Bedeutung. Im Rahmen der Anforderungen an eine effiziente Modellierung in der Strukturentwicklung ist es unabdingbar, effiziente Werkstoffmodelle, die einen möglichst geringen numerischen Aufwand erfordern, zu verwenden. Eine detaillierte Betrachtung der Werkstoffeigenschaften mit Hilfe der FEM ist in diesem Zusammenhang, wenn überhaupt, nur bei Betrachtung kleiner Werkstoffvolumina für eine detaillierte Untersuchung, wie zum Beispiel für die Bestimmung von Werkstoffeigenschaften, möglich. Die direkte Berücksichtigung des heterogenen Werkstoffcharakters erfordert eine sehr feine Diskretisierung und ist somit nicht für die Bewertung auf Bauteil- und Strukturebene geeignet. Sobald ein effizienter Modellierungsprozess für die Bewertung größerer Strukturteile gefordert ist, muss eine Homogenisierung durchgeführt werden. Wenn Werkstoffe betrachtet werden, bei denen eine Änderung der makroskopischen Konfiguration im Produktionsprozess mit einem sehr hohen Aufwand verbunden ist, muss ein Prozess gefunden werden, mit dessen Hilfe die Werkstoffeigenschaften in Abhängigkeit der gewählten Konfiguration zuvor bestimmt werden können. Dies gilt insbesondere für die heterogenen hybriden Verbundstrangpressprofile die im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden, da eine Fertigung von Probenkörper erst nach dem Pressen entsprechender Profile möglich ist. Eine Änderung der Verteilung der Verstärkungen erfordert hier die Herstellung eines neuen Presswerkzeugs.

### 3.2.1. Homogenisierung

Unter der Homogenisierung versteht man im Allgemeinen das Betrachten der Eigenschaften eines heterogenen Werkstoffs durch seine gemittelten Eigenschaften. In der Praxis geschieht dies bei den meisten, nur auf mikroskopischer Ebene heterogenen Werkstoffen, wie z.B. bei metallischen Werkstoffen, durch die Messung der Werkstoffkennwerte im Versuch. Dies ist möglich, da sich diese Werkstoffe hinsichtlich ihrer makroskopischen Eigenschaften meist ohne Probleme als homogen betrachten lassen. Meist erfolgt hier keine weitere Betrachtung der lokalen Heterogenitäten. Bei heterogenen Werkstoffen, deren Zusammensetzung jedoch beeinflussbar und deren Heterogenität auch für die globalen mechanischen Eigenschaften von Relevanz ist, muss die Möglichkeit bestehen, die Kennwerte in Abhängigkeit der Zusammensetzung abzuleiten. Ein Beispiel hierfür sind Faserverbundwerkstoffe. Wie in Kapitel 3.1 beschrieben, werden hier meist analytische Ansätze basierend auf mechanischen Zusammenhängen und der vorherrschenden Geometrie des Werkstoffs verwendet, um die Werkstoffkennwerte in Abhängigkeit des Faservolumenanteils zu ermitteln.

Ist die Verteilung der Fasern nicht deterministisch sondern zufällig, wie dies z.B. bei

### 3. Stand der Technik und Forschung

nicht orientierten Kurzfaserverstärkungen der Fall ist, so gibt es die Möglichkeit, die mechanischen Eigenschaften durch die Berechnung eines repräsentativen Volumens zu bestimmen. Die Herausforderung hierbei ist es unter anderem, die Größe des repräsentativen Elements zu bestimmen [Kar07]. Diese Herangehensweise stellt letztlich eine Überschneidung mit der Mehrskalenmodellierung dar.

Eine Besonderheit bei der Modellierung von Faserverbundwerkstoffen stellt die Modellierung des gesamten Laminats als geschichtetes Schalenelement dar. Für die Berechnung der mechanischen Eigenschaften eines Laminats ist die Definition der ABD-Matrix zur Erstellung der Elementsteifigkeiten notwendig. Dies kann entweder über die klassische Laminattheorie stattfinden oder dieser Schritt wird in den Preprozessor des FEM-Programms integriert. Dabei wird dem einzelnen Schalenelement der Lagenaufbau mit den dazugehörigen Steifigkeiten und Orientierungen der Faserausrichtungen zugewiesen. Die notwendige Berechnung der Elementsteifigkeiten wird anschließend durch den Preprozessor durchgeführt. Neben dem Vorteil der praxisnahen und komfortablen Definition der Elementeigenschaften kommt hinzu, dass basierend auf dem definierten Lagenaufbau beim Postprocessing dadurch die Möglichkeit besteht, neben den Dehnungsfeldern auch direkt die Spannungen der Einzelschichten abzuleiten. Dadurch können weitere Schritte, wie eine Bewertung des Einzelschichtverhaltens, unproblematisch angeschlossen werden. Einen guten Überblick über die Herangehensweise bietet [Bar08]. In der Praxis bietet dies die Möglichkeit der effizienten Bewertung einzelner Laminatschichten mit Hilfe von Versagenskriterien, auch auf der Ebene einer Gesamtstruktur.

#### 3.2.2. Mehrskalenmodellierung

Bei der Berücksichtigung der auf dem detaillierten Aufbau basierenden Werkstoffeigenschaften können unterschiedliche Verfahren der Mehrskalenmodellierung verwendet werden.

##### **Sequentielle Mehrskalenmodellierung**

Eine Möglichkeit zur Gewinnung der Werkstoffeigenschaften mit Hilfe von Mikromodellen ist die sogenannte sequentielle Herangehensweise [Ham10]. Hierbei wird in der Praxis ein Volumen, eine sogenannte Einheitszelle ('representative volume element': RVE), verwendet. Anschließend werden die Werkstoffkennwerte der Einheitszelle mithilfe numerischer Experimente gewonnen. Die so gewonnenen Daten werden für die weitere Bewertung des größeren Modells in Form von Werkstoffkennwerten weiterverwendet. Wenn nötig kann dieser Prozess auch in mehrere Schritte untergliedert werden. Sollen die gewonnenen Werkstoffkennwerte für den elastischen Bereich oder nur für einen Spannungszustand bestimmt werden, so ist diese einmalige Ermittlung der Werkstoffkennwerte ausreichend. Werden die Werkstoffkennwerten im Bereich von Nichtlinearitäten in Abhängigkeit des Spannungszustandes benötigt, so ist diese Herangehensweise nicht gut geeignet. Die Werkstoffkennwerte werden, eventuell für mehrere Bereiche unterschiedlicher Konfiguration getrennt, mithilfe eines Mikromodells ermittelt und anschließend als Datensatz übernommen. Die numerische Bestimmung von Werkstoffkenn-

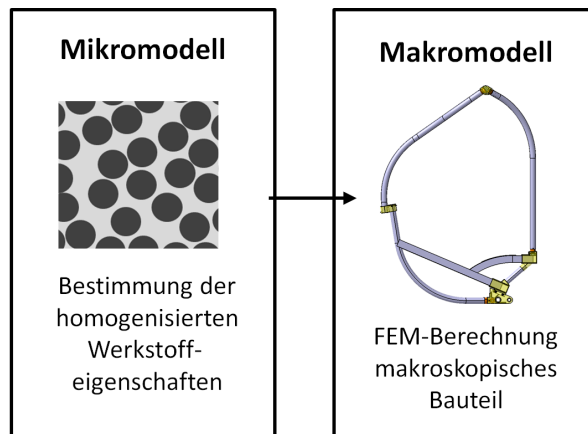


Abbildung 3.1.: Sequentielle Mehrskalenmodellierung: Auf der Ebene des Mikromodells werden die homogenisierten Werkstoffkennwerte bestimmt, die anschließend bei der Berechnung auf der Makroebene verwendet werden.

werten im Rahmen dieses Projektes basiert im Wesentlichen auf diesem Ansatz. Handelt es sich um einen Werkstoff, dessen mikroskopische Ausgestaltung dem Zufall unterworfen ist, wie zum Beispiel bei Zement oder Beton, so gibt es die Möglichkeit durch mehrere Berechnungen unterschiedlicher repräsentativer Mikrogeometrien die Spannweite der Werkstoffeigenschaften zu bestimmen und anschließend daraus die benötigten Kennwerte zu erhalten [Hai07]. Des Weiteren kann, basierend auf den mikroskopischen Modellen, ein Verständnis für die relevanten Mechanismen, die zu Nichtlinearitäten führen, erlangt werden. Darauf basierend kann ein Werkstoffmodell aufgebaut werden, welches entweder die Mechanismen phänomenologisch abbildet oder nur eine Approximation des Werkstoffverhaltens darstellt.

#### Integrierte Mehrskalenmodellierung

Sollen in einer größeren Struktur sehr lokale Effekte untersucht werden, deren Betrachtung ohne eine Analyse der mikroskopischen, nichtlinearen Eigenschaften nicht möglich ist, so gibt es des Weiteren die Möglichkeit der integrierten Herangehensweise der Mehrskalenmodellierung. Das bedeutet, dass lokale Modelle auf der Mikroebene in das globale Modell durch Substitution einzelner Bereiche eingeführt werden. Dieses Verfahren ist in der Regel auf das Bewerten lokaler Effekte in größeren Strukturen beschränkt [Hun07]. Mit Hilfe dieses Verfahrens können nichtlineare Effekte berücksichtigt werden, die eine lokale Änderung des mikroskopischen Gefüges eines Bauteils zur Folge haben. Eine Substitution der betroffenen Bereiche ist jedoch bei der Modellierung sehr aufwendig, und für komplexere mikroskopische Geometrien nicht immer möglich. Alternativ dazu kann eine gekoppelte Berechnung der Mikro- und Makroebene erfolgen. Dabei wird ein RVE verwendet, wobei der Dehnungszustand der RVE von dem FE-Modell der Makroebene abgeleitet wird. Der mit Hilfe des RVE, basierend auf dem makroskopischen Dehnungstensor, berechnete Spannungszustand wird hierbei über Homogenisierungsregeln auf das makroskopische Bauteil übertragen [Fey03]. Im Gegensatz zu der sequentiellen

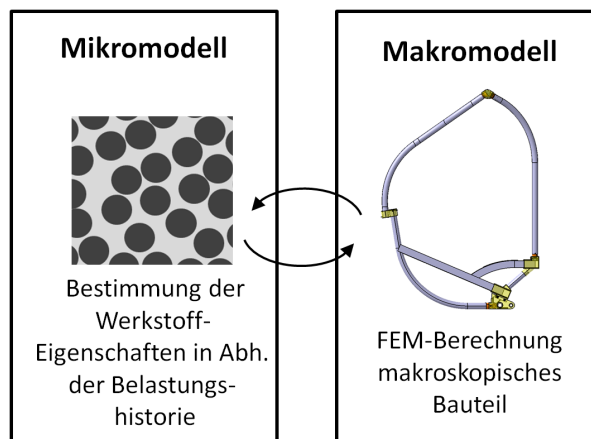


Abbildung 3.2.: Integrierte Herangehensweise: Die Dehnungsfelder der Mikro- und Makromodelle sind über Homogenisierungsregeln gekoppelt. Während der Berechnung wird parallel das nichtlineare Verhalten des Werkstoffs auf der Mikroebene bestimmt.

Herangehensweise besteht hier die Möglichkeit hochgradige Nichtlinearitäten abzubilden, die eine phänomenologische Beschreibung in Abhängigkeit des Dehnungszustands nur schwer ermöglichen. Diese Herangehensweise empfiehlt sich daher beispielsweise bei der Betrachtung von Nichtlinearitäten, basierend auf Grenzflächeneffekten.

### 3.3. Versagensmechanismen und -kriterien bei statischer Belastung

Für die Bewertung der Festigkeit von Bauteilen bei einer mechanischen Belastung werden Versagenskriterien verwendet. Zunächst soll der Einfachheit halber eine Betrachtung isotroper Werkstoffe durchgeführt werden. Bei der Betrachtung von Versagensmechanismen eines Werkstoffs bei einer statischen Belastung ist generell zwischen einem plastischen und einem spröden Verhalten zu unterscheiden. Die beiden Verhaltensweisen sind grundlegend unterschiedlich und erfordern eine differenzierte Betrachtung des Werkstoffverhaltens. Bei der Auslegung einer Struktur bestehend aus einem spröden Werkstoff wird gegen den Bruch des Bauteils ausgelegt. Der relevante Kennwert ist hierbei  $R_m$ , die Bruchspannung. Wird im Gegensatz dazu eine Struktur, die aus einem duktilen Werkstoff besteht, dimensioniert, so wird gegen eine Plastizierung der Struktur ausgelegt. Der relevante Kennwert ist  $R_e$ , die Linearitätsgrenze auch Dehngrenze des Werkstoffs genannt. In der Praxis wird aus technischen Gründen oftmals der Kennwert  $R_{p\ 0,2}$  verwendet, der die Spannung im Werkstoff bei einer verbleibenden plastischen Verformung von 0,2% umschreibt. Aufgrund des mechanischen Verhaltens der meisten duktilen Werkstoffe liegen die beide Kennwerte meist nah beieinander.

### 3.3.1. Vergleichsspannungshypothesen

Sobald Belastungen, die über einen einachsigen Spannungszustand hinausgehen, betrachtet werden sollen, kann die Bewertung des Bauteilverhaltens nicht mehr mit einem einfachen Vergleich der Spannungen mit den Kennwerten durchgeführt werden. Zu diesem Zweck wurden je nach Verhalten des Werkstoffs, duktil oder spröde, unterschiedliche Vergleichsspannungen eingeführt [Bei01], die mit den korrespondierenden Werkstofffestigkeiten verglichen werden können:

#### Bewertung spröder Werkstoffe

Bei der Bewertung spröder Werkstoffe unter Zugbelastung hat sich die Hauptnormalspannungshypothese durchgesetzt. Hierbei wird vorausgesetzt, dass der Bruch des Bauteils in der Ebene erfolgt, in der die größte Normalspannung vorherrscht. - In der Praxis handelt es sich hierbei um die erste Hauptspannung  $\sigma_1$ .

$$\sigma_v = \sigma_1 \quad (3.9)$$

Dieser Zusammenhang kann nur bei einer Belastung des Bauteils auf Zug verwendet werden. Bei einer vorwiegenden Druckbelastung wird in diesem Fall die Schubspannungshypothese nach Tresca verwendet. Hier muss die maximale Schubspannung ermittelt werden. Aus dieser wird dann anschließend die Vergleichsspannung berechnet.

$$\sigma_v = 2 \cdot \tau_{max} \quad (3.10)$$

#### Bewertung duktiler Werkstoffe

Bei der Bewertung des Verhaltens von duktilen Werkstoffen kommt es vor dem Bruch des Bauteils immer auch zu einem Fließen des Werkstoffs durch Schubspannungen. Hier wird in der Praxis meist die Gestaltänderungsenergiehypothese nach von Mises verwendet. Diese sagt ein Versagen der Struktur voraus, wenn die Gestaltänderungsenergie einen bestimmten Wert überschreitet. Verwendet man die Hauptspannungen  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$  bei der Berechnung, so ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2)} \quad (3.11)$$

### 3.3.2. Pauschale Versagenskriterien

Die Ermittlung der Anstrengung eines Werkstoffs, basierend auf dem Vergleich der charakteristischen Werkstofffestigkeit mit einer Vergleichsspannung ist nur möglich, wenn der Werkstoff mithilfe eines Festigkeitskennwertes charakterisiert werden kann. Der Reziprokwert der Anstrengung  $A$  beschreibt hierbei um welchen Faktor der aktuellen Spannungszustand skaliert werden muss, um ein Versagen zu bedingen. Siehe hierzu auch [Sch05]. Eine Verwendung dieser Herangehensweise ist auch dann noch möglich, wenn

### 3. Stand der Technik und Forschung

mithilfe einer Fallunterscheidung von Zug- und Druckbelastung jeweils der Werkstoffkennwert, mit dem die Belastung zu vergleichen ist, ermittelt wird. Dies ist nicht mehr der Fall, sobald anisotrope Werkstoffe verwendet werden, die über richtungsabhängige Werkstoffkennwerte verfügen. Dieser Effekt ist zum Beispiel bei gewalzten Blechen zu finden. Hier ist eine Bewertung der Anstrengung mit Rücksicht auf die Dehngrenze des Werkstoffs mithilfe eine Vergleichsspannung nicht mehr möglich, da die Dehngrenze hier eine Funktion der Richtung ist.

Zur Bewertung der Anstrengung eines plastischen Werkstoffs mit orthotropen Dehngrenzen wurde von Hill, basierend auf der von Mises Vergleichsspannung, das folgende Fließkriterium entwickelt [Hil48].

$$F(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2(L\tau_{yz}^2 + M\tau_{zx}^2 + N\tau_{xy}^2) = 1 \quad (3.12)$$

Die Kennwerte  $F, G, H, L, M$  und  $N$  sind hierbei die, die Anisotropie charakterisierenden Werkstoffkennwerte. Die Hauptachsen der Anisotropie bildet hierbei das Bezugskoordinatensystem zur Ermittlung der Spannungen mit den Richtungen  $x, y$  und  $z$ .

Das von Hill entwickelte Fließkriterium wurde später von Tsai für die Verwendung orthotroper Laminat adaptiert und als Bruchkriterium verwendet. Hierbei werden anstelle der Fließspannungen die Festigkeiten des Laminates verwendet, und darauf basierend wird die Anstrengung berechnet [Kaw97]. Das Bruchkriterium nach Tsai-Hill setzt sich folgendermaßen zusammen:

$$\left(\frac{\sigma_{\parallel}}{\sigma_{\parallel max}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\perp}}{\sigma_{\perp max}}\right)^2 - \frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sigma_{\perp}}{\sigma_{\parallel max}^2} + \left(\frac{\tau_{\parallel\perp}}{\tau_{\parallel\perp max}}\right)^2 = 1 \quad (3.13)$$

Problematisch ist hierbei, dass der ursprünglich physikalische Ansatz hier für einen spröden Werkstoff verwendet wird und die Herangehensweise somit nicht mehr physikalisch begründet ist. Die Verwendung von pauschalen Versagenskriterien bietet den Vorteil, dass diese einfach handzuhaben sind und wenig Aufwand bei der Berechnung erzeugen. Des Weiteren ist die Bestimmung sinnvoller Parameter oftmals schwierig und eine Änderung eines einzelnen Werkstoffmodellparameters beeinflusst das gesamte Werkstoffverhalten.

#### 3.3.3. Physikalisch begründete Versagenskriterien

Mit Hinblick auf eine effiziente Parametrisierung und einer guten Abbildung des Werkstoffverhaltens ist eine physikalisch basierte Evaluierung der Anstrengung in einem Bauteil wünschenswert. Aus diesem Grund wurden in der Vergangenheit physikalisch begründete Versagenskriterien entwickelt, denen eine physikalisch basierte Modellierung der einzelnen Versagensmodi zu Grunde liegt. Mit Hilfe dieser Herangehensweise ist es möglich, der Besonderheit von Faserverbundwerkstoffen, dass diese unterschiedliche, physikalisch mehr oder weniger entkoppelte Versagensmodi aufweisen, Rechnung zu tragen. Da die betrachteten Verbundstrangpressprofile unterschiedliche, physikalisch entkoppelte



### 3.3. Versagensmechanismen und -kriterien bei statischer Belastung

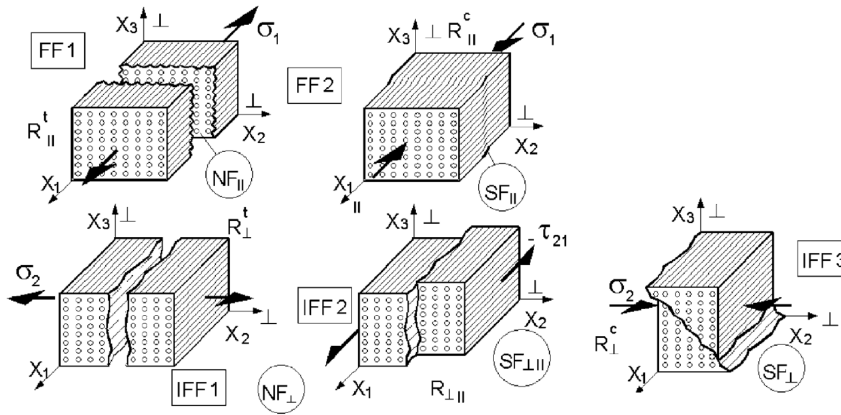


Abbildung 3.3.: Versagensmodi einer unidirektionalen Schicht eines Verbundwerkstoffs [Cun04]

Versagensmodi aufweisen, soll im Folgenden die Herangehensweise der Betrachtung von Faserverbundwerkstoffen mit Hilfe physikalisch begründeter Versagenskriterien kurz dargestellt werden. Ausführliche Arbeiten zur Bewertung von Laminat einzelschichten, basierend auf den physikalischen Versagensmodi wurden beispielsweise von Puck dargelegt [Puc96]. Puck betrachtet den Faserbruch und Zwischenfaserbruch einer Laminatschicht getrennt. Während für die Faserrichtung, also für die Belastung der Fasern, ein einfaches, auf der einachsigen Belastung der Fasern basierendes, Sprödebruchkriterium verwendet wird, wurde für den Zwischenfaserbruch eine Theorie basierend auf dem Bruchwiderstand der Wirkebenen aufgestellt. Im allgemeinen dreidimensionalen Fall müssen die Bruchebenen iterativ bestimmt werden, was für eine Anwendung insbesondere bei der Berechnung einer Vielzahl an Werten von Nachteil ist. Für den in einer Einzelschicht eines Laminats meist gegebenen Fall des ebenen Spannungszustands ist die Bewertung jedoch ohne einen iterativen Prozess möglich. Der Nachteil des erhöhten Aufwands bei einer Ermittlung der Anstrengung mithilfe eines physikalisch begründeten Kriteriums ist nur bei der Verwendung in einer Handrechnung problematisch. In der Praxis erfolgt die Spannungsberechnung und die weitere Auswertung in der Regel rechnergestützt. Mit Hinblick auf die günstig verfügbare Rechenleistung ist eine aufwändigere Bestimmung der Anstrengung nur im Rahmen einer rechenintensiven Optimierung von Nachteil.

Basierend auf dem Ansatz von Puck wurde durch Cuntze ein auf Invarianten basierender Ansatz entwickelt. Hierbei wurde der Grundsatz, jedem Versagensmode strikt ein Versagenskriterium zuzuordnen, welches auf einer zugeordneten Festigkeit basiert, verfolgt [Cun04]. Eine Darstellung der möglichen Versagensmodi, einschließlich Faserbruch und Zwischenfaserbruch ist in Abbildung 3.3 dargestellt. Vorteil hierbei ist, dass die Berechnung dieses Kriteriums ohne Iterationen auskommt.

Generell liegt der Vorteil von physikalisch begründeten Kriterien darin, dass die Physik des Werkstoffs abgebildet wird und dadurch das Versagen, auch eines neueren Werkstoffs, basierend auf den zugeordneten Kennwerten präzise vorhergesagt werden kann. Eine

Beeinflussung der Versagenskriterien der einzelnen Modi durch Kennwerte physikalisch entkoppelter Versagensmodi findet nicht statt. Des Weiteren ist die Information über den aus der Belastung resultierenden Versagensmode für den Entwickler in der Praxis von großer Bedeutung, da damit effizient Maßnahmen gegen ein vorzeitiges Versagen getroffen und Kenntnisse über das Verhalten des Bauteils im Falle einer Überschreitung der Festigkeit erhalten werden können. Verglichen mit den oben genannten pauschalen Versagenskriterien ist zu erwähnen, dass der Berechnungsaufwand für mehrere Kriterien, gegebenenfalls in mehreren Iterationen, deutlich höher ist. Des Weiteren müssen z.B. bei Cuntze weitere Parameter, die sogenannten Kurvenparameter, bestimmt werden, die nicht auf klassischen Werkstoffkennwerten basieren.

## 3.4. Ermüdung von Bauteilen und Risswachstum

Neben dem statischen Festigkeitsverhalten von Strukturen ist auch das Verhalten hinsichtlich akkumulierter Schädigungen durch Ermüdung von Bedeutung. Insbesondere mit Hinblick auf den Widerstand gegen Ermüdung weisen verstärkte Werkstoffe ein gutes Verhalten auf. Wird eine Struktur einer Wechsellast unterworfen, so kommt es, wenn die Belastung nicht unterhalb einer möglicherweise vorhandenen Dauerfestigkeit des Werkstoffs liegt, bei den meisten Werkstoffen zu einer Degradation des Werkstoffs, einhergehend mit der Reduktion der Steifigkeit. Dies ist sowohl für metallische Werkstoffe, wie z.B. Magnesium [Yam12,] als auch für multiaxiale Verbundwerkstoffe [Sch12] gültig. Anschließend kommt es zu einer Rissbildung in der Struktur. Nach einem ersten Anriss tritt ein Risswachstum ein, was letztlich in einen Bruch der Struktur mündet. Im Rahmen der Arbeit soll primär das Risswachstumsverhalten betrachtet werden. Eine Betrachtung zum Werkstoffverhalten der Verbundstrangpressprofile unter Ermüdungsbelastung ist in [Mer11] zu finden. Im Folgenden sollen nur einige im Rahmen der Auswertung der Versuche relevante Aspekte des Risswachstums beleuchtet werden. Für weitere Informationen zum Thema der Bruchmechanik sei auf [Gro96] verwiesen.

Relevant für die Betrachtung des Ermüdungsverhaltens ist hierbei das sogenannte Ermüdungsrisswachstum. Ursächlich hierfür sind inelastische Vorgänge in der plastischen Zone des Risses. In der Praxis betrachtet man hierbei das Wachstum der Länge des Risses  $a$  über die Lastspielzahl  $N$ , charakterisiert durch die Risswachstumsrate  $\frac{da}{dN}$ . Der periodischen Schwingung kann ein sogenannter periodischer Spannungsintensitätsfaktor zugeordnet werden, welcher eine Funktion der Risslänge, der Probengeometrie und der Spannungsdifferenzen ist. Unterhalb eines Schwellwerts  $K_0$  kommt es zu keinem Risswachstum. Wird eine kritische Risslänge überschritten, so kommt es zu einem sehr schnellen Risswachstum, gefolgt vom Bruch des Bauteils [Gro96]. Für die Charakterisierung der Verbundstrangpressprofile wurden symmetrische Proben nach [Ast05] verwendet. Für diese ist der periodische Spannungsintensitätsfaktor wie folgt definiert, mit  $\alpha = 2a/W$

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B} \cdot \sqrt{\frac{\pi \alpha}{2W} \cdot \sec \frac{\pi \alpha}{2}} \quad (3.14)$$

Der oben genannte Zusammenhang gilt für homogene Werkstoffe. Kommt es zu einem Überbrückungseffekt des Risses, wie z.B. durch Fasern oder in einem hybriden Laminat durch eine nicht beeinträchtigte Laminatschicht, so ist [Ald06]:

$$\Delta K_{effektiv} = \Delta K_{Riss} - \Delta K_{Bridging} \quad (3.15)$$

Basierend auf diesem Zusammenhang ist beim Passieren von Verstärkungselementen durch die Rissfront, aufgrund des reduzierten Spannungsintensitätsfaktors, eine reduzierte Risswachstumsgeschwindigkeit zu erwarten.

## 3.5. Heterogen hybride Verbundwerkstoffe

Wie bereits in der Einleitung erwähnt, finden hybride Werkstoffe in der Technik eine breite Anwendung. Im Folgenden wird auf den Stand der Technik im Bereich heterogen hybrider Werkstoffe eingegangen. Hierbei sollen insbesondere werkstoffhybride Schichtlamine und heterogen hybridisierte Profile, die mithilfe des Verfahrens des Verbundstrangpressens hergestellt wurden, näher betrachtet werden.

### 3.5.1. Werkstoffhybride Schichtlamine

Werkstoffhybride Schichtlamine finden in der Luftfahrt aufgrund ihrer guten Eigenschaften hinsichtlich Schadenstoleranz und Risswachstum Anwendung. Die Anfänge der Anwendung dieses Werkstoffs ist in Form von Hybridlaminaten aus aramidfaserverstärkten Epoxydharzschichten in Verbindung mit dünnen Aluminiumblechen unter dem Namen Arall zu finden [Ver03]. Später wurden Lamine bestehend aus glasfaserverstärktem Kunststoff und Aluminiumblechen verwendet, dieser Werkstoff wird als Glare bezeichnet. Vorteile der Werkstoffe sind die guten Ermüdungseigenschaften, insbesondere mit Hinblick auf das Risswachstum. Findet als Verstärkungswerkstoff ein Glasfaserlaminat Anwendung, so können auch sehr gute Durchbrandeigenschaften erreicht werden [Ald03]. Der Werkstoff Glare findet aktuell in der Luftfahrt im Bereich tragender Strukturen z.B. bei der C17-Globemaster, der Boeing 777 und der Airbus A380 Anwendung. Des Weiteren wird dieser Werkstoff als Reparaturlösung in Form aufgeklebter Aufdoppler bei der USAF C-5A verwendet [Rao03]. Für Glare sind eine Vielzahl an Untersuchungen hinsichtlich der Werkstoffeigenschaften, des Ermüdungs- und Schadensverhalten durchgeführt worden [Ald03]. Neben den mechanischen Eigenschaften ist der Werkstoff Glare auch hinsichtlich der Inspezierbarkeit und der Möglichkeit der Reparatur im Einsatz untersucht worden [Sin03], [Woe03].

Des Weiteren befindet sich ein Hybridlaminat aus Titanschichten und Kohlenstofffaserlaminatschichten (als TiGr für 'Titanium and Graphite' oder HTCL für 'Hybrid Titanium Composite Lamine' bezeichnet) in Entwicklung. Dieses soll für Anwendungen bei erhöhten Temperaturen eingesetzt werden, wie es z.B. bei Überschallflugzeugen der Fall ist. Dadurch soll ein ermüdungsbeständiger Werkstoff für den Einsatz bei Temperaturen

### 3. Stand der Technik und Forschung

von bis zu ca. 180°C zur Verfügung stehen. Auch hierzu gibt es bereits Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten [Bur05], [Joh98].

#### 3.5.2. Lokal hybridisierte Laminat

Neben der Verwendung vollständig hybrider Bauweisen, wie bei den Anwendungen Glare und TiGr, gibt es auch die Anwendung lokaler Hybridisierungen, um die Werkstoffeigenschaften lokal an die Anforderungen anzupassen. In der Praxis findet dies zur Verbesserung der Lochleibungseigenschaften bei Faserverbundstrukturen Anwendung, siehe hierzu auch [Bot12]. Ein guter Überblick über lokal hybridisierte Laminat ist in [Fin10] zu finden. Faserverbundwerkstoffe besitzen eine sehr hohe spezifische Festigkeit. Jedoch ist die auf die Festigkeit des ungestörten Materials bezogene Lochleibungsfestigkeit geringer als dies bei metallischen Werkstoffen der Fall ist. Einerseits kann diesem Umstand entgegengetreten werden, indem an die Gegebenheiten angepasste Strukturverbindungen gewählt werden, wie z.B. das Verkleben von Strukturen. Auf der anderen Seite sind jedoch auch in Faserverbundstrukturen oftmals lösbare Verbindungen zwingend erforderlich. Sei es, um im Rahmen eines effizienten Betriebs in der Lage zu sein, schadensgefährdete Bauteile austauschen oder parallel zum Betrieb des Gesamtsystems warten zu können, oder aufgrund der geforderten Möglichkeit der Zugänglichkeit, wie beispielsweise bei lasttragenden Revisionsdeckeln.

Eine Möglichkeit der Verbesserung der Lochleibungseigenschaften ohne das Bauteil im Bereich der Fügezone aufzudicken ist die lokale Hybridisierung des Laminats. Dabei werden im Wesentlichen die im Randbereich weniger lasttragenden Einzellagen, deren Faserrichtungen mehr oder weniger orthogonal zur Belastungsrichtung liegen, durch metallische Lagen substituiert. Der plastisch-isotrope Charakter dieser metallischen Lagen ermöglicht eine Steigerung der Lochleibungsfestigkeiten. Um Probleme, wie z.B. Spannungsspitzen und reduzierte Tragfähigkeit, im Bereich des Übergangs zwischen homogenem und hybridisiertem Laminat zu vermeiden, wird die Hybridisierung sukzessiv durchgeführt. Das bedeutet, dass in der Transitionszone ein gradiertes Werkstoff durch mehrere diskrete Sprünge angenähert wird.

Dieses Verfahren findet in der Raumfahrt bereits Anwendung. Das statische mechanische Verhalten wurde im Rahmen dieser Anwendungen bereits intensiv beleuchtet. Neben der Entwicklung optimaler, teilhybridisierter Laminat sind in der Literatur detaillierte Untersuchungen zum thermischen und mechanischen Verhalten, basierend auf numerischen Untersuchungen und Versuchen, vorhanden [Fin10], [Hun08], [Lin04], [Bot12].

#### 3.5.3. Verbundstrangpressen

Das Strangpressen von Profilen, insbesondere aus Aluminium, ist schon seit einiger Zeit Stand der Technik und findet in weiten Bereichen der Fertigung eine breite Anwendung. Dieses Verfahren ermöglicht es, Profile, auch mit komplexen Querschnitten, in großer

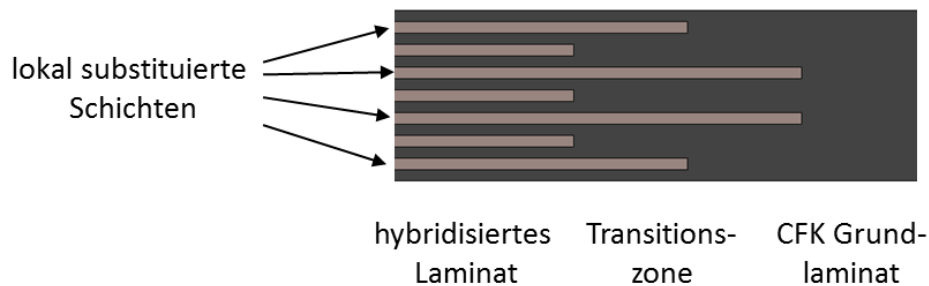


Abbildung 3.4.: Schematischer Aufbau eines lokal hybridisierten Bauteils mit gradierter Transitionszone

Menge sehr kostengünstig herzustellen. Durch die große Formvariabilität der möglichen Querschnitte wird dadurch ein wirtschaftliches Fertigen von Strukturen unterschiedlichster Anforderungen ermöglicht. Das Pressen von Querschnitten in Endkontur oder das Herstellen von der Endkontur nahen Rohteilen ermöglicht es, weitgehend auf kostenintensive, spanende Prozesse zu verzichten.

Das Verbundstrangpressen von Aluminium findet in der Technik bereits eine breite Anwendung. Zu nennen ist hier das Verbundstrangpressen von Stromschiene für U-Bahnen. Hierbei wird im Strangpressprozess auf den Grundkörper der Stromschiene eine Lage aus meist korrosionsträgem Stahl aufgebracht. Hiermit wird es ermöglicht, eine Stromschiene herzustellen, die auf der einen Seite kostengünstig ist und eine sehr gute elektrische Leitfähigkeit besitzt. Auf der anderen Seite genügt das Produkt den Anforderungen an die Widerstandsfähigkeit gegen Funkenabrasion und Festschweißen des Stromabnehmers. Um ein Verschweißen der Stahlbleche mit dem Extrusionswerkzeug zu vermeiden muss sichergestellt werden, dass das hergestellte Profil vollständig mit Aluminium ummantelt ist. Daher werden jeweils zwei Stromschiene Kopf an Kopf mit einem eingebetteten doppelten Stahlband hergestellt, die anschließend getrennt werden [Lan93].

Das Verfahren des Verbundstrangpressens wurde im Rahmen des Forschungsprojektes SFB/TR 10 modifiziert. Mit dem neuen Verfahren ist es nun möglich, nicht nur eine äußere Schicht mit einem anderen Werkstoff hinzuzufügen, sondern auch Verstärkungs- oder Funktionselemente in Profile zu integrieren [Pie11]. Zum Einbetten der Verstärkungselemente wurde das Presswerkzeug abgeändert. Der in das Presswerkzeug einlaufende Werkstoffstrom wird nun in ihm aufgeteilt und fließt um die Zuführelemente herum. Dadurch wird es ermöglicht, die einzubettenden Elemente mittig in den Werkstoffstrom einzubringen. In der Schweißkammer werden die Werkstoffströme anschließend wieder vereinigt und die Verstärkungs- oder Funktionselemente eingebettet. Siehe hierzu auch Abbildung 3.5.

Die Herausforderung bei dieser Herangehensweise ist es, die Werkzeuggeometrie derart zu gestalten, dass der Werkstoffstrom für alle Teilquerschnitte des Profils gleichmäßig

### 3. Stand der Technik und Forschung

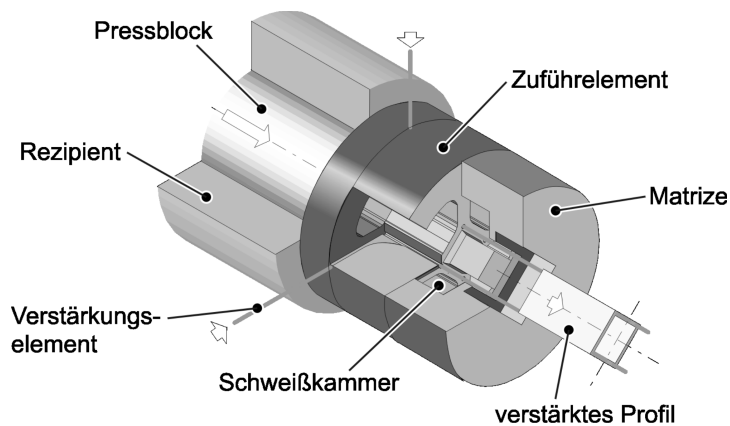


Abbildung 3.5.: Werkzeug zur Einbettung von Verstärkungselementen bei der Extrusion von Verbundstrangpressprofilen [Pie11]

ist und die Verstärkungselemente nicht zu hohen Kräften ausgesetzt werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die eingebrachten Verstärkungselemente selbst auch den Werkstofffluss beeinflussen. Mit komplizierter werdenden Profilen wird die Auslegung der Werkzeuge somit immer aufwändiger und setzen ein tiefgreifendes Verständnis der Vorgänge im Werkzeug voraus. Ein nicht optimaler Werkstofffluss kann unebene Oberflächen, Fehlpositionierung der eingebetteten Elemente oder den Bruch dieser verursachen. Weitere Informationen zum Verbundstrangpressen sind in [Sch07] und [Pie11] zu finden. Einen Überblick über die Simulation des Verbundstrangpressprozesses ist in [Klo11] zu finden.

#### 3.5.4. Stahldrahtverstärkte Aluminiumverbunde

Neben den Verbundwerkstoffen mit Metallmatrix und nichtmetallischen Verstärkungen wurden in der Vergangenheit auch intermetallische Verbunde hergestellt und untersucht. Zu nennen sind hier die Arbeiten von Shorshorov [Sho79]. In diesen Arbeiten wurde das Verhalten eines Verbundwerkstoffs, bestehend aus einer Aluminiummatrix und Stahldrähten als Verstärkung untersucht. Der Werkstoff wurde im Behälterbau für hochfeste Behälter verwendet [Khi87]. Die Herstellung des Werkstoffs erfolgte durch den Prozess des heißen, isostatischen Pressens. Eine Problemstellung, die im Rahmen dieser Arbeiten untersucht wurde, ist die Entstehung spröder Intermetallide aufgrund der langen Exposition hoher Temperaturen. Im Falle der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile wird eine Entstehung dieser Intermetallide durch die bei dem verwendeten Herstellungsverfahren sehr kurze Expositionszeit bei hohen Temperaturen unterdrückt. - So kann mit dem neuen Herstellungsprozess eine Festigkeitsreduktion aufgrund der Bildung von nennenswerten Schichten bestehend aus Intermetalliden vermieden werden. Siehe hierzu auch die Messung der Werkstoffdiffusion im Bereich der Grenzflächen zwischen Matrixwerkstoff und Verstärkungselementen der Verbundstrangpressprofile [Wei07]. Es konnte gezeigt werden, dass insbesondere bei einer Er-

müdungsbelastung Schichten spröder Intermetallide durch ihre Kerbwirkung aufgrund einer frühzeitigen Rissbildung einen stark negativen Einfluss auf das Bruchverhalten der Drahtelemente aufweisen [Sho74].

In Verbindung der Arbeiten von [Wei07],[Kel65] und [Sho79] kann ein recht gutes Modell für das Werkstoffverhalten des Verbunds aufgestellt werden. Im Wesentlichen handelt es sich bei dem Werkstoffverhalten um eine Superposition der beiden Komponenten. Es muss jedoch dem Umstand, dass es durch den Verbund zu einer gegenseitigen Beeinflussung im Bereich der Plastizierung kommt, Rechnung getragen werden. So kommt es bei dem Matrixwerkstoff im Verbund durch die kleinräumige Aufteilung des Materials zu einem Verspröden. Das bedeutet, dass die erreichten Bruchdehnungen des Matrixwerkstoffs im Verbund deutlich geringer sind, als die des ursprünglichen Werkstoffs. Auf der anderen Seite gibt es eine Stützwirkung auf die Drahtelemente, die zu einer mehrfachen Einschnürung der Verstärkungselemente führt, welche dadurch eine deutlich höhere Bruchdehnung erreichen können, als der nicht eingebettete Werkstoff [Ham09].

#### 3.5.5. Mechanisches Verhalten der Verbundstrangpressprofile

Um in der Lage zu sein, sinnvolle Modelle hinsichtlich des Festigkeitsverhaltens aufstellen zu können, soll im Folgenden zunächst das Verhalten des Werkstoffverbunds diskutiert werden. Das Verhalten des gesamten Verbundes kann im Wesentlichen in vier Bereiche eingeteilt werden. Siehe hierzu auch [Kel65] und [Sho79]. In Abbildung 3.6 wurden die vier Bereiche in den schematischen Spannungs-Dehnungs-Verlauf der Verbundstrangpressprofile eingetragen. Siehe hierzu die Zugversuche in Verstärkungsrichtung in Kapitel 7.1. Die folgenden, schematischen Querschnitte sind nach [Scho79] dargestellt.

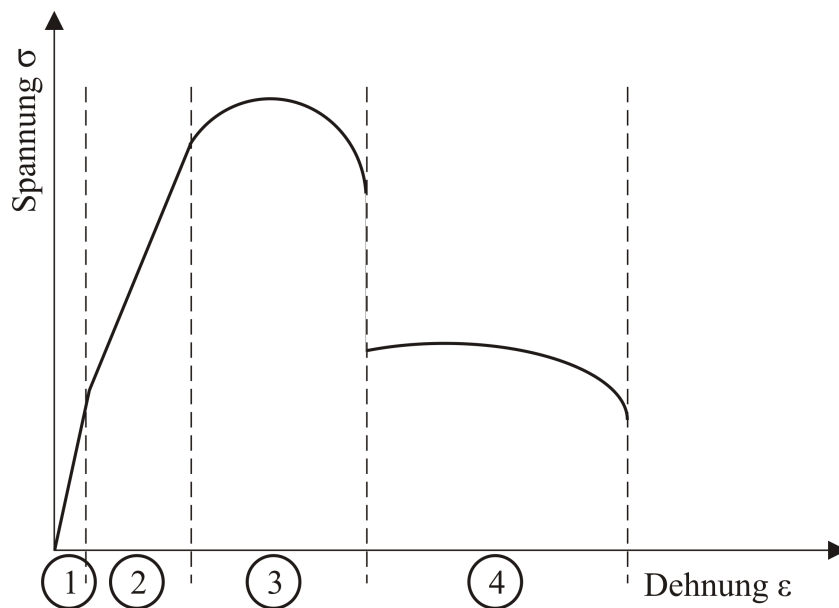
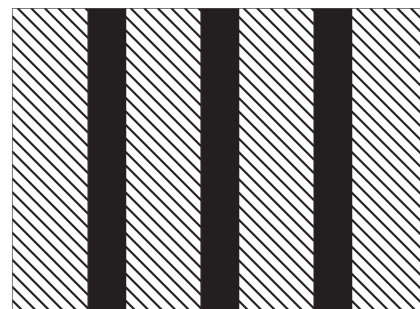


Abbildung 3.6.: Exemplarische Darstellung des mechanischen Verhaltens der Verbundstrangpressprofile

**Bereich 1:**

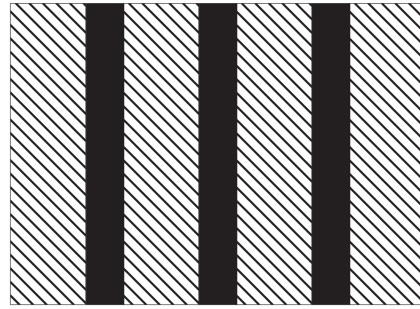
Sowohl die Matrix, als auch die Verstärkungselemente verhalten sich rein elastisch. Das bedeutet, in diesem Bereich sind die aufgebrachten Verformungen reversibel. Unter der Voraussetzung, dass der Matrixwerkstoff eine geringere Grenze der elastische Dehnung als die Verstärkungselemente aufweist, was bei der gewählten Werkstoffkombination der Fall ist, wird dieser Bereich durch das elastische Verhalten der Matrix definiert. Effekte, wie zum Beispiel thermisch induzierte Eigenspannungen, können diesen Bereich verschieben. Sämtliche Betriebslasten, die das Bauteil aufnehmen soll, müssen in diesem Bereich liegen. Bezieht man sich auf die äußeren, auf das Bauteil aufgebrachten Dehnungen, so wird die Grenze dieses Bereichs von den im Bauteil vorherrschenden Eigenspannungen beeinflusst. Durch eine gezielte Beeinflussung dieser, wie zum Beispiel durch das Recken eines Profils, kann dieser Bereich variiert werden.





**Bereich 2:**

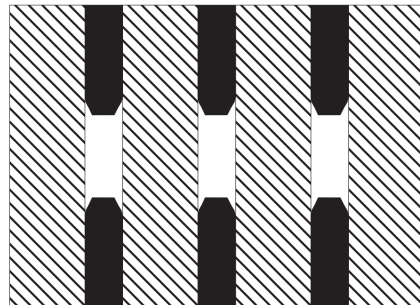
Hier kommt es zu einer ersten bleibenden Verformung des Bauteils. Die Matrix erfährt in diesem Bereich eine Plastizierung, während die Verstärkungselemente noch im elastischen Bereich verbleiben. Nach dem Entlasten des Bauteils verbleibt eine gewisse Verformung und der Eigenspannungszustand hat sich geändert. Dieser Bereich kann, für die bereits oben erwähnte Beeinflussung des Eigenspannungszustands genutzt werden. Für den eigentlichen Betrieb kann dieser Bereich nicht genutzt werden. Allerdings ist dieses Verhalten für die Robustheit einer Struktur gegenüber Havarieelasten von großer Bedeutung. Durch die Lastumlagerung auf die Verstärkungselemente werden, im Vergleich zur Dehngrenze oder Festigkeit des Grundwerkstoffs sehr hohe Spannungen erreicht. Gemessene Kurven für unterschiedliche Werkstoffkombinationen sind in [Wei07] und [Wed11] zu finden.

**Bereich 3:**

Bei einer weiteren Steigerung der Last kommt es im Verbund sowohl zu einer Plastizierung des Matrixwerkstoffs, als auch der Verstärkungselemente. In diesem Bereich beginnen die Verstärkungselemente mehrfache Einschnürungen zu bilden. Nach dem Entlasten verbleiben im Bauteil erhebliche Verformungen. In diesem Bereich erreicht der Verbund seine höchsten äußeren Spannungen und der Punkt der maximalen Festigkeit wird erreicht. Bereich 3 in Verbindung mit Bereich 2 stellen den Sicherheitsbereich einer Konstruktion dar. In diesem Bereich findet ein Großteil der Energieabsorption durch den Verbund statt.

**Bereich 4:**

Mit dem Bruch der Verstärkungselemente kommt der Übergang in Bereich 4. Da die Verstärkungselemente hier aufgetrennt sind, muss die gesamte Belastung durch die Matrix getragen werden. Die nun in der Matrix vorhandenen Hohlräume führen dazu, dass die Matrix nicht als Ganzes einschnüren kann. Dies führt zu einer Versprödung des Werkstoffs und somit zu einer Reduktion der Bruchdehnungen gegenüber dem homogenen Werkstoff. Dieser Bereich hat im Havariefall eine Bedeutung, da dies die Energieabsorption bis zum



### *3. Stand der Technik und Forschung*

völligen Versagen der Struktur beeinflusst. Da die technische Spannung in diesem Bereich abfällt, bedeutet dies in der Praxis meist einen Bruch der Struktur.

## 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften von Verbundstrangpressprofilen

Da bei der Verwendung von Verbundstrangpressprofilen deren Eigenschaften erst mit der Produktion des Bauteils entstehen, ist eine zwingende Voraussetzung für einen erfolgreichen Einsatz die Identifikation der mechanischen Eigenschaften und die Erstellung von aussagekräftigen, parametrisierten Modellen bereits in frühen Entwicklungsphasen. Des Weiteren werden anwendungsgerechte Versagenskriterien benötigt, welche in der Lage sind auch mehrdimensionale Spannungszustände, wie sie im Bereich von Lasteinleitungen und Strukturanbindungen zu finden sind, zuverlässig zu bewerten.

### 4.1. Analytische Bestimmung vom Werkstoffkennwerten

Als ein erster Schritt bei der Bewertung der Verbundstrangpressprofile empfiehlt sich eine analytische Betrachtung. In der Literatur sind eine Vielzahl an analytischen Ansätzen zur Abschätzung der Elastizitätsmoduli und Festigkeiten von Faserverbundwerkstoffen zu finden. Ein wesentlicher Kennwert bei der Bewertung eines Werkstoffs mit uniaxial ausgerichteten Verstärkungselementen sind der Elastizitätsmodul und die Festigkeit in Verstärkungsrichtung. Für die Berechnung des Elastizitätsmoduls gibt es die Möglichkeit der Nutzung der einfachen Mischungsregel. Diese bietet die Möglichkeit einer sehr genauen Abschätzung des homogenisierten Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit des Verstärkungsanteils  $\varphi$ . Siehe hierzu auch Formel 3.1.

$$E_{Verbund} = E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi) \quad (4.1)$$

Orthogonal zur verstärkten Richtung gibt es die Möglichkeit den Elastizitätsmodul mit dem, ebenfalls aus der Analyse von Faserverbundwerkstoffen bekannten, Scheibchenmodell zu ermitteln. Dies wurde bereits in Kapitel 3 erläutert. Bei der Betrachtung von heterogenen hybriden Verbundprofilen ist der Verstärkungsanteil relativ gering, daher kommt hier der Umstand zu tragen, dass die Matrix im Vergleich zu den Verstärkungen eine nicht vernachlässigbare Steifigkeit besitzt. Daher muss hier, soll diesem relativ kleinen

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

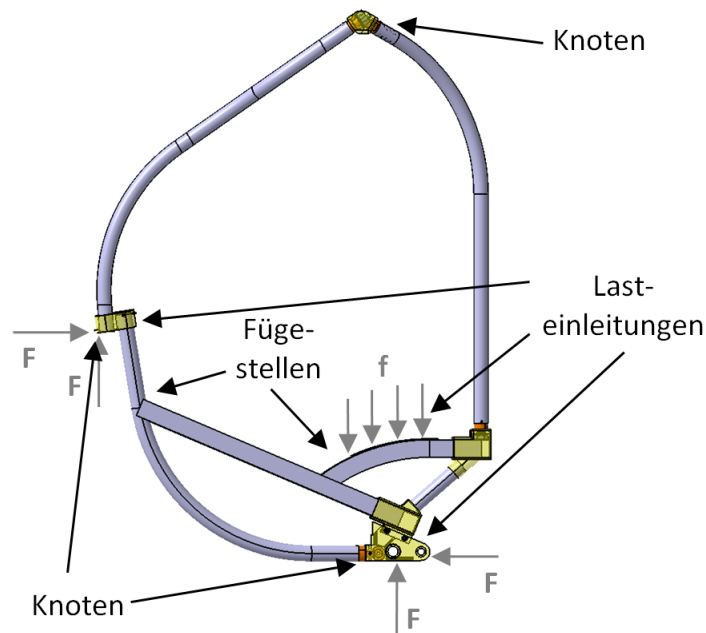


Abbildung 4.1.: Demonstrationsrahmen des Projekts TR-10

Effekt Rechnung getragen werden, bei der Berechnung des Elastizitätsmoduls in Querrichtung die Beeinflussung der Querkontraktion durch die Verstärkungselemente berücksichtigt werden. Eine Berechnung des Elastizitätsmoduls in Querrichtung basierend auf dem Scheibchenmodell unter Berücksichtigung dieses Effekts ist in im Anhang in Kapitel A.1.2 zu finden. Insbesondere bei der Verwendung von Profilen sind die Werkstoffeigenschaften in axiale Richtung von Bedeutung, da das Verformungsverhalten dominierend durch Biegung und axiale Lasten beeinflusst wird. Daher reicht für die Bestimmung der Profilsteifigkeiten dieser Ansatz für die erste Bewertung der Struktur vollkommen aus. Die Bestimmung der Biegesteifigkeit der Profile erfolgt analog unter Berücksichtigung der Profilgeometrie. Dies ist möglich, da die exakte Verteilung der Steifigkeiten in den betrachteten, heterogen verstärkten Profilen exakt bekannt ist. Somit kann die Biegesteifigkeit  $EI$  der Profile direkt bestimmt werden.

$$(EI)_{\text{Profil}} = E_{\text{Verstärkung}} \cdot I_{\text{Verstärkung}} + E_{\text{Matrix}} \cdot I_{\text{Matrix}} \quad (4.2)$$

Basierend auf diesen Kennwerten kann bereits eine grundlegende Auslegung der Profile mit Hinblick auf geforderte Steifigkeiten erfolgen. Auch eine erste Abschätzung der Machbarkeit mit Blick auf die Festigkeit ist möglich, wenn die maximalen elastischen Dehnungen der Profile bekannt sind. - Für eine Modellierung der lokalen Effekte ist eine einfache Darstellung der Eigenschaften mit homogenisierten Werkstoffeigenschaften jedoch nicht ausreichend.

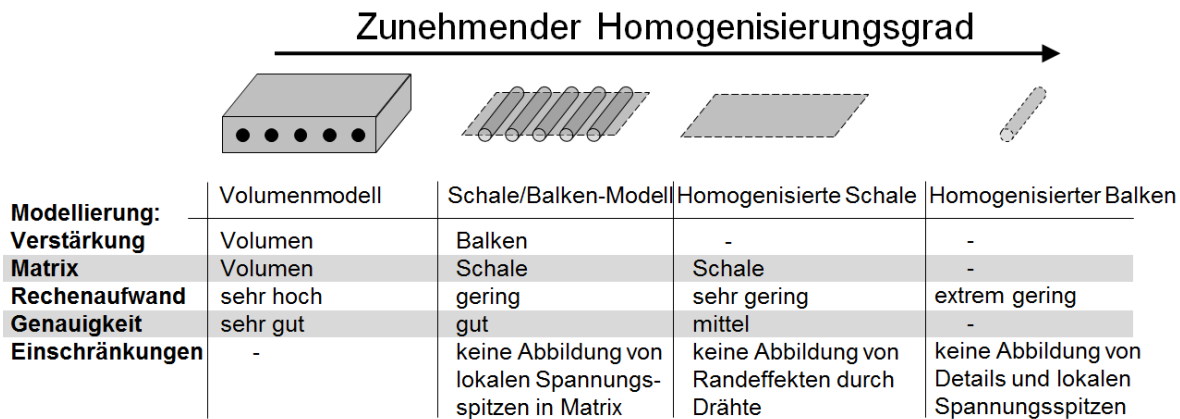


Abbildung 4.2.: Unterschiedliche Methoden zur Homogenisierung heterogen verstärkter Profile

## 4.2. Modellierung und Homogenisierung

Eine wesentliche Besonderheit der im Rahmen der Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile ist ihr heterogener Charakter. Wie bereits in der Einleitung beschrieben, grenzt dies die betrachteten Werkstoffe von den meisten klassischen Konstruktionswerkstoffen ab [Wed11]. Die im Vergleich zu den meisten technischen Faserverbundwerkstoffen recht großen Durchmesser der Verstärkungselemente von  $1\text{ mm}$  generieren, insbesondere bei der Belastung normal zur Verstärkungsrichtung, deutlich ausgeprägte lokale Spannungsfelder. Da die Anzahl der verwendeten Verstärkungselemente begrenzt ist und diese aus dem Blickwinkel der Modellierung einer Gesamtstruktur recht kleinräumig verteilt sind, ist eine geeignete Homogenisierung der Werkstoffeigenschaften für eine effiziente Modellierung unabdingbar. Der erforderliche Grad der Homogenisierung ist jedoch vom konkreten Anwendungsfall und Ziel der Simulation abhängig. Die Spannweite umfasst hierbei den gesamten Bereich von einer vollständigen 3D-Modellierung des Werkstoffs bis hin zur Verwendung von homogenisierten Balkenelementen. Ersteres findet zum Beispiel bei der detaillierten Betrachtung des Einflusses von Verstärkungselementen auf das Spannungsfeld im Matrixwerkstoff Verwendung. Für das letztere Beispiel kann die Analyse der Lastpfade in einer Gesamtstruktur genannt werden. Hier spielen lediglich die mit Hilfe der Verstärkungen erreichten Steifigkeiten und eventuell die veränderten Wärmedehnungen eine Rolle, daher ist die Verwendung homogenisierter Balkenelemente für diese Anwendung ausreichend. Bei einer derart vereinfachten Betrachtung können die Werkstoffkennwerte in der Regel mit Hilfe analytischer Herangehensweisen abgeleitet werden. Siehe hierzu auch Kapitel 3.1.1.1.

In der Literatur sind unterschiedliche Verfahren der Homogenisierung zu finden. Diese reichen von einem Homogenisieren der Werkstoffeigenschaften durch das Ableiten makroskopischer Werkstoffgesetze, z.B. basierend auf der linearen Mischungsregel, bis

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

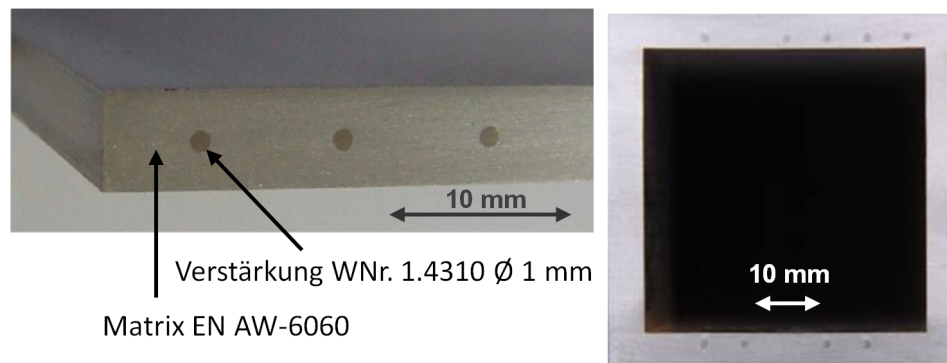


Abbildung 4.3.: Verbundstranggepresstes Flachprofil und Rechteckprofil mit partieller Verstärkung

hin zu direkt hinterlegten Modellen auf unterschiedlichen Skalen in Form von Mehrskalmodellierungen. Siehe hierzu auch Kapitel 3.2. Eine Besonderheit des Werkstoffs der betrachteten Verbundstrangpressprofile ist, dass ihre Zusammensetzung hinsichtlich des lokalen Verstärkungsanteils und des exakten geometrischen Aufbaus genau bekannt ist. Das unterscheidet diesen Werkstoff von den meisten Verbundwerkstoffen, bei denen der Anteil der Fasern zwar bekannt, aber die exakte Verteilung dem Zufall überlassen ist und lokale Schwankungen im Faservolumenanteil möglich sind. Bei den betrachteten Verbundstrangpressprofilen wird die Positionierung der Verstärkungselemente durch das Zuführelement und seine Position in der Schweißkammer definiert. Siehe hierzu auch Kapitel 3.5.3. So kann sichergestellt werden, dass die Verstärkungselemente, nach einer gewissen Einlaufphase des Pressprozesses bei allen produzierten Profilen an der gleichen Position zu finden sind. Im Rahmen des Projektes wurden unterschiedliche Verfahren zur Modellierung und Homogenisierung der heterogen verstärkten Verbundstrangpressprofile entwickelt. Diese reichen von einer detaillierten 3D-Modellierung bis hin zu Reduktion des Profils auf ein homogenisiertes Balkenelement. Eine Übersicht der unterschiedlichen Verfahren, die im Rahmen der Arbeit entwickelt und verwendet wurden ist in Abbildung 4.2 dargestellt. Die unterschiedlichen Verfahren der Homogenisierung sind im Folgenden erklärt.

##### **Homogenisierter Balken**

Bei dem homogenisierten Balken handelt es sich um eine weitgehende Abstraktion der Verbundprofile. Das Profil wird hierbei auf Balkenelemente reduziert, deren Eigenschaften von den Verbundstrangpressprofilen abgeleitet werden. Bei der Modellierung des globalen Lasttragverhaltens, das bedeutet zur Darstellung einer gesamten Rahmenstruktur, kann eine Struktur durch homogenisierte Balkenelemente dargestellt werden. Hierbei spiegelt das Modell die globalen Steifigkeiten der Rahmenstruktur sehr gut wider. Neben der Axial- und Biegesteifigkeit werden auch die Schub- und Torsionssteifigkeit hinterlegt, das globale Verhalten der Profile wird hierbei sehr gut wiedergespiegelt [Moh08]. Die korrespondierenden Steifigkeiten der Elemente leiten sich aus den Steifigkeiten und Flächenträgheitsmomenten der Profile ab. Diese können für die Modellierung mit homogeni-

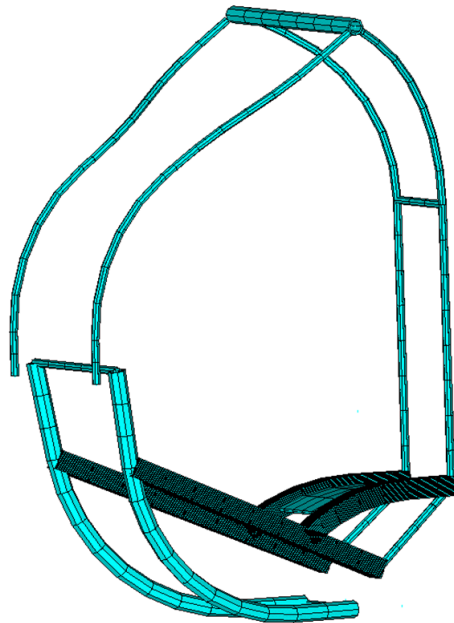


Abbildung 4.4.: Modellierung des Demonstrators des SFB/TR 10 mit homogenisierten Balkenelementen zur Bestimmung der Lastpfade

sierten Balkenelementen mit ausreichender Genauigkeit aus der analytischen Berechnung, siehe hierzu auch Kapitel 4.1, übernommen werden.

Je nach Anwendungsfall kann eine genauere Überprüfung der Steifigkeiten im Bereich von Knoten notwendig sein. Des Weiteren kann auch das globale Stabilitätsverhalten der Struktur untersucht werden, indem die einzelnen Komponenten auf ihre Sicherheit hinsichtlich Knicken analysiert werden. Zu beachten ist hierbei jedoch, dass ein Beulen einzelner Felder eines Profils, das ebenfalls zu einem Stabilitätsversagen der Struktur führen kann, nicht abgebildet wird. Eine detaillierte Betrachtung des Festigkeitsverhaltens im Bereich von Knoten, Lasteinleitungs- und Randeffekte kann mit dieser Art der Modellierung nicht durchgeführt werden. Eine globale Bewertung des Festigkeitsverhaltens, basierend auf Dehnungs- oder Spannungskriterien, in denen die ertragbaren Werte der homogenisierten Struktur hinterlegt sind, ist möglich. Eine Parametrisierung der Balkeneigenschaften kann durch die Hinterlegung des mathematischen Zusammenhangs zwischen Geometrie und Steifigkeit der Profile ohne großen Aufwand realisiert werden. Diese Form der Modellierung ist somit besonders in einer frühen Entwicklungsphase eines Projektes attraktiv. Es kann eine Großzahl an Varianten durchgespielt werden, ohne dass dies zu sehr hohen numerischen Kosten führt. Als Anwendungsbeispiel sei hier die Optimierung der Geometrie und der Querschnitte einer Gesamtstruktur im Rahmen der Vorentwicklung genannt.

### Homogenisierte Schale

Soll eine detailliertere Betrachtung der Profileigenschaften durchgeführt werden, bei der

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

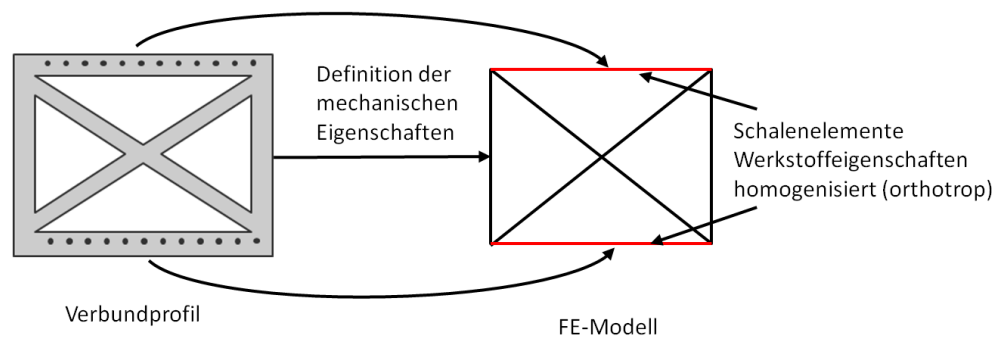


Abbildung 4.5.: Flächenweise Homogenisierung eines Verbundstrangpressprofils bei der Modellierung mit homogenisierten Schalenelementen

auch eine Betrachtung des Einflusses von Lasteinleitungseffekten möglich ist, so muss das gesamte Profil in seiner Geometrie dargestellt werden. Um in der Lage zu sein, diese Modelle ohne zu großen Aufwand zu parametrisieren, und somit größere Teile einer Struktur darzustellen, wird der Querschnitt der Profile mit homogenisierten Schalenelementen unter Verwendung von orthotropen Werkstoffeigenschaften aufgebaut. Die Werkstoffkennwerte können entweder über eine analytische Betrachtung oder durch die Auswertung eines 3D-Finite-Elemente-Modells gewonnen werden, oder aber mit Hilfe von Versuchen ermittelt werden. Das bedeutet, dass der Effekt der Verstärkungselemente in der Ebene der Schalen durch ein Werkstoffgesetz mit den homogenisierten Werkstoffeigenschaften berücksichtigt wird. Eine rudimentär gleichmäßige Verteilung der Verstärkungselemente vorausgesetzt, ermöglicht diese Form der Modellierung auch eine begrenzte Betrachtung lokaler Effekte. Auf Grund der Darstellung der Geometrie ist auch eine Bewertung der ebenen Spannungszustände in den Profilen möglich. Dies ist insbesondere bei der Bewertung von komplexeren Profilen erforderlich. Durch die Modellierung der Profilgeometrien durch Flächen und der anschließenden Vernetzung mit Schalenelementen ist es möglich, mit diesem Grad der Homogenisierung auch Stabilitätseffekte innerhalb komplexer Profilquerschnitte zu analysieren. Somit kann neben dem globalen Knicken der einzelnen Profile auch das lokale Beulen einzelner Felder der Profile dargestellt werden. Dies ist insbesondere bei der Bewertung von dünnwandigen Profilen relevant, welche bei der Konstruktion von Leichtbaustrukturen eine zentrale Rolle spielen. Aufgrund des relativ geringen Rechenaufwands, verglichen mit einer vollen 3D-Modellierung, ist dieses Verfahren auch für die Verwendung in der Optimierung geeignet. Eine für eine erste Betrachtung ausreichende Bewertung der Festigkeit kann über ein einfaches Kriterium der maximalen Dehnungen durchgeführt werden. Soll eine zuverlässige Aussage über das Profilverhalten getroffen werden, bei der auch unterschiedliche Versagensmodi berücksichtigt werden, so kann die Auswertung mit Hilfe eines speziell hierfür entwickelten Versagenskriteriums durchgeführt werden. Siehe hierzu auch Kapitel 4.3.4. Lediglich eine exakte Betrachtung der Spannungszustände in den Anbindungspunkten und die Bewertung der durch die heterogene Drahtverteilung verursachten Effekte ist hier nicht möglich. Diese erfordern jedoch meist, aufgrund der komplexen Geometrien, eine vollständige



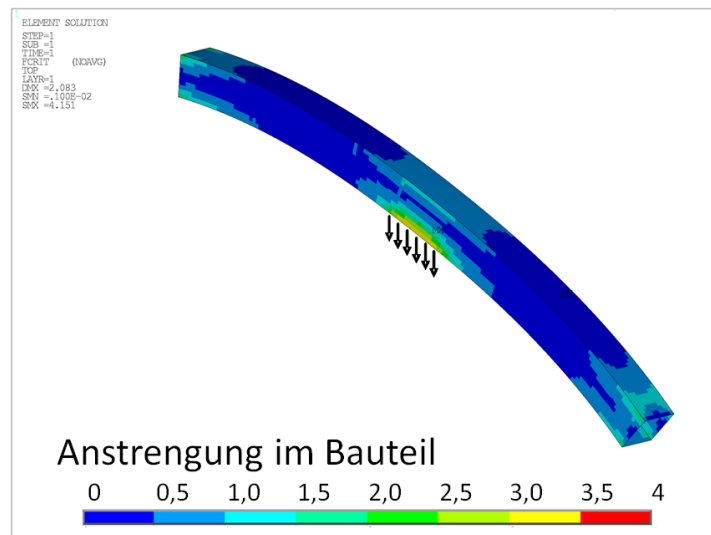


Abbildung 4.6.: Modellierung einer Lasteinleitung in einem Verbundstrangpressprofil mit homogenisierten Schalenelementen

3D-Modellierung. In Abbildung 4.6 ist ein Anwendungsbeispiel für die Modellierung eines verstärkten Rechteckrohrs mit homogenisierten Schalenelementen dargestellt. Der Einfluss der Verstärkungselemente auf die Steifigkeit wurde durch orthotrope Werkstoffigenschaften dargestellt. Zur Modellierung des Profils mit Hilfe von ANSYS wurden für dieses Beispiel Schalenelemente des Typs Shell281 verwendet. Hierbei handelt es sich um Elemente mit einem quadratischen Verschiebungsansatz. Hierdurch können die im Bereich der Lasteinleitung auftretenden Dehnungsgradienten gut dargestellt werden. In der Darstellung ist die mit Hilfe eines Versagenskriteriums dargestellte Bauteilanstrengung, die basierend auf den Spannungen berechnet wurde, zu sehen. Siehe hierzu auch Kapitel 4.3.4.

### Hybride Schale-Balken-Modellierung

Für die effiziente Modellierung von Verbundstrangpressprofilen, unter Berücksichtigung lokaler Effekte, wurde das Schale-Balken-Modell entwickelt. Dies ermöglicht die Abbildung von Randeffekten aufgrund der lokalen Steifigkeitseinflüsse durch die eingebrachten Verstärkungselemente. Hierbei werden die einzelnen Verstärkungselemente jeweils durch Balkenelemente dargestellt, parallel dazu wird der Matrixwerkstoff mit seinen Eigenschaften durch Schalenelemente diskretisiert. Vor der Vernetzung werden die Flächen entlang der Verstärkungen aufgetrennt. Anschließend erfolgt die Vernetzung der Linien und der Flächen. Durch diese Herangehensweise kann gewährleistet werden, dass die Knotenpositionen der Schalen auf den Linien mit denen der Balkenelemente kongruent sind, was eine einfache Kopplung der Freiheitsgrade der Elemente ermöglicht.

Aufgrund der Aufteilung der Flächen durch die Verstärkungselemente können bei einem geringen Abstand der Verstärkungselemente die Breiten der resultierenden Flächen recht klein sein. Diese Abmessung bestimmt in den vernetzten Profilen die maximale

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

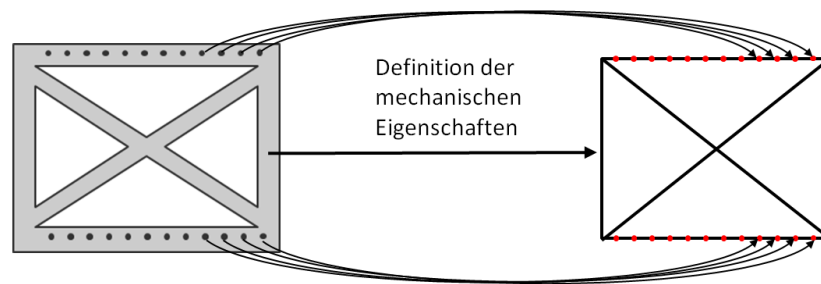


Abbildung 4.7.: Separate Diskretisierung des Matrixwerkstoffs und der Verstärkungselemente der hybriden Schale-Balken-Modellierung

Elementgröße, was zu entsprechend hohen Elementzahlen führen kann. Die Zuweisung der Werkstoffeigenschaften ist bei dieser Form der Modellierung recht unproblematisch. Für die Schalenelemente werden die Werkstoffeigenschaften des Matrixwerkstoffs verwendet. Soll bei der Modellierung auch der, kleine Einfluss, der Verstärkungselemente auf die Steifigkeiten in orthogonale Richtung mit Berücksichtigung werden, so muss hier ein orthotropes Werkstoffgesetz gewählt werden. Da die Balkenelemente nur die eingebrachte Differenz der Steifigkeit zwischen dem unverstärkten Profil und den Verstärkungselementen widerspiegelt, wird diesen die Steifigkeitsdifferenz zwischen Verstärkungselementen und Grundwerkstoff zugewiesen. Durch eine geeignete Zuweisung der Querschnitte der Balkenelemente kann mithilfe dieser Methode neben den Randeffekten auch der Einfluss von Fertigungsstreuungen der Positionierung der Verstärkungselemente untersucht werden. Von Vorteil hierbei ist, dass die Abweichungen der Position ohne eine Neuvernetzung variiert werden können, indem in der Querschnittsdefinition der Balkenelemente, auf deren Basis jeweils die Steifigkeitsmatrix bestimmt wird, eine Verschiebung durchgeführt wird. Es ist zu beachten, dass bei einer Biegung der versteiften Ebene des Profils um eine Achse längs zur Verstärkungsrichtung der - recht geringe - Effekt der Verstärkungselemente nicht widerspiegelt wird. Diese Form der hybriden Modellierung stellt einen Kompromiss bei der Modellierung dar. Auf der einen Seite ist es möglich, eine präzise Aussage über das Beulverhalten dünnwandiger Profile zu treffen. Dabei können Abweichungen in Anzahl und Positionierung der Verstärkungselemente ohne großen Aufwand berücksichtigt werden. Des Weiteren besteht die Möglichkeit Profile mit lokal unterschiedlichen Verstärkungsanteilen zu modellieren, ohne dabei unzulässige Vereinfachungen durchzuführen. Hierbei können die Effekte der lokalen Verstärkungen mit berücksichtigt werden. Auf der anderen Seite ist die Modellierung sowohl mit Blick auf den Aufwand der Modellierung, als auch hinsichtlich des Berechnungsaufwandes relativ günstig. Dadurch ist es möglich eine parametrische Modellierung der Profile ohne großen Aufwand zu realisieren, was eine gute Anwendbarkeit dieser Form der Modellierung für eine Verwendung in der Optimierung ergibt. Ein Anwendungsbeispiel hierfür in der Optimierung ist in [Hub08] zu finden. In [Weh11] wurde, basierend auf diesem Modell, die Bewertung unscharfer Parameter in der Optimierung untersucht. Anwendungen dieser Modellierung in der Optimierung unter Berücksichtigung des Einflusses von variierender

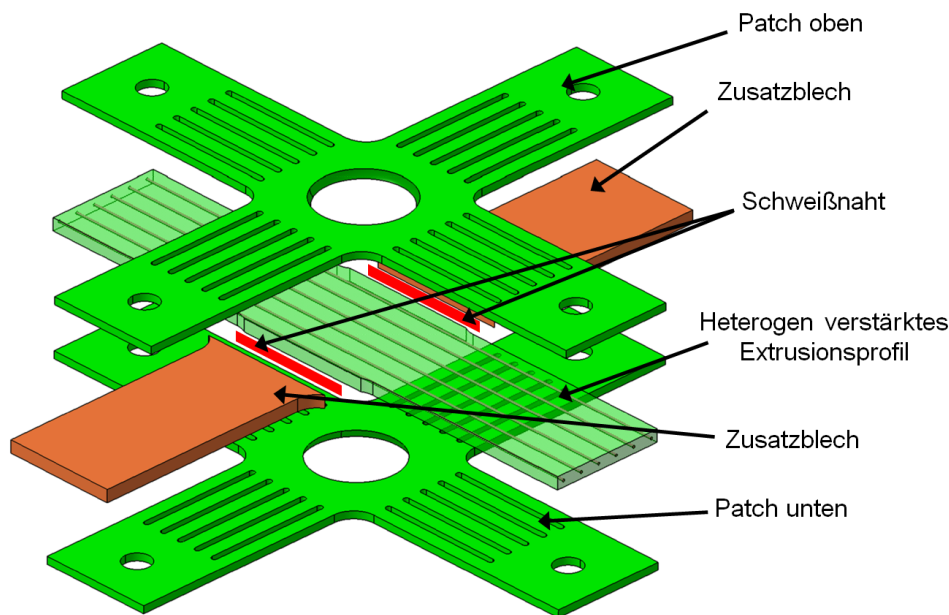


Abbildung 4.8.: Schematischer Aufbau der Kreuzproben zur Prüfung des heterogen verstärkten Verbundwerkstoffs

Verstärkungspositionierung auf das globale und lokale Stabilitäts- und Beulverhalten ist in [Hub11] zu finden. Eine Betrachtung dieser Effekte wäre ansonsten nur mit Hilfe eines 3D-Volumenmodells möglich, was einen wesentlich höheren Aufwand, sowohl bei der Modellierung als auch bei der Berechnung, nach sich ziehen würde.

In Abbildung 4.9 ist eine Anwendung einer hybriden Modellierung unter der Verwendung von Schalen- und Balkenelementen gezeigt. Hierbei handelt es sich um eine Simulation der im Rahmen der Arbeit untersuchten Kreuzproben zur Bestimmung von Werkstoffkennwerten bei einer zweiachsigen Belastung. Das Ziel der Berechnung ist die Bestimmung der Steifigkeiten und der daraus resultierenden Spannungen in Lasteinleitung und Messbereich der Kreuzprobe. Siehe hierzu auch Abbildung 4.8. Da das Modell für eine Parameterstudie verwendet wurde, ist in diesem Fall die benötigte Rechenzeit von großer Bedeutung. Da neben der Rechenzeit auch die Berücksichtigung des lokalen Einflusses der Verstärkungselemente relevant ist, wurde hierfür die Schale-Balken-Modellierung verwendet. Die Simulation der Probenkörper erfolgte mit Hilfe von ANSYS. Für die Modellierung wurden Shell43 und Beam4 Elemente verwendet. Hierbei handelt es sich jeweils um Elemente mit einem linearen Verschiebungsansatz. Bei der Auswertung waren nur die im Grundwerkstoff vorhandenen Spannungen relevant. Eine detaillierte Beschreibung der Herangehensweise bei der Entwicklung der Kreuzproben ist in Kapitel 7.2 zu finden.

### Volumenmodellierung

Bei der vollständigen 3D-Modellierung der Profile handelt es sich streng genommen nicht um eine Methode der Homogenisierung, aber der Vollständigkeit halber soll dieses Verfahren kurz erwähnt werden. Für eine detailliertes Verständnis und eine Bewertung

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

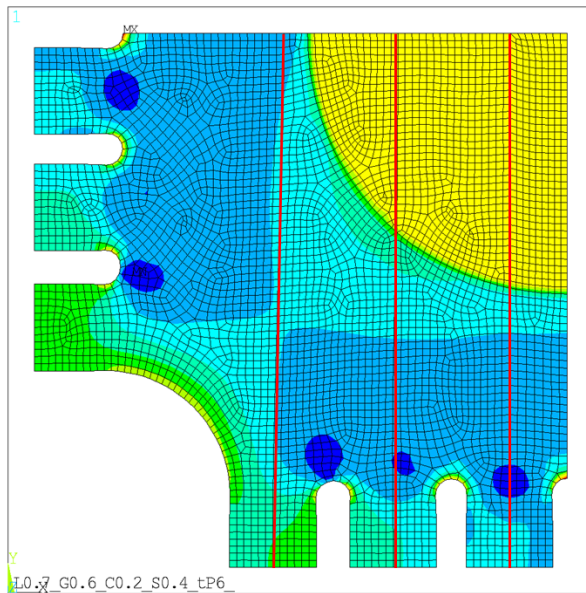


Abbildung 4.9.: Modellierung einer Kreuzprobe für Parameterstudien mit Hilfe der hybriden Schale-Balken-Modellierung; aufgrund der Symmetrien in Belastung und Geometrie ist nur ein Viertel der Probe modelliert.

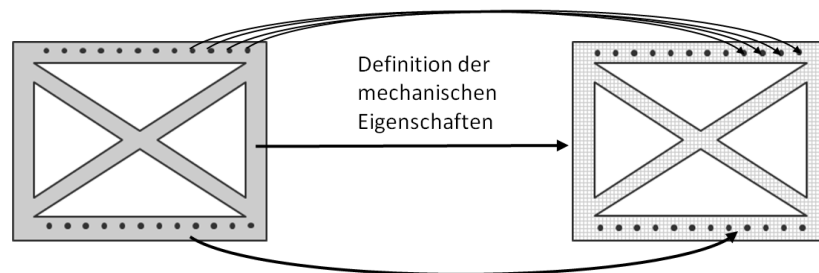


Abbildung 4.10.: Detaillierte Volumenmodellierung eines Verbundstrangpressprofils

der Spannungszustände unter Berücksichtigung weiterer Effekte, wie z.B. aus Temperatureffekten resultierenden Eigenspannungszustände, ist eine vollständige Modellierung unabdingbar. Bei der Modellierung wird die gesamte Geometrie des Profilquerschnitts, oder eines Teils davon, durch Volumenmodelle erstellt. Bei der Vernetzung wird auch hier darauf geachtet, dass die Knoten beider Komponenten in der Grenzfläche zwischen Verstärkung und Grundwerkstoff kongruent sind. Wird in der Simulation eine feste Verbindung zwischen den beiden Komponenten vorausgesetzt, so kann dies recht einfach durch ein Koppeln der Freiheitsgrade der angrenzenden Elemente über die Knoten erreicht werden. Die Zuweisung der Werkstoffeigenschaften gestaltet sich bei dieser Form der Simulation einfach. Da keine geometrische Reduktion des Modells vorgenommen wurde, können die Werkstoffkennwerte der einzelnen Komponenten verwendet werden.

Vorteil dieser Form der Simulation ist die volle Darstellung der Geometrie und die Möglichkeit auch eine präzise Aussage über die Effekte im Bereich von Strukturknoten tätigen zu können. Da die geringste Elementgröße in dem Modell jedoch durch die geforderte ausreichende Diskretisierung der Verstärkungselemente definiert ist, resultiert dies aufgrund der recht geringen Durchmesser in einer sehr hohen Elementzahl. Eine Simulation einer Struktur im Rahmen der Produktentwicklung scheint daher mit dieser Form der Modellierung nicht sinnvoll. Primäre Anwendung dieser Form der Modellierung ist die detaillierte Betrachtung der lokalen Einflüsse der Verstärkungselemente bei mechanischen und Temperaturlasten, auch im Bereich von Randeffekten. Im Rahmen des Projektes wurde diese Form der Modellierung zur numerischen Bewertung der Fließgrenze des Grundwerkstoffs bei überlagerten Spannungszuständen verwendet. Des Weiteren können mit dieser Form der Modellierung thermisch induzierte Eigenspannungen um die Verstärkungselemente herum bestimmt werden. Siehe hierzu auch Kapitel 5.

### Zusammenfassung

Für den Vergleich der Aussagekraft und Abweichungen der unterschiedlichen Homogenisierungsmethoden wurden vergleichende Berechnungen durchgeführt [Moh08]. Um eine möglichst hohe Aussagekraft der Berechnung zu erhalten, wurde als Referenz ein Flachprofil mit einer Dicke von nur  $2\text{ mm}$  und einer Verstärkungsanteil von ca.  $23,6\%$  verwendet. In Tabelle 4.1 sind die Elementzahlen der je recht fein vernetzten Modelle gezeigt. Für die unterschiedlichen Belastungsszenarien wurden, jeweils bezogen auf das

Tabelle 4.1.: Vergleich der Elementzahlen für ein Referenzprofil

Modellierung	Volumenmodell	hybrides Schale-Balken-Modell	Balkenmodell
Elementzahl	21000	1800	100

Volumenmodell, die Abweichung der maximalen Spannung in der Matrix und die maximale Abweichung der Verschiebungen berechnet. Die Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Tabelle 4.2 dargestellt. Bei der Verwendung der Balkenelemente ist es nicht möglich die Spannungen im Grundwerkstoff mit Hilfe des Postprozessors auszulesen. Daher sind die Abweichungen der Balkenmodelle bei der Berechnung von Spannungen in Tabelle 4.2 nicht dokumentiert. Sollen hier die Spannungen der einzelnen Komponenten bestimmt werden, so muss nachgeschaltet eine weitere Berechnung, basierend auf den berechneten Dehnungen, stattfinden. Des Weiteren kann eine Biegung quer zur Profilrichtung aufgrund des fehlenden Freiheitsgrads bei der Verwendung von Balkenelementen nicht ermittelt werden. Für die weiteren Belastungsszenarien sind die Ergebnisse in Tabelle 4.2 dargestellt. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass unter der Voraussetzung, dass die unterschiedlichen Möglichkeiten der Modellierungen berücksichtigt werden, alle Modelle eine sinnvolle Anwendung finden können.

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

Tabelle 4.2.: Abweichungen der berechneten Ergebnisse  $\sigma_{max}$  und  $u_{max}$  bei der Verwendung unterschiedlicher Modellierungen in Abhängigkeit der Belastungsszenarien

Lastfall	Kennwert	Volumenmodell	Schale-Balken-Modell	Balkenmodell
Zugbelastung	$\sigma_{max}$	Referenz	-0,1%	-
	$u_{max}$	Referenz	0,1%	0,2%
Biegung längs	$\sigma_{max}$	Referenz	1,5%	-
	$u_{max}$	Referenz	-0,1%	1,2%
Biegung quer	$\sigma_{max}$	Referenz	6,0%	-
	$u_{max}$	Referenz	3,5%	-

### 4.3. Festigkeitsverhalten

Für den Auslegungsprozess einer Struktur ist das Vorhandensein einer präzisen und effizient handhabbaren Möglichkeit zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften des verwendeten Werkstoffs eine zwingende Voraussetzung. Siehe hierzu auch [Wed11]. Von besonderer Bedeutung ist dies, wenn der Werkstoff erst mit der Herstellung der Struktur entsteht, so wie es bei Faserverbundwerkstoffen und beim Prozess des Verbundstrangpressens der Fall ist. Während bei der Verwendung von Faserverbundwerkstoffen die Möglichkeit besteht, mehrere Konfigurationen des Lagenaufbaus in Form von Werkstofftests und, mit Blick auf das gewählte Anwendungsszenario, mehrere kritische Subkomponenten als Bauteiltests zu prüfen, besteht diese Möglichkeit bei der Verwendung von Verbundstrangpressprofilen nicht. Eine Variation des Werkstoffs, und somit eine Änderung der Positionierung der Verstärkungselemente und des Profilquerschnitts, geht hier immer mit der Neuentwicklung eines Presswerkzeugs einher und ist daher sehr kostenintensiv.

Aus diesem Grund ist die Existenz effizienter Ansätze zur Bewertung der Werkstoffeigenschaften, basierend auf dem zu erwartenden Aufbau, eine Voraussetzung für den Einsatz der Technik des Verbundstrangpressens. Insbesondere mit Hinblick auf die Tatsache, dass der Einsatz der Verbundstrangpressprofile auf eine gewichtsoptimale Struktur abzielt, werden Methoden wie die numerische Optimierung relevant. Eine Voraussetzung für die Optimierung der Profilquerschnitte ist die Verfügbarkeit parametrisierbarer Werkstoffmodelle.

Das Festigkeitsverhalten von Werkstoffen und Profilen ist für die Auslegung und den Betrieb einer Rahmenstruktur mit ein zentraler Punkt. Die Bewertung des Festigkeitsverhaltens der Verbundstrangpressprofile soll im Rahmen dieser Arbeit mit Hinblick auf eine strukturelle Anwendung untersucht werden. Für die meisten Anwendungen ist das Verhalten der Struktur im elastischen Bereich von zentraler Bedeutung. Eine plastische Verformung im Betrieb kann im Allgemeinen nur für einen Havarielastfall zugelassen werden, wie dies zum Beispiel bei einem Unfallszenario eines Kraftfahrzeugs stattfindet. Die Untersuchung des plastischen Verhaltens ist von der Komplexität her sehr

anspruchsvoll und benötigt eigene Ansätze. Dieses Verhalten wird von nachfolgenden Arbeiten untersucht. Daher beziehen sich die im Folgenden ausgearbeiteten Kriterien auf die Bestimmung des Strukturverhaltens unter normalen Betriebslasten. Das Ziel ist es, Kriterien zu finden, die die Anstrengung der Bauteile unter Berücksichtigung der Annahme, dass während des Betriebs keine verbleibenden Verformungen oder sonstige Schäden auftreten dürfen, aufzeigen. Bei dem verwendeten Matrixwerkstoff handelt es sich um die Aluminiumlegierung EN AW-6060 in einem Auslagerungszustand, der ein ausgeprägtes plastisches Verhalten mit sich bringt. Um eine Bewertung des elastischen Verhaltens des Matrixwerkstoffs im Verbund zu ermöglichen ist ein genaues Wissen über den dort vorherrschenden Spannungszustand notwendig.

### 4.3.1. Betrachtung des Spannungszustands in Verbundprofilen

In einem ersten Schritt soll eine einfache Betrachtung der Lastverteilung in den heterogen verstärkten Bauteilen dargelegt werden. Hierbei werden die eventuell vorhandenen Eigenspannungen zunächst vernachlässigt. Bei der Bewertung komplexer Strangpressprofile gibt es die Besonderheit, dass bei näherer Betrachtung die Profile aus mehreren Flächen zusammengesetzt sind. Dies bedeutet, dass in der Praxis zwar das Profil beliebige Lasten erfahren kann, jedoch im Profil, mit Ausnahme der Lasteinleitungsbereiche, immer ein nahezu ebener Spannungszustand auftritt. Dies kommt der Bewertung des mechanischen Verhaltens der Rahmenstrukturen entgegen, da für diese Spannungszustände präzise Analysen und Versuche durchgeführt werden können.

#### 4.3.1.1. Betrachtung axialer Belastungen

Da es sich bei den Verbundprofilen um eine Werkstoffkombination handelt, bei der die Querkontraktionszahlen der verwendeten Einzelkomponenten sehr nahe beieinander liegen, können die auftretenden Spannungen im Profil für eine erste Betrachtung in Verstärkungsrichtung, über den Zusammenhang der linearen Mischungsregel ermittelt werden.

$$\frac{\sigma_{Verstärkung}}{\sigma_{Verbund}} = \frac{E_{Verstärkung}}{E_{Verbund}} \quad (4.3)$$

$$\frac{\sigma_{Matrix}}{\sigma_{Verbund}} = \frac{E_{Matrix}}{E_{Verbund}} \quad (4.4)$$

Die im Rahmen des Projektes durchgeführten Versuche haben gezeigt, dass die erste Plastizierung der Verbundprofile in der Matrix einsetzt. Dies vorausgesetzt, wird die

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

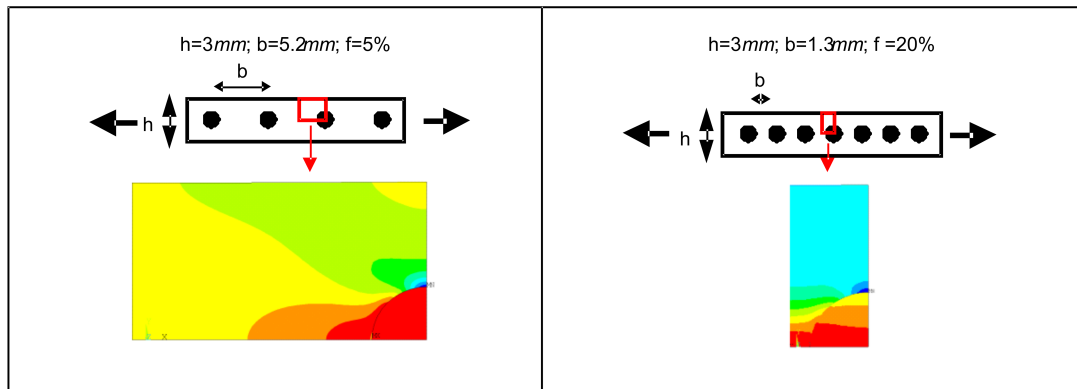


Abbildung 4.11.: Schematische Darstellung des Spannungsfelds im Verbundstrangpressprofil bei Normalbelastung

Belastung des Bauteils durch die Dehngrenze des Matrixwerkstoffs limitiert, so ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{max\ Verbund} = \sigma_{max\ Matrix} \cdot \left( 1 - \left( 1 - \frac{E_{Verstärkung}}{E_{Matrix}} \right) \cdot \varphi \right) \quad (4.5)$$

Da die verwendeten heterogenen Verstärkungen nur einen sehr kleinen Anteil in den Profilen einnehmen und die ungestörten Bereiche der Matrix recht groß sind, konnte kein verfestigender Einfluss der Verstärkungselemente auf das Werkstoffverhalten der Matrix aufgezeigt werden. Die Änderung der Dehngrenze des Verbundwerkstoffs erfolgt somit nur basierend auf der Auftrennung der Lastpfade und der erhöhten Steifigkeit der Verstärkungselemente.

##### 4.3.1.2. Betrachtung von Querbelastungen

Eine Betrachtung des Spannungsfelds bei einer Belastung normal zur Faserrichtung gestaltet sich aufgrund der nur lokalen Beeinflussung durch die Verstärkungselemente, in Form einer heterogenen Steifigkeitsverteilung, deutlich komplexer. Diese Untersuchung wurde parametrisch, basierend auf einem 2D-FE-Schnittmodell durchgeführt. In Abbildung 4.11 sind exemplarisch die Spannungsfelder von drahtverstärkten Profilen bei einer Belastung normal zur Verstärkungsrichtung aufgezeigt. Bei der Herstellung der Verbundstrangpressprofile kann der Verstärkungsanteil über die Variation der Profildicke und der Drahtabstände beeinflusst werden. Aufgrund der fertigungstechnisch gegebenen Randbedingungen liegen die Verstärkungselemente alle in einer Ebene des Profils. Hierdurch kommt es bei einer Betrachtung in Querrichtung effektiv zu einer Versteifung dieser Zone, die in diesem Bereich weichere Matrix erfährt somit eine höhere Dehnung. Es kommt in der Verstärkungsebene zu einer Spannungsüberhöhung, die die Dehngrenze des Profils negativ beeinflusst.



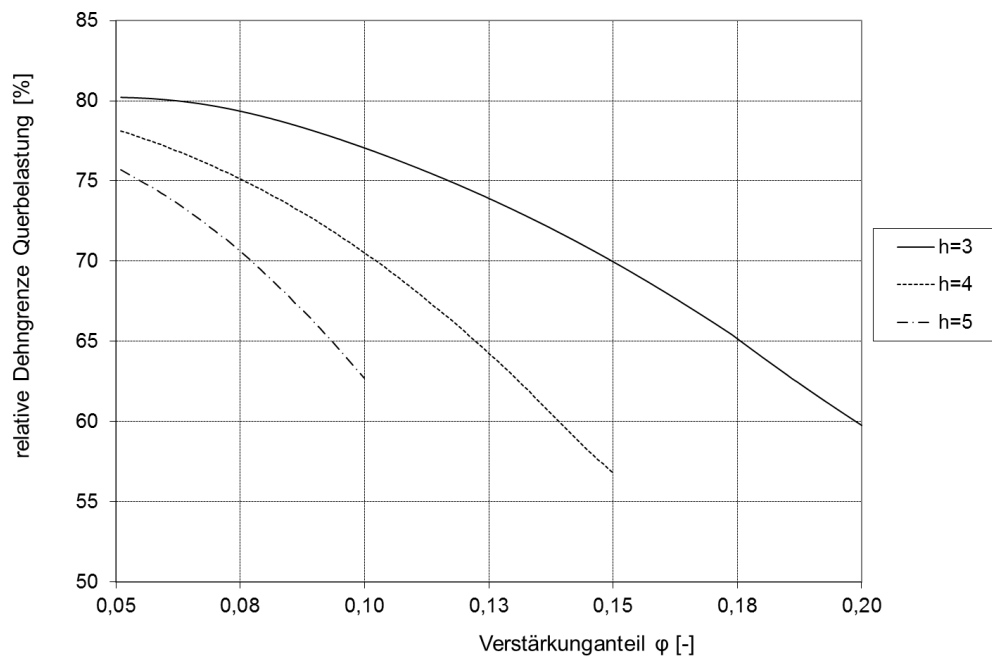


Abbildung 4.12.: Dehngrenze eines Verbundstrangpressprofils bei Belastung orthogonal zur Verstärkungsrichtung in Abhängigkeit der Wandstärke und des Verstärkungsanteils; Wert bezogen auf das unverstärkte Profil

In Abbildung 4.12 ist die Dehngrenze eines Profils bei einer Querbelastrung in Relation zur Dehngrenze des Matrixwerkstoffs dargestellt. Die Darstellung setzt voraus, dass die Verstärkungselemente mit dem Grundwerkstoff verbunden sind. Bereits aus der Betrachtung der Belastungen in Querrichtung ist ersichtlich, dass eine Bestimmung des linearelastischen Bereichs des Matrixwerkstoffs, basierend auf einfachen, analytischen Zusammenhängen schwierig ist.

### 4.3.2. Berechnung der Spannungszustände im Matrixwerkstoff des Verbundprofils mit Hilfe der FEM

Zur Untersuchung des bestehenden Spannungszustands des Verbundes in Abhängigkeit des Belastungszustands wurde ein parametrisches 3D-Volumenmodell eines repräsentativen Ausschnitts verwendet. Dabei wurden die Verstärkungselemente und der Matrixwerkstoff in ihrer Geometrie vollständig abgebildet. Dies ermöglicht eine detaillierte Betrachtung der Spannungszustände in den Verstärkungselementen und der Matrix in Abhängigkeit der jeweiligen Belastung. Ziel dieser Herangehensweise ist es, den linearelastischen Bereich der Verbundprofile unter mehrachsiger Belastung zu bestimmen. Daher wurden bei der Berechnung die typischen Belastungen, die in den Flächen eines Profils auftreten können, berücksichtigt. Hier ist ein ebener Spannungszustand vorzufinden. Betrachtet wird somit eine Belastung in Verstärkungsrichtung, welche auch der Profilrichtung entspricht, wie sie bei der Belastung durch axiale oder Biegebelastungen auftritt. Im Folgenden wird diese als  $\sigma_{\parallel}$  bezeichnet. Des Weiteren werden Belastungen quer zur Faserrichtung berücksichtigt, im Folgenden als  $\sigma_{\perp}$  bezeichnet. Diese sind in einer Rahmenstruktur nur lokal im Bereich von Lasteinleitungen oder Fügstellen zu finden, können dort jedoch zu Schäden führen, da der Verbundwerkstoff bei einer Querbelastrung eine geringere Belastungsfähigkeit aufweist. Außerdem werden Schubspannungen in der Ebene, z.B.  $\tau_{\perp\parallel}$ , berücksichtigt. Die Berechnung der Spannungsfelder erfolgt nun für die einzelnen Belastungsrichtungen und für die thermisch induzierten Eigenspannungen getrennt. Bei Bedarf können weitere Eigenspannungen, zum Beispiel aus Fertigungs- und Bearbeitungsprozessen, die berechnet oder gemessen wurden, berücksichtigt werden. Da die Berechnung des Spannungszustands für den elastischen Bereich erfolgt, kann das Spannungsfeld im Werkstoff anschließend durch Superposition der Eigenspannungen und mechanischen Spannungen berechnet werden. Abschließend erfolgt die Bewertung des Spannungsfeldes mit Hilfe eines Fließkriteriums. Da der Werkstoff beim Pressvorgang weit über der Rekristallisationstemperatur verarbeitet wird, kann eine Bildung orthotroper Werkstoffeigenschaften zur Folge der Fertigung ausgeschlossen werden. Bei dem Matrixwerkstoff handelt es sich zudem um einen nicht spröden, metallischen Werkstoff. Daher wurde zur Bewertung der Dehngrenze des Matrixwerkstoffs die von Mises Vergleichsspannung verwendet. Basierend auf den mit Hilfe dieser Modelle berechneten Spannungszuständen wurden Datensätze zum Beginn der Plastizierung bei eigenspannungsfreien und mit Fertigungseigenspannungen behafteten Profilen erstellt. Mit Hilfe

dieser Datensätze ist es nun möglich, die Anstrengung des Matrixwerkstoffs in Abhängigkeit des homogenisierten Spannungszustands des Profils zu bestimmen.

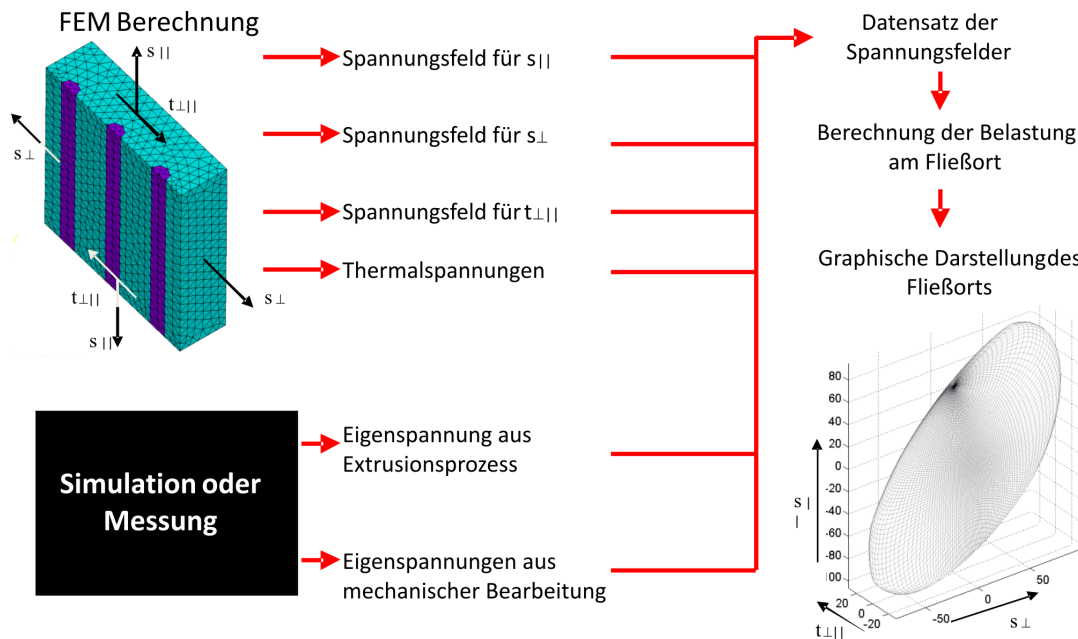


Abbildung 4.13.: Herangehensweise zur Bestimmung des Spannungsfeldes in Abhängigkeit des Spannungszustands

In Abbildung 4.13 ist die schematische Darstellung der Herangehensweise zur Berechnung der Linearitätsgrenzen der Matrix von Verbundstrangpressprofilen zu sehen. Rechts im Bild ist die Darstellung des elastischen Bereichs eines Verbundstrangpressprofils ohne Eigenstress, ähnlich der Darstellung eines Versagenskörpers für einen Verbundwerkstoff, zu finden. Diese Darstellung dient nur der Visualisierung des ertragbaren Spannungsbereichs. Für eine Bewertung der Anstrengung eines Bauteils ist diese Darstellung unpraktisch, da sie das Hinterlegen größerer Datenmengen erfordert und für eine Handrechnung nicht praktikabel ist. In einem weiteren Schritt wird, basierend auf den hier gewonnenen Daten ein Fließkriterium für den Matrixwerkstoff abgeleitet. Siehe hierzu das folgende Kapitel 4.3.3.

### Berücksichtigung von Eigenstress bei der Festigkeitsbetrachtung

Aufgrund der heterogenen thermischen Ausdehnungskoeffizienten kommt es bei der Herstellung vieler hybrider Bauweisen zur Entstehung von Eigenstress. Soll eine präzise Betrachtung der Festigkeit derartiger Bauteile vorgenommen werden, bei der die Eigenstress einen wesentlichen Einfluss darstellen, so ist es unabdingbar diese mit in die Betrachtung einzubeziehen. Bei der Bewertung des Festigkeitsverhaltens mit Hilfe eines FE-Mikromodells ist die Möglichkeit gegeben, auch bereits im Bauteil vorhandene

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

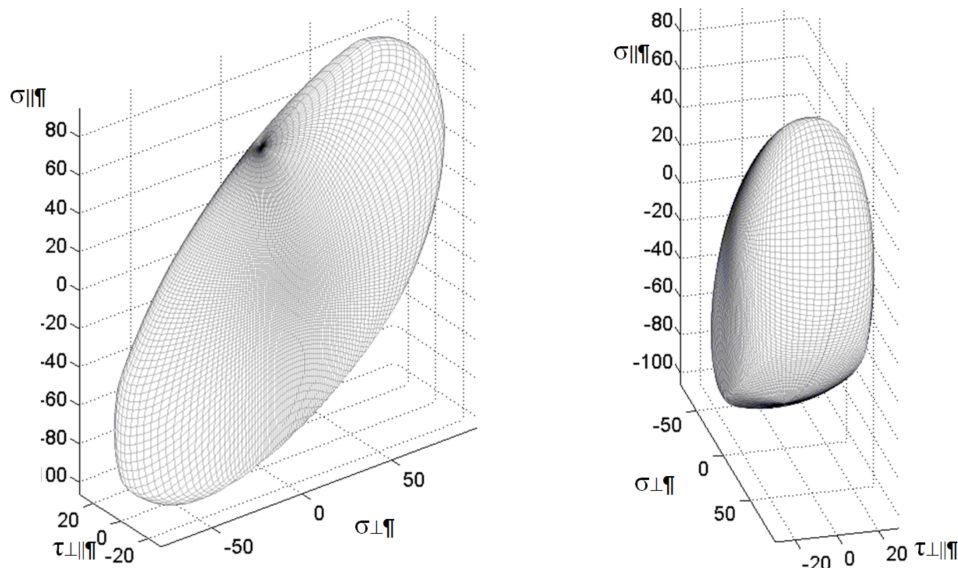


Abbildung 4.14.: Geometrie des Versagenskörpers bei einer Abkühlung von  $50^{\circ}\text{C}$  unter die spannungsfreie Temperatur

Eigenspannungen bei der Berechnung zu berücksichtigen. Hierbei kann es sich um Eigenspannungen aus dem Strangpressprozess, aus vorgeschalteten, z.B. thermischen Fügeprozessen oder Umformprozessen, wie dem Recken, handeln. Im Rahmen dieser Arbeit wurde hier lediglich der Einfluss thermisch induzierter Eigenspannungen untersucht, wobei die Eigenspannungen beim Strangpressprozess ebenfalls durch ein Abkühlen entstehen. Da die massiven Umformungen während des Strangpressens im Werkzeugs oberhalb der Rekristallisationstemperatur auftreten, spielen diese für die Festigkeitsbetrachtung keine Rolle. In Abbildung 4.14 ist die Berechnung der Dehngrenze für ein Verbundstrangpressprofil mit einem Verstärkungsanteil von 5% und einer Wandstärke von  $3\text{ mm}$  bei einer Temperaturänderung von  $\Delta T = 50^{\circ}\text{C}$  dargestellt. Hierbei zeigt sich, dass die Eigenspannungen zu einer Reduktion der Dehngrenze bei einer axialen Zugbelastung von  $110\text{ MPa}$  auf nun  $60\text{ MPa}$  führen. Der Versagenskörper des Profils verschiebt sich in den Druckbereich und ändert seine Geometrie. Im Rahmen der Auswertungen wurde festgestellt, dass die aus dem Verbundstrangpressprozess resultierenden, thermisch induzierten Eigenspannungen oberhalb der Dehngrenze des Grundwerkstoffs liegen. Hieraus resultiert ein Werkstoffverhalten, dass bei einer Zugbelastung keine Linearelastizität aufweist. Dieses Verhalten konnte im Rahmen der Versuche validiert werden. Siehe hierzu auch Kapitel 7.1.1.2.

### 4.3.3. Bewertung der Festigkeit mit einem Pauschalversagenskriterium

Basierend auf den mit Hilfe des FE-Mikromodells gewonnenen Daten wurde anschließend ein Vergleich mit einem Versagenskriterium nach Tsai-Hill durchgeführt. Bei dem Tsai-Hill-Kriterium handelt es sich um einen für die Bewertung orthotroper, gewalzter Bleche adaptierten Vergleichsspannungsansatz, der auf der von-Mises-Vergleichsspannung basiert [Hil48]. Da durch den zusätzlich eingebrachten Lastpfad der Verstärkungselemente das Verhalten des Werkstoffs in dem gegebenen Fall orthotropisiert wird, scheint dieser Ansatz gerechtfertigt. Siehe dazu auch [Wed08], [Wed09] und [Wed11]. Für die Bestimmung der Kenndaten des Tsai-Hill-Kriteriums wurden die Fließgrenzen des Verbundwerkstoffs aus den oben genannten FE-Berechnungen übernommen. Diese sind somit  $\sigma_{\parallel max}$ ,  $\sigma_{\perp max}$  und  $\tau_{\parallel\perp max}$  für die korrespondierenden Belastungen. Hieraus ergibt sich die Fließbedingung für den Verbundwerkstoff.

$$\left(\frac{\sigma_{\parallel}}{\sigma_{\parallel max}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\perp}}{\sigma_{\perp max}}\right)^2 - \frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sigma_{\perp}}{\sigma_{\parallel max}^2} + \left(\frac{\tau_{\parallel\perp}}{\tau_{\parallel\perp max}}\right)^2 = 1 \quad (4.6)$$

Anschließend wurden die bei der Verwendung des so aufgestellten Tsai-Hill-Kriteriums gewonnen Spannungszuständen bei Erfüllung der Fließbedingung mit den direkt numerisch gewonnen verglichen. Hierfür werden für eine entsprechende Anzahl an Belastungsverhältnissen die Spannungen bei Erfüllung der Fließbedingung sowohl basierend auf dem Mikromodell, als auch die basierend auf dem zugehörigen Versagensgesetz nach Tsai-Hill berechnet und anschließend verglichen. Eine graphische Darstellung der Herangehensweise ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Um einen anschaulichen Vergleich der gewonnenen Daten zu ermöglichen, wurde der Skalierungsfaktor zwischen den mithilfe des FE-Modells und dem Versagensgesetz gewonnenen Spannungen ebenfalls als Volumenkörper dargestellt. Eine perfekte Übereinstimmung der Daten wird somit durch eine Kugel dargestellt. Zur Quantifizierung der vorherrschenden Abweichungen wird die Kugel in Abhängigkeit dieser Abweichung lokal eingefärbt.

Untersucht wurden Profile mit einer Wandstärke von  $3\text{ mm}$  bis  $5\text{ mm}$  und Verstärkungsanteilen bis  $20\%$ . Die Auswertungen haben hierbei gezeigt, dass es für die beim Verbundstrangpressen meist erreichten Verstärkungsanteile von weniger als  $5\%$  nur in einem kleinen Bereich zu einer Unterbewertung der Festigkeit von mehr als  $5\%$  kam. Da es bei der Abweichung zu einer konservativen Bewertung der Festigkeit kommt, ist dies für die Bewertung annehmbar. Bei der betrachteten Obergrenze eines Verstärkungsanteils von  $20\%$  kommt es zu einer starken Interaktion der Spannungsfelder um die Drähte. Auch hierbei ist der Bereich, in dem es zu einer relevanten aber konservativen Abweichung kommt begrenzt. In Abbildung 4.16 ist der auf der Dehngrenze basierte, numerisch gewonnene Versagenskörper und die Abweichung des gewonnenen Pauschalkriteriums für ein Profil mit einem Verstärkungsanteil von  $5\%$  bei einer Wandstärke von  $3\text{ mm}$  dargestellt. Der Berechnung liegt eine Dehngrenze des Grundwerkstoffs von  $100\text{ MPa}$  zugrunde.

4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

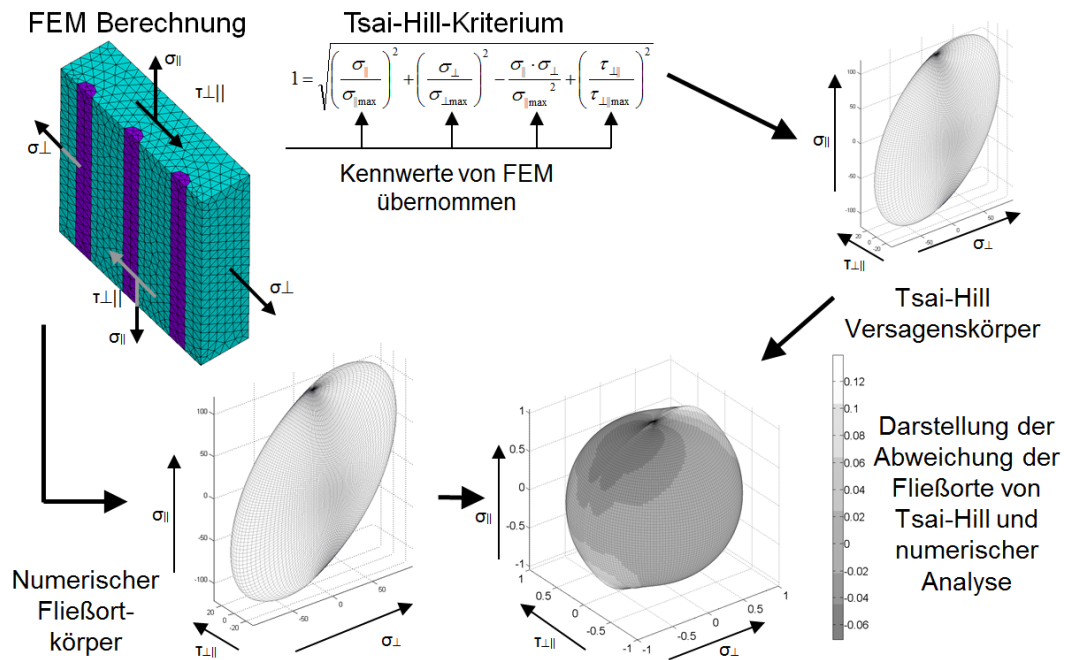


Abbildung 4.15.: Vergleich des pauschalen Tsai-Hill-Kriteriums mit einer detaillierten numerischen Analyse unter Verwendung des von Mises Fließkriteriums für den Grundwerkstoff

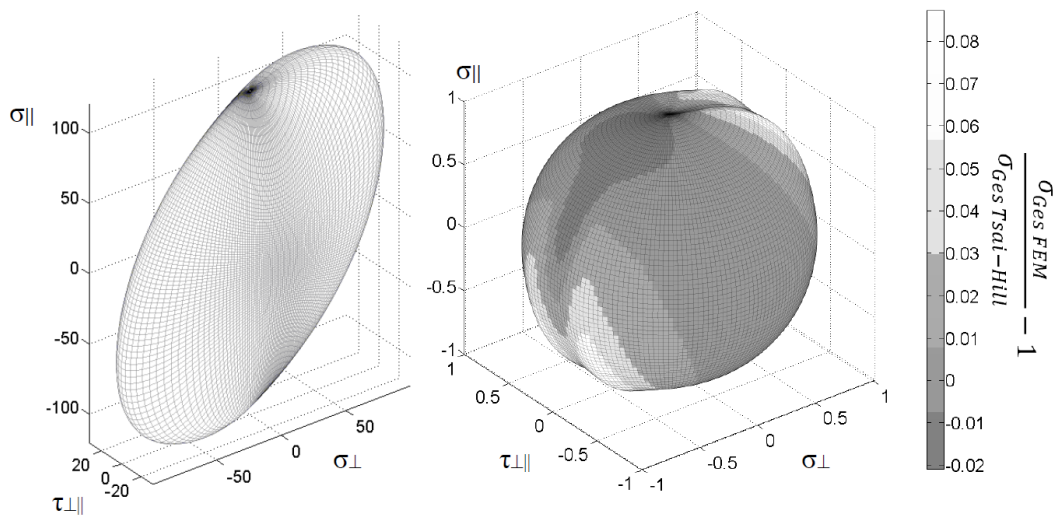


Abbildung 4.16.: Versagenskörper und Abweichung von dem ermittelten Pauschalkriterium bei einem Verstärkungsanteil von 5%

Mit Hilfe der gewonnenen Kriterien ist es möglich, den Bereich des elastischen Verhaltens des Matrixwerkstoffs eines Verbundprofils vorherzusagen. Für den Anwendungsfall der Verbundstrangpressprofile in Verbindung mit den verwendeten Werkstoffen ist das elastisch-plastische Verhalten des Matrixwerkstoffs bei einer axialen Belastung entscheidend. Daher ist eine reine Bewertung der Matrix in diesem Fall ausreichend. Werden jedoch andere Matrix- oder Verstärkungswerkstoffe eingesetzt, so muss dies nicht mehr der Fall sein. - So kann sowohl ein höherfester oder weicherer Matrixwerkstoff als auch ein steiferer Verstärkungswerkstoff dazu führen, dass es vor einer Plastizierung des Matrixwerkstoffs zu einem Faserversagen kommt. Des Weiteren spielt bei einer Belastung in Normalenrichtung die Güte der Anbindung zwischen Draht und Matrix eine Rolle. Ist diese nicht gegeben, so kommt es zu einem Ablösen der Drahtelemente, und damit zu einer Reduktion des Last tragenden Querschnitts.

#### **Berücksichtigung von Eigenspannungen**

Eine Wiedergabe des Versagensverhaltens, unter Berücksichtigung der durch die Fertigung gegebenen Eigenspannungen, kann mit Hilfe eines pauschalen Kriteriums durchgeführt werden, indem die relevanten Kennwerte angepasst werden und ein Versatz, das bedeutet eine Berücksichtigung der Eigenspannungen für  $\sigma_{||}$ , verwendet wird. Nachteilig wirkt sich hier aus, dass sich der Versagenskörper in seiner Form signifikant ändern kann, und bei einer konservativen Annahme der Kennwerte nicht mehr die gesamten Möglichkeiten des Werkstoffs ausgeschöpft werden können.

#### **4.3.4. Bewertung der Festigkeit mit einem physikalisch begründeten Versagenskriterium**

Wie bereits im Kapitel 3 aufgezeigt, finden im Bereich der Bewertung von Verbundwerkstoffen zunehmend Versagenskriterien Anwendung, die auf der mathematischen Bewertung der einzelnen, physikalischen Versagensmodi aufgebaut sind. Der zentrale Vorteil von Pauschalversagenskriterien, ihre bestechende mathematische Einfachheit, relativiert sich, sobald gezielte Änderungen der Werkstoffeigenschaften vorgenommen werden. Da die den Werkstoff charakterisierenden Parameter aus den Werkstoffeigenschaften zusammengesetzt sind, ist bei einer Änderung einzelner Werkstoffkennwerte die gesamte Bewertung der Anstrengungen betroffen, was zu einem unerwünschten Auftreten von Quereinflüssen führen kann. Des Weiteren tendieren pauschale Versagenskriterien dazu, die Werkstoffeigenschaften nicht für jedes Belastungsszenario präzise zu bestimmen. Physikalisch begründete Versagenskriterien finden in der Praxis bei der Bewertung von Faserverbundstrukturen bereits eine breite Anwendung. Als Beispiele sind hier die Versagenskriterien nach Puck oder Cuntze zu nennen. Siehe hierzu auch Kapitel 3.3.3, ‚Stand der Technik‘. Für die Verwendung im Anwendungsfall der Verbundprofile ist jedoch zu beachten, dass die dort aufgezeigten Kriterien ausschließlich für Werkstoffe mit einem nicht plastischen Verhalten erstellt worden sind. Aus diesem Grund kann keine

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

pauschale Übernahme der Versagenskriterien für die hier betrachteten Verbundstrangpressprofile vorgenommen werden.

Aus den genannten Gründen wurde für die verwendeten hybriden Bauweisen ein physikalisch begründetes Versagenskriterium aufgestellt. Ein zentraler Nachteil bei der Bewertung von Strukturen mit physikalisch begründeten Versagenskriterien ist der erhöhte Rechenaufwand. Es müssen für jeden betrachteten Punkt mehrere Kriterien berechnet und anschließend miteinander verglichen werden. Dies kann jedoch kompensiert werden, indem die Berechnung der Versagenskriterien direkt an die FE-Berechnung der Spannungen und Dehnungen angeschlossen wird. Mit Blick auf die übliche Bewertung von Strukturen mit Hilfe der FE-Methode ist dies nicht als Problem zu bewerten.

Zur Identifikation der möglichen Versagensmodi wurden Versuche an den Verbundstrangpressprofilen durchgeführt. Siehe hierzu auch Kapitel 7. Aus diesen Versuchen gehen folgende für das Bauteilverhalten von heterogen verstärkten Verbundprofilen relevante Versagensmodi hervor:

Mode 1: Versagen der Matrix (Plastizierung)

Mode 2: Versagen der Verstärkungselemente (Plastizierung oder Bruch)

Mode 3: Versagen der Anbindung zwischen Verstärkung und Draht (Ablösung)

##### **Mode 1: Versagen der Matrix**

Die Bewertung der oben genannten Versagensmodi erfolgt einzeln. Die Anstrengung der Matrix wird mit dem in Kapitel 4.3.3 aufgezeigten Tsai-Hill-Kriterium bestimmt. Soll die Dehngrenze des Grundwerkstoffs im Rahmen einer numerischen Auswertung präzise, und unter Berücksichtigung komplexer Eigenspannungszustände, bewertet werden, so kann auch der numerisch berechnete Versagenskörper hinterlegt werden.

$$A_{Matrix} = \left( \frac{\sigma_{\parallel}}{\sigma_{\parallel max}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{\perp}}{\sigma_{\perp max}} \right)^2 - \frac{\sigma_{\parallel} \cdot \sigma_{\perp}}{\sigma_{\parallel max}^2} + \left( \frac{\tau_{\perp\parallel}}{\tau_{\perp\parallel max}} \right)^2 \quad (4.7)$$

##### **Mode 2: Versagen der Verstärkungselemente**

Die Bewertung der Verstärkungselemente findet unter der Annahme statt, dass die Festigkeit der Verstärkungselemente deutlich höher ist als die des Grundwerkstoffs. Diese Annahme kann getroffen werden, da sonst die Verwendung der Verstärkungselemente aus mechanischer Sicht nicht sinnvoll ist. Eine Ausnahme bilden hierbei die so genannten Funktionselemente, die im Rahmen weiterer Arbeiten in die Profile eingebracht wurden [Pie11]. Diese dienen z.B. der Einbringung von Messtechnik oder elektrischen Leitern. Bei der Bewertung der Festigkeit spielen diese jedoch keine Rolle, da sie auf Grund der vorhandenen elektrischen Isolierung und der verwendeten Werkstoffe von der Steifigkeit her recht niedrig einzuordnen sind. Die Begrenzung der Spannungen des Verstärkungselements normal zu Verstärkungsrichtung wird durch die Dehngrenze des Matrixwerkstoffs charakterisiert. Sie sind somit klein im Vergleich zu den Festigkeiten des Verstärkungselementes und können im Folgenden vernachlässigt werden. Im Gegensatz dazu können Querkontraktionseffekte eines deutlich weniger steifen aber elastischen Matrixwerkstoffs



aufgrund der Querschnittsverhältnisse bei den geringen Verstärkungsanteilen zu signifikanten Spannungen in den Verstärkungselementen führen, ohne dem Matrixwerkstoff zu schaden. Da bei der Simulation mithilfe der FEM sowohl die Dehnungs- als auch die Spannungsfelder zur Verfügung stehen, wurde ein dehnungsbasiertes Kriterium für die Bewertung der Verstärkungselemente verwendet. Hiermit kann eine einfache Berechnung der Anstrengung vorgenommen werden, ohne dass neben den Festigkeitswerten auch die Steifigkeitswerte für die Berechnung herangezogen und für die Berechnung des Kriteriums exportiert werden müssen.

$$A_{Verstärkung} = \left( \frac{\epsilon_{Verstärkung\parallel}}{\epsilon_{Verstärkung\parallel max}} \right)^2 \quad (4.8)$$

### Mode 3: Versagen der Anbindung zwischen Verstärkung und Draht

Eine Ablösung zwischen den Verstärkungselementen und dem Matrixwerkstoff kann auftreten, wenn die ertragbaren Schubspannungen oder Normalspannungen überschritten werden. Schubspannungen in den Grenzflächen entstehen durch die Ein- oder Ausleitung der Spannungen in den Verstärkungselementen. Dies ist somit immer im Bereich von Spannungsgradienten in Verstärkungsrichtung der Fall. Als Beispiel sind hier die Anbindungsbereiche oder Bereiche, in denen Rissbildung in der Matrix auftritt, zu nennen. Der Bereich von Anbindungen, wie z.B. Knoten muss immer gesondert untersucht werden, da hier der Einfluss der Fügetechnik mitberücksichtigt werden muss. Eine Bewertung von Rissen in Bauteilen mit dem Versagenskriterium ist nicht vorgesehen. Soll das Ablösen der Verstärkungselemente aufgrund von Schubbelastung untersucht werden, so muss mindestens das Schale-Balken-Modell verwendet werden. Hier kann über die Ermittlung des Spannungsgradienten in den Balkenelementen die Schubspannung der Anbindungsflächen ermittelt und die Anstrengung der Schubanbindung anschließend bestimmt werden.

Für das entwickelte Versagenskriterium wurde nur das Versagen der Anbindung aufgrund einer normal zur Verstärkungsrichtung auftretenden Zugbelastung berücksichtigt. Da das Ablösen des Drahts ein Effekt ist, der auf den Spannungen in der Grenzfläche basiert, werden hier die Spannungen normal zur Verstärkungsrichtung für die Berechnung herangezogen. Da es zu diesem Versagensmode nur in Zusammenhang mit einer Zugspannung kommen kann, wird nur eine positive Spannung orthogonal zur Verstärkungsrichtung  $\sigma_{\perp}^{+}$  berücksichtigt. Ist die Spannung orthogonal zur Verstärkungsrichtung negativ, so wird  $A_{Anbindung}$  zu null gesetzt.

$$A_{Anbindung} = \left( \frac{\sigma_{\perp}^{+}}{\sigma_{Anbindung max}} \right)^2 \quad (4.9)$$

Da die drei Versagensmodi auf unterschiedlichen physikalischen Effekten basieren, wird angenommen, dass keine wesentliche Beeinflussung der Modi untereinander stattfindet.

#### 4. Identifikation und Modellierung der mechanischen Eigenschaften

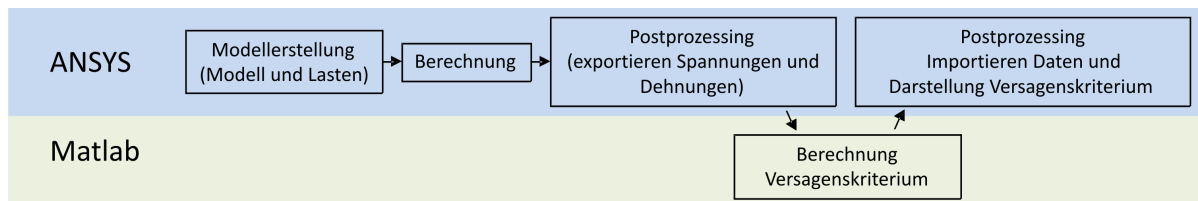


Abbildung 4.17.: Zusammenspiel der verwendeten Programme zur Berechnung der Anstrengung im Bauteil

Die Anstrengung im Bauteil ist somit das Maximum der auftretenden Anstrengungen. Dieser Wert wird anschließend für die Berechnung der Sicherheitsfaktoren verwendet.

$$A_{Gesamt} = \max(A_{Matrix}; A_{Verstärkung}; A_{Anbindung}) \quad (4.10)$$

Basierend auf dem gewonnenen Kriterium kann anschließend die Anstrengung im Werkstoff ausgewertet werden. Hierfür werden die Profile als orthotrope Schalen modelliert und anschließend mit Hilfe des Kriteriums bewertet.

#### 4.3.5. Anwendung von Versagenskriterien in der FEM

Eine zentrale Voraussetzung für die Verwendung von Versagenskriterien bei der rechnergestützten Auslegung mit Hilfe der FEM ist eine praktikable Einbindung der Berechnung und übersichtliche Darstellung der Ergebnisse. Aus diesem Grund wurde das gezeigte Versagenskriterium mit Hilfe eines externen MATLAB-Skriptes in die ANSYS-Umgebung eingebunden. So findet direkt anschließend an die Berechnung der Spannungen und Dehnungen im Bauteil eine Berechnung der Anstrengungen statt. Diese erfolgte nicht im Postprozessor des FE-Programms, da die mathematischen Funktionalitäten von ANSYS bei der Durchführung von Vektoroperationen und Relationen stark eingeschränkt sind. Die Übergabe der Daten zwischen den Programmen wurde der Einfachheit halber über ASCII-Dateien realisiert. Eine schematische Darstellung des Ablaufs der Simulation unter Verwendung der unterschiedlichen Programme ist in Abbildung 4.17 dargestellt.

Als Beispiel zur Darstellung der Anstrengung im Bauteil wurde, in Anlehnung an den Demonstrator, ein gekrümmtes Vierkantrohr mit einem Abstand der Verstärkungsdrähte von  $10\text{ mm}$  herangezogen. Bei der Parametrisierung des Werkstoffmodells wurde basierend auf den durchgeführten Querzugversuchen, siehe auch Kapitel 7.1.2, angenommen, dass es bei einer Belastung in orthogonale Richtung zunächst zu einem Ablösen der Verstärkungselemente, gefolgt von einer Plastizierung des Matrixwerkstoffs kommt. Die Lasteinleitung erfolgt im mittleren Bereich als Zugbelastung auf der Unterseite. Die Lagerung des Hohlprofils in dem Beispiel wurde durch eine feste Einspannung an beiden Enden realisiert.

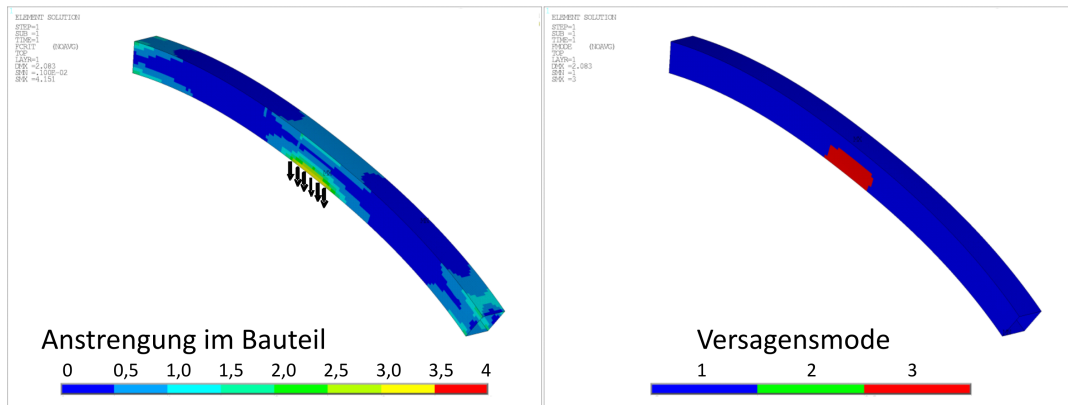


Abbildung 4.18.: Berechnung der Anstrengung eines Hohlprofils und korrespondierende Versagensmodi im Bereich einer Lasteinleitung

Hier zeigt sich der wesentliche Vorteil eines physikalisch begründeten Kriteriums. Neben der Darstellung der Anstrengungen oder der verbleibenden Sicherheiten können nun im Postprozessor auch die Anstrengungen der einzelnen Modi und der auftretende Versagensmode dargestellt werden. In Abbildung 4.18 ist zu sehen, dass die Lasteinleitung im mittleren Bereich des Profils zu einer ausgeprägten Querbelastung führt, die ein Ablösen der Verstärkungselemente zur Folge hat. Mit dieser Information ist es dem Konstrukteur möglich, direkt die Ursache des Versagens zu identifizieren und gezielte Gegenmaßnahmen, wie das Abändern einer Lasteinleitung, zu ergreifen.



# 5. Wärmedehnungsverhalten und Eigenspannungen bei Verbundstrangpressprofilen

Durch die Kombination unterschiedlicher Werkstoffe besteht die Möglichkeit die homogenisierten Wärmeausdehnungskoeffizienten der Verbundstrangpressprofile im gewissen Rahmen an die Anforderungen anzupassen. Werden die Profile in einer Gesamtstruktur verwendet, so ist durch die Anpassung der thermischen Dehnung eines Verbundprofils eine Minimierung des Verzugs der Gesamtstruktur bei einer homogenen Temperaturänderung möglich. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass hierdurch Eigenspannungen in den Verbundprofilen entstehen.

## 5.1. Wärmedehnungsverhalten von Verbundstrangpressprofilen

Im Folgenden soll betrachtet werden, in welchem Rahmen die Eigenschaften hinsichtlich der thermischen Ausdehnungskoeffizienten unter der Verwendung unterschiedlicher Matrixwerkstoffe, einer Magnesiumlegierung und zweier Aluminiumlegierungen, und unterschiedlicher Verstärkungswerkstoffe variiert werden können. Als Verstärkungswerkstoffe werden der im Rahmen des Projektes verwendete Verstärkungsdraht einer hochfesten Stahllegierung (WNr. 1.4310) und Verstärkungselemente aus einem Faserkunststoffverbund verwendet. In dem untersuchten Fall wurde als Faserkunststoffverbund für die Verstärkungselemente eine IM7 Faser mit einer Polyetheretherketon (PEEK) Matrix verwendet. Die Wahl fiel auf diesen Werkstoff, da es sich bei dem Matrixwerkstoff des Faserverbundverstärkungselements um einen Kunststoff handelt, dessen thermische Beständigkeit äußerst hoch ist. Der Schmelzpunkt des Kunststoffs PEEK beträgt  $383\text{ }^{\circ}\text{C}$ , die Temperatur, bei der die thermische Zersetzung beginnt, liegt noch höher. Eine thermische Degradation des Werkstoffs bei dem Strangpressprozess findet somit nicht statt. Da es sich um einen thermoplastischen Werkstoff handelt, erweicht dieser während des Strangpressprozesses und die Verstärkungselemente können durch sehr enge Radien zugeführt werden. Das Einbetten von nicht imprägnierten Kohlenstofffasern wurde nicht in Betracht gezogen, da bei der Einbettung von Seilen gezeigt werden konnte, dass keine Infiltration der eingebetteten Verstärkungselemente erreicht wird. Dadurch werden nur

## 5. Wärmedehnungsverhalten und Eigenspannungen bei Verbundstrangpressprofilen

Tabelle 5.1.: Elastizitätsmodul und thermischer Ausdehnungskoeffizient der betrachteten Matrix- und Verstärkungswerkstoffe

Werkstoff	E [GPa]	$\alpha_T$ [ $10^{-6}K^{-1}$ ]
EN AW-6060	68	23,4
EN AW-6082	67,4	23,4
WNr. 1.4310	170	16
CFK IM7-PEEK $\parallel$	192	-0,2
CFK IM7-PEEK $\perp$	10,6	30,1

Tabelle 5.2.: Spannweite der einstellbaren Wärmedehnungskoeffizienten in Verstärkungsrichtung in Abhängigkeit des Matrix- und Verstärkungswerkstoffes

Matrix	Verstärkung	$\alpha_{Tmin}$ [ $10^{-6}K^{-1}$ ]	$\alpha_{Tmax}$ [ $10^{-6}K^{-1}$ ]
EN AW-6060	WNr. 1.4310	18,8	23,4
EN AW-6060	IM7-PEEK	6,8	23,4

die außenliegenden Teile der Verstärkungselemente an den Matrixwerkstoff des Profils angebunden. In diesem Fall ist eine Lasteinleitung in die Verstärkungselemente über Schubkräfte nur schlecht möglich. Vergleichbar zu den Effekten bei eingebetteten Seilen in [Wei07] ist in diesem Fall ein Ausziehen des inneren Teils der Verstärkungselemente zu erwarten. Eine weitere Besonderheit des aufgezeigten Verstärkungselements aus einem Verbundwerkstoff ist sein anisotropes thermisches und mechanisches Verhalten. Die Eigenschaften der betrachteten Werkstoffe sind in Tabelle 5.1 zu finden.

Für die Ermittlung der Wärmedehnungskoeffizienten wurde, entsprechend der Betrachtung der Werkstoffsteifigkeiten, ebenfalls das Modell der linearen Mischungsregel verwendet. Auch hier kommt es aufgrund des geringen Verstärkungsanteils nur zu einem geringen Fehler. Der Zusammenhang zur Ermittlung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten mit der linearen Mischungsregel ist in Formel 5.1 zu finden. Eine experimentelle Verifikation der berechneten Ausdehnungskoeffizienten wurde ebenfalls durchgeführt und zeigt eine gute Übereinstimmung mit den theoretischen Werten. Details dazu sind in [Wed09] und [Wed11] zu finden.

$$\alpha_{\parallel} = \frac{E_{\parallel Matrix} \cdot \alpha_{\parallel Matrix} \cdot \varphi + E_{\parallel Verstärkung} \cdot \alpha_{\parallel Verstärkung} \cdot (1 - \varphi)}{E_{\parallel Matrix} \cdot \varphi + E_{\parallel Verstärkung} \cdot (1 - \varphi)} \quad (5.1)$$

In der folgenden Betrachtung zur Anpassung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten wurde die Spannweite des Verstärkungsanteils von [0% 40%] untersucht. Basierend darauf wurden die korrespondierenden Werte  $\alpha_{Tmin}$  und  $\alpha_{Tmax}$  bestimmt. Die möglichen Spannweiten der Eigenschaften sind in Tabelle 5.2 gelistet.

Durch die Verwendung einer Werkstoffkombination mit sehr steifen Fasern, die einen geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten besitzen, ist es möglich, die makrosko-

pischen, thermischen Ausdehnungskoeffizienten in einem sehr weiten Bereich anzupassen. Für Anwendungsfälle, bei denen das thermische Ausdehnungsverhalten ein dominierendes Kriterium ist, kann so eine Anpassung der Parameter vorgenommen werden. Im Falle der Werkstoffkombination EN AW-6060 mit Verstärkungselementen aus IM7-PEEK kann der Bereich der thermischen Ausdehnungskoeffizienten der meisten Konstruktionswerkstoffe abgedeckt werden; beginnend bei Stahllegierungen bis hin zu Titanlegierungen, die einen recht niedrigen Wärmedehnungskoeffizienten von ca.  $8,5 \cdot 10^{-6} \cdot K^{-1}$  besitzen.

## 5.2. Eigenspannungen in Verbundstrangpressprofilen

Bei der Betrachtung homogener Werkstoffe spielen Eigenspannungen in vielen Fällen nur eine untergeordnete Rolle und können, eine geeignete Fertigung vorausgesetzt, in vielen Fällen nahezu vollständig vermieden werden. Bei der Fertigung von hybriden Bauweisen sind aufgrund der vorhandenen heterogenen Wärmedehnungskoeffizienten die Eigenspannungen meist nicht zu umgehen. Die Entstehung der Eigenspannungen ist der Differenz zwischen der Temperatur bei der Herstellung und der Einsatztemperatur in Verbindung mit einem heterogen verteilten thermischen Ausdehnungskoeffizienten geschuldet. Die Spannweite der erforderlichen Temperaturen bei der Fertigung heterogen hybrider Bauteile reichen von recht geringen Temperaturdifferenzen, wie zum Beispiel bei der Fertigung hybrider Lamine zu finden, bis hin zu hohen Temperaturdifferenzen, wie bei der Fertigung der Verbundstrangpressprofile. Bei der Herstellung Letzterer wird der Werkstoff beim Abkühlen durch das Unterschreiten der Rekristallisationstemperatur eingefroren. Die aus dem Strangpressprozess resultierenden Eigenspannungen sind nach [Sch07b] nur dem Abkühlprozess geschuldet. Dadurch entstehen recht hohe eigenspannungsfreie Temperaturen im Bauteil. Somit können bei Verbundstrangpressprofilen bereits kleinere Verstärkungsanteile und relativ geringe Differenzen von  $\alpha_T$  der verwendeten Werkstoffe zu nennenswerten Eigenspannungen führen.

Bei der Herstellung der hybriden Strukturen werden oft Werkstoffe kombiniert, deren Wärmedehnungskoeffizienten deutlich voneinander abweichen. Für die Herstellung der meisten werkstoffhybriden Bauweisen ist bei der Fertigung eine gegenüber dem Betrieb erhöhte Temperatur notwendig. Zu nennen sind hier zum Beispiel die Fertigungstemperaturen beim Strangpressen, die oberhalb der Rekristallisationstemperatur des Aluminiums liegen müssen. Die beim Pressen auftretenden Temperaturen erreichen bis zu  $550^\circ C$  [Sch07]. Auch bei der Herstellung hybrider Strukturen unter der Verwendung von Metallen und faserverstärkten Kunststoffen werden bei der Fertigung für die Konsolidierung des Matrixwerkstoffs, meist ein Epoxydharzsystem, erhöhte Temperaturen benötigt. Diese sind deutlich niedriger als beim Verbundstrangpressen und sind je nach verwendetem Harzsystem, und den gewählten Einsatztemperaturen, variabel. Im Bereich von Luftfahrtanwendungen kommen hier meist Harzsysteme zum Einsatz, die bei  $180^\circ C$  konsolidiert werden. Da der Verbund bei der Fertigung unter erhöhten Temperaturen seine endgültige

Tabelle 5.3.: Elastizitätsmodul und thermische Ausdehnungskoeffizienten für repräsentative Matrix- und Verstärkungswerkstoffe für die Herstellung von Verbundstrangpressprofilen

Werkstoff	E [GPa]	$\alpha_T$ [ $10^{-6} K^{-1}$ ]
EN AW-6060	68	23, 4
WNr. 1.4310	170	16
CFK IM7-PEEK	192	-0, 2
CFK IM7-PEEK $\perp$	10, 6	30, 1
E-Glas	46	26

Form annimmt, kommt es bei der anschließenden Abkühlung zur Entstehung von thermisch induzierten Eigenspannungen. Zur Vermeidung hoher Eigenspannungen kann bei der Herstellung von hybridisierten Laminaten und einer bereits vorgegebenen Werkstoffkombination ein Harzsystem mit einer geringeren Konsolidierungstemperatur verwendet werden. Der Vorteil der geringeren Eigenspannungen wird hierbei jedoch durch eine geringere Glasübergangstemperatur und somit schlechteren Werkstoffkennwerten bei erhöhten Temperaturen erkauft. Eine andere Besonderheit bei der Betrachtung der hybriden Verbundstrangpressprofile ist der relativ geringe Verstärkungsanteil. Im Gegensatz zu den meisten Faserverbundwerkstoffen sind hier beide Komponenten, sowohl die Matrix als auch die Verstärkungselemente, maßgeblich bei der Lastaufnahme beteiligt und es gibt keinen Effekt, der die Festigkeit der Matrix erhöht. Aus diesem Grund kann für die meisten technischen Anwendungsfälle keine bleibende Verformung oder Schädigung in einem der Werkstoffe zugelassen werden. Im Folgenden soll das Eigenspannungsverhalten der Verbundprofile näher betrachtet werden.

### 5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten

Für die Betrachtung des Festigkeitsverhaltens in Faserrichtung wird ein mit unendlich langen Verstärkungselementen verstärkter Querschnitt als Bimetallmodell betrachtet. Basierend auf diesem recht einfachen Modell wird der Einfluss des Eigenspannungsverhaltens der Strangpressprofile untersucht. Für die Bewertung des Einflusses der Eigenspannungen auf das Bauteilverhalten wird ein einachsiger Spannungszustand als Belastung angenommen. Aufgrund der geringen Verstärkungsanteile ergibt das Bimetallmodell eine vergleichsweise gute Aussagekraft für die axialen Eigenspannungen. Der Einfluss der Spannungsfelder rund um die Verstärkungselemente wird hierbei nicht berücksichtigt. Die Herangehensweise bei der Berechnung der Beeinflussung der Dehngrenze durch die Eigenspannungen in Abhängigkeit von Temperatursprung und Verstärkungsanteil ist im Anhang in Kapitel A.1.3 dokumentiert. Für die verwendeten Werkstoffkombinationen der Verbundstrangpressprofile zeigt sich hier ein Problem, das bereits bei den



### 5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten

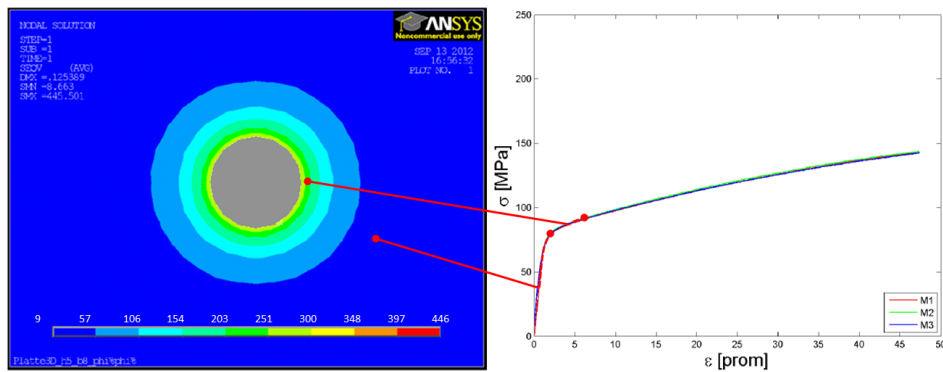


Abbildung 5.1.: Eigenspannungszustand im Bereich der Verstärkungselemente basierend auf linearen Werkstoffkennwerten (links) und exemplarische Darstellung zweier Punkte im Spannungs-Dehnungsdiagramm (rechts) des Grundwerkstoffs. Rechts ist exemplarisch die Auswirkung einer weiteren Dehnungsbeaufschlagung des Verbunds an den beiden Punkten dargestellt.

durchgeführten Versuchen gezeigt werden konnte. Aufgrund der geringen Dehngrenze des Grundwerkstoffs führt die Verwendung von Verstärkungselementen mit einem signifikant unterschiedlichen Wärmedehnungskoeffizienten zu einer deutlichen Reduktion der Dehngrenze bei Zugbelastung. Betroffen von diesem Verhalten ist nur die Dehngrenze, nicht aber die Festigkeit des Gesamtwerkstoffs. Da der verwendete Matrixwerkstoff der Verbundstrangpressprofile ein plastisches Verhalten aufweist, kommt es nach dem Überschreiten der Dehngrenze zu einem Abbau der Eigenspannungen. Bei den Verbundstrangpressprofilen wird, auf Grund des geringen Verstärkungsanteils, das Festigkeitsverhalten durch Matrixwerkstoff dominiert. Des Weiteren sind die Werkstofffestigkeiten der Verstärkungselemente deutlich höher als die des Grundwerkstoffs. Aus diesem Grund liegt der Schwerpunkt der folgenden Betrachtung bei der Bewertung der Eigenspannungen im Matrixwerkstoff. Neben der Reduktion der Dehngrenze führt das Auftreten derart hoher thermisch induzierter Spannungen zu einer Reduktion der Steifigkeit. Da der Werkstoff um die Verstärkungselemente herum beim Abkühlen über die Dehngrenze hinaus belastet wird, führt eine weitere Belastung unmittelbar zu einem weiteren Plastizieren. Da der Tangentenmodul der plastizierten Zone, verglichen mit dem Elastizitätsmodul des Grundwerkstoffs, deutlich geringer ist, kommt es zu einer Reduktion der effektiven Gesamtsteifigkeit. Da beide Bereiche über einen im Wesentlichen linearen Spannungsverlauf verfügen, zeigen die Proben bei der ersten Belastung ein pseudoelastisches Verhalten. In Abbildung 5.1 ist auf der linken Seite der Eigenspannungszustand eines Verbundstrangpressprofils unter Vernachlässigung plastischer Effekte dargestellt. Dem Bereich um den Draht und dem ungestörten Bereich sind jeweils qualitativ die entsprechenden Positionen im Spannungs-Dehnungs-Verlauf des Grundwerkstoffs vor und nach einer ersten Belastung zugeordnet.

### 5.3.1. Betrachtung von Parametereinflüssen auf die thermisch induzierten Eigenspannungen

Die Betrachtung der Parametereinflüsse auf die thermisch induzierten Eigenspannungen wurde mit Hilfe des oben genannten analytischen Bimetallmodells durchgeführt. Weitere Details zu dem verwendeten Bimetallmodell sind im Anhang in Kapitel A.1.1 zu finden. Die gegebene Werkstoffkombination der Verbundstrangpressprofile weist eine geringe Dehngrenze des Matrixwerkstoffs und eine hohe Differenz der Wärmedehnungskoeffizienten auf. Daher ist auch eine Verwendung anderer Verstärkungswerkstoffe zur Umgehung des Problems, wie z.B. Kohlenstofffasern, kein gangbarer Weg. Basierend auf dem oben genannten Bimetallmodell wurden unterschiedliche Konfigurationen betrachtet, wobei der Verstärkungsanteil, die Fertigungstemperatur und die Dehngrenze des Grundwerkstoffs variiert wurden. Die Betrachtung mit Hilfe des Bimetallmodells zeigt die Einflüsse von Parametervariationen auf das Verhalten der Profile auf, spiegelt jedoch den mehrachsigen Spannungszustand, der sich um die Drahtelemente herum ergibt, nicht wider. Betrachtet man ein Profil bei einer vorgegebenen Fertigungstemperatur, so ergibt sich der dort vorherrschende Spannungszustand im Bauteil aufgrund der thermisch induzierten Eigenspannungen über das Kräftegleichgewicht unter der Berücksichtigung der Randbedingung der gleichen Dehnung beider Komponenten. Die im Matrixwerkstoff auftretende, thermisch induzierte Spannung  $\sigma_{Matrix\ therm}$  ergibt sich daraus.

$$\sigma_{Matrix\ therm} = \frac{E_{Verstärkung} \cdot E_{Matrix} \cdot \varphi}{E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi)} \cdot (\alpha_{T\ Verstärkung} - \alpha_{T\ Matrix}) \cdot \Delta T \quad (5.2)$$

Die vorherrschenden Eigenspannungen im Grundwerkstoff sind bei einer linearelastischen Betrachtung somit zwar von den Werkstoffkennwerten Elastizitätsmodul  $E$  und Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha_T$  abhängig, nicht jedoch von der Dehngrenze des Grundwerkstoffs.

Betrachtet man die durch eine homogenisierte, mechanische Belastung  $\sigma_{Profil}$  auftretende Belastung des Matrixwerkstoffs, so kann dies aus Gleichung 4.8 abgeleitet werden, indem der gemittelte Elastizitätsmodul in Abhängigkeit des Profils eingesetzt wird.

$$\sigma_{Matrix} = \sigma_{Profil} \cdot \frac{E_{Matrix}}{E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi)} \quad (5.3)$$

Wie bereits in Kapitel 4.3 erläutert, kommt es bei den betrachteten Profilen mit dem Überschreiten der Dehngrenze des Matrixwerkstoffs zu einem Plastizieren des Verbundes. Die Verbesserung der Tragfähigkeit resultiert aus der Differenz zwischen der Dehngrenze des Verbunds und der Matrix. Ersteres lässt sich durch Umstellen von 5.3 erhalten. Die Verbesserung der Tragfähigkeit ergibt sich somit zu:

$$\Delta\sigma_{Verbund} = \left( \frac{\varphi \cdot (E_{Verbund} - E_{Matrix})}{E_{Matrix}} \right) \sigma_{maxMatrix} \quad (5.4)$$

Durch die Einbringung von Eigenspannungen in den Verbundwerkstoff reduziert sich die effektive Tragfähigkeit des Grundwerkstoffs bei einer Zugbelastung, da bereits eine anfängliche Beanspruchung der Matrix besteht. In den Diagrammen in Abbildung

### 5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten

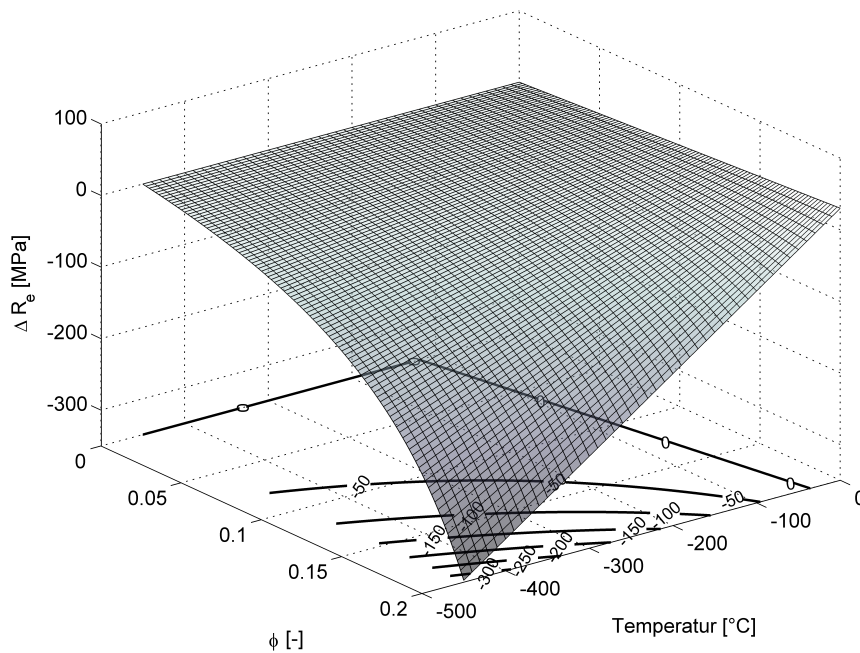


Abbildung 5.2.: Einfluss der Fertigungseigenspannungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei 100 MPa Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von WNr. 1.4310 Verstärkungselementen

5.2, Abbildung 5.3 und Abbildung 5.4, ist die Änderung der Dehngrenze für zwei unterschiedliche Konfigurationen in Abhängigkeit der Fertigungstemperatur und des Verstärkungsanteils dargestellt. Der Wert  $\Delta R_e$  ergibt sich aus der Differenz der Dehngrenze des Verbundwerkstoffs mit thermisch induzierten Eigenspannungen, und der Dehngrenze des Grundwerkstoffs. Die Darstellung erfolgt als Fläche, um einen Überblick über den Einfluss der unterschiedlichen Parameter zu gewinnen. Die Isolinien der Änderungen der Dehngrenze sind auf der Grundfläche des Diagramms eingezeichnet. In Abbildung 5.2 ist der Einfluss auf die Verbunddehngrenze bei einem Grundwerkstoff mit einer Dehngrenze von 100 MPa dargestellt. Dieser Wert entspricht im Wesentlichen den Kennwerten des für die Herstellung der Profile verwendeten Matrixwerkstoffs.

Verwendet man alternativ einen Grundwerkstoff mit einer höheren Linearitätsgrenze, so erhöht sich die Dehngrenze des Gesamtverbundes linear mit der des Grundwerkstoffs. Da die Fertigungseigenspannungen nicht von den Festigkeitskennwerten des Grundwerkstoffs abhängen, die Verarbeitung findet oberhalb der Rekristallisationstemperatur statt, bleiben diese davon unberührt. So kann eine Verbesserung der Eigenschaften des Verbunds erreicht werden.

In Abbildung 5.3 ist der Einfluss auf die Dehngrenze für einen Verbundprofil aufgezeigt, dessen Matrix eine Dehngrenze von 300 MPa aufweist. Hier ist zu erkennen, dass der Parameterbereich, bei dem es zu einer positiven Beeinflussung der Profileigenschaften

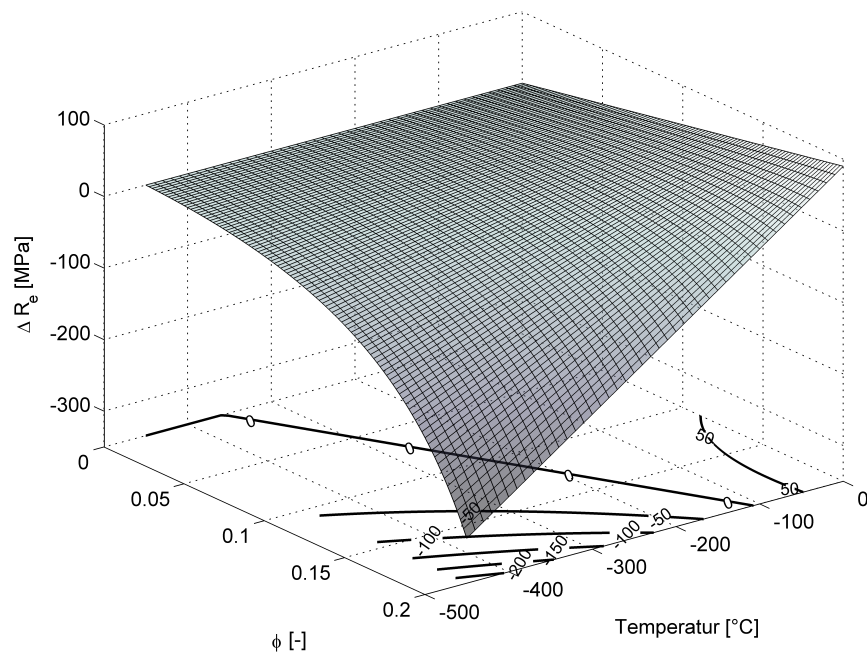


Abbildung 5.3.: Einfluss der Fertigungseigenspannungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei 300 MPa Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von WNr. 1.4310 Verstärkungselementen

### 5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten

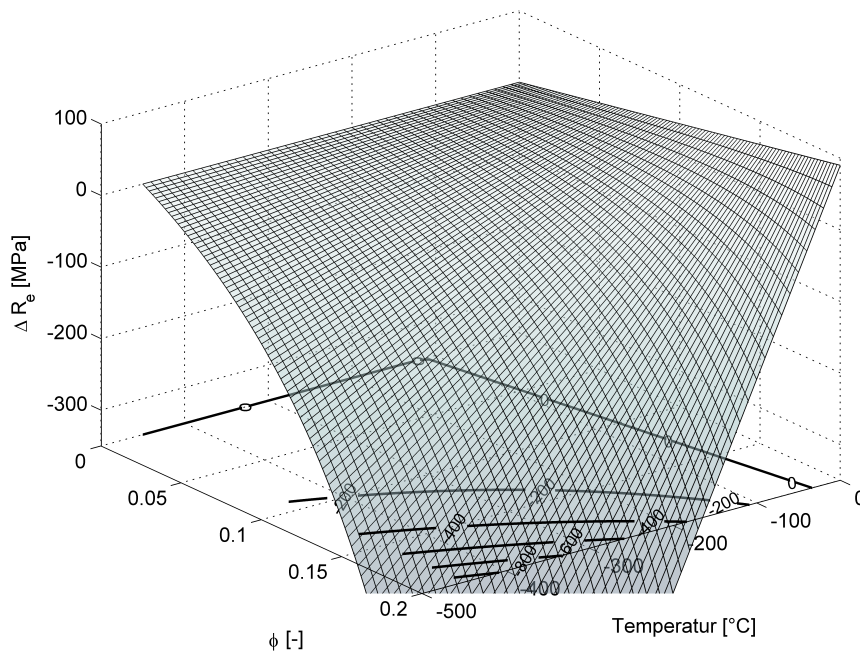


Abbildung 5.4.: Einfluss der Fertigungseigenspannungen auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei  $300\text{ MPa}$  Dehngrenze des Grundwerkstoffs und der Verwendung von IM7-PEEK Verstärkungselementen

kommt, deutlich weiter ausgebreitet ist. Betrachtet man jedoch den Temperaturbereich des Verbundstrangpressens, der bei Temperaturen von ca.  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  stattfindet, so ist auch mit dem höherfesten Aluminiumwerkstoff kein positiver Effekt auf das Verbundverhalten zu erreichen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Möglichkeit der Einbettung von Verstärkungselementen aus IM7 Kohlenstofffasern, die in eine Matrix aus dem Thermoplast Polyetheretherketon (PEEK) eingebettet sind, in Betracht gezogen. Bei der Verwendung von Verstärkungswerkstoffen mit einer größeren Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten kommt es zu einer ausgeprägteren Bildung von Eigenspannungen. Daher ist die Verwendung von Kohlenstofffasern ohne eine weitere Bearbeitung der Profile nicht zielführend, da keine Festigkeitssteigerung erreicht wird. Siehe hierzu auch Abbildung 5.4. Zusammenfassend kann gezeigt werden, dass es bei der gegebenen Werkstoffkombination nur zu einer deutlichen, negativen Beeinflussung der Dehngrenze kommt. Betrachtet man die bei der Fertigung auftretenden thermisch induzierten Eigenspannungen, die einer Temperaturlast von ca.  $400\text{ }^{\circ}\text{C}$  entsprechen, mit Hilfe eines mikromechanischen Modells, wie in Kapitel 4.3.2 beschrieben, so kann gezeigt werden, dass die lokalen Eigenspannungen zu Folge der Fertigung die Dehngrenze des Grundwerkstoffs lokal überschreiten. Somit gibt es für den gegebenen Werkstoff kein linearelastisches Verhalten. Dies konnte ebenfalls bei den Versuchen an Flachprofilen demonstriert werden. Die Proben weisen bereits bei einer geringen Belastung eine Hysterese auf, und der Tangentenmodul der

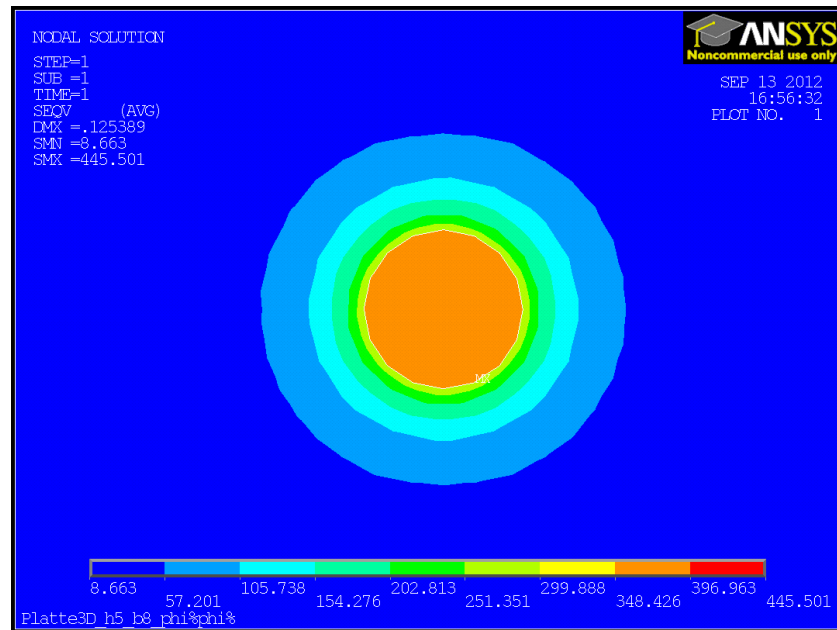


Abbildung 5.5.: Vergleichsspannung nach von Mises im Bereich eines WNr. 1.4310 Verstärkungselements berechnet mit Hilfe eines FE-Modells mit linearen Werkstoffkennwerten. Die Abkühltemperatur beträgt  $400^{\circ}\text{C}$ .

Proben ist, selbst bei kleinen Dehnungen, unterhalb des Elastizitätsmoduls des Matrixwerkstoffs. Die gewählte Werkstoffkombination ist somit, ohne eine gezielte Beeinflussung auf den Eigenspannungszustand vorzunehmen, für eine strukturelle Anwendung nicht zielführend.

### 5.3.2. Numerische Betrachtung des Eigenspannungszustands um die Verstärkungselemente

Bei der zuvor durchgeführten Betrachtung der Eigenspannungen wurde der Einfluss des Spannungszustands um die Verstärkungselementen herum nicht betrachtet. Da die Verstärkungselemente vom Matrixwerkstoff umgeben sind und der Betrag der thermischen Dehnung der Matrix deutlich größer ist, werden die Verstärkungselemente von dem Grundwerkstoff ‚eingespannt‘. Dieser Effekt führt zu lokal hohen Spannungsspitzen, die die Fließgrenze des Matrixwerkstoffs überschreiten, siehe hierzu auch Abbildung 5.5. Die Berechnung der Eigenspannungen wurde unter der Verwendung linearelastischer Werkstoffeigenschaften durchgeführt.

Da dieser Umstand auf lokalen Effekten um das Verstärkungselement herum basiert, ist die Größe dieser Spannungen, bis auf die Überlagerung mit der axialen Spannung, unabhängig vom verwendeten Verstärkungsanteil. Eine Möglichkeit diese Problemstellung zu vermeiden, ist die Verwendung von Verstärkungswerkstoffen, deren Elastizi-

### 5.3. Einfluss der Eigenspannungen auf das Festigkeitsverhalten

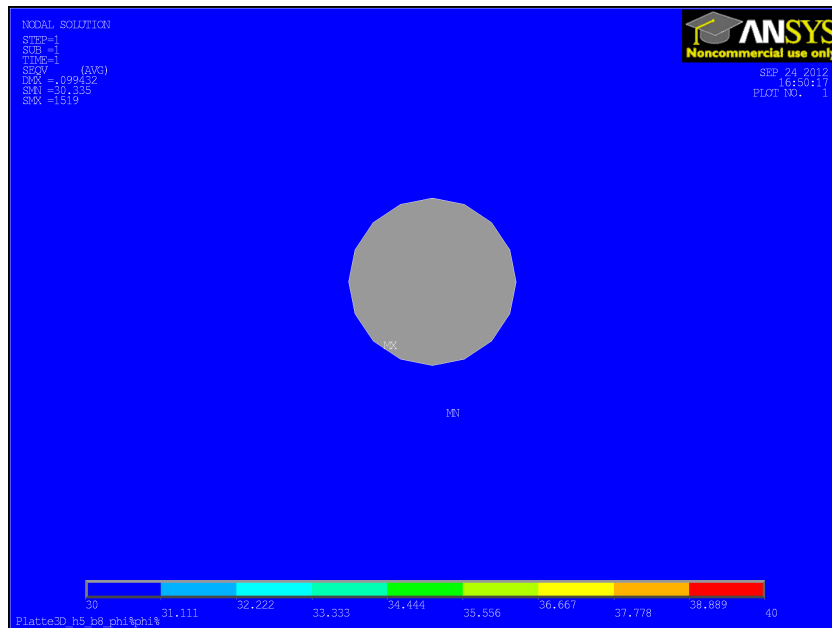


Abbildung 5.6.: Vergleichsspannung nach von Mises im Bereich eines IM7/PEEK Verstärkungselements berechnet mit Hilfe eines FE-Modells mit linearen Werkstoffkennwerten. Die Abkühltemperatur beträgt  $400^{\circ}\text{C}$ .

tätsmodul in orthogonale Richtung gering und deren thermischer Ausdehnungskoeffizient in diese Richtung in der Größenordnung des Matrixwerkstoffs liegt. Ein Beispiel hierfür ist die Verwendung der Verstärkungselemente aus dem Faserkunststoffverbundwerkstoff IM7-PEEK. Hierbei wird ein Rundmaterial von  $1\text{ mm}$  Durchmesser, das aus dem Faserkunststoffverbund hergestellt wird, eingebettet. Der als Verstärkungswerkstoff betrachtete Faserverbundwerkstoff hat in Verstärkungsrichtung einen sehr hohen Elastizitätsmodul und einen sehr geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Betrachtet man jedoch die Werkstoffeigenschaften orthogonal zu der Verstärkungsrichtung, so weist dieser einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf, der in etwa dem des Grundwerkstoffs entspricht. Des Weiteren ist der Elastizitätsmodul in orthogonale Richtung sehr gering. Siehe hierzu auch Tabelle 5.3. Hierdurch kann die Ausbildung des lokalen Spannungszustands um die Verstärkungselemente herum fast vollständig vermieden werden. Die sehr hohe Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in axialer Richtung verhindert jedoch die Möglichkeit eines Einsatzes der Werkstoffkombination ohne eine weitere Bearbeitung der Profile.

## 5.4. Einfluss der Eigenspannungen auf die Verstärkungselemente

Bei der bisherigen Bewertung der Eigenspannungen lag der Fokus auf der Betrachtung des Matrixwerkstoffs, da das Festigkeitsverhalten der Profile durch diesen dominiert wird. Dies ist den Besonderheiten der heterogenen hybriden Verbundstrangpressprofile geschuldet.

Bei den meisten Verbundwerkstoffen ist der Faservolumenanteil relativ hoch, und die Steifigkeit des Verbunds durch die Fasern dominiert. Dadurch sind die in den Fasern möglichen thermisch induzierten Eigenspannungen stark begrenzt. Da bei den Verbundstrangpressprofilen sowohl der Verstärkungsanteil relativ gering ist, als auch der Einfluss dieser auf die Gesamtsteifigkeit nicht sehr stark ausgeprägt ist, kann es unter bestimmten Randbedingungen zu sehr hohen Belastungen in den Verstärkungselementen kommen. Werden aus dem oben genannten Bimetallmodell die Spannungen in den Verstärkungselementen abgeleitet, so ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{\text{Verstärkung therm}} = \frac{E_{\text{Verstärkung}} \cdot E_{\text{Matrix}} \cdot (\varphi - 1)}{E_{\text{Verstärkung}} \cdot \varphi + E_{\text{Matrix}}(1 - \varphi)} \cdot (\alpha_{\text{Verstärkung}} - \alpha_{\text{Matrix}}) \cdot \Delta T \quad (5.5)$$

Insbesondere bei einem kleinen Verstärkungsanteil kommt hier der Umstand zum Tragen, dass die Entstehung thermisch induzierter Eigenspannungen durch das Verhalten des Matrixwerkstoffs dominiert wird. Der sehr hohe Elastizitätsmodul der Verstärkungselemente kann so zu hohen Belastungen führen. Betrachtet man die berechneten Spannungen für die Verstärkungselemente aus der Stahllegierung WNr. 1.435, so sind hier Eigenspannungen von mehreren hundert *MPa* vorzufinden.

Betrachtet man die auftretenden Haupteinflussfaktoren bei niedrigen Verstärkungsanteilen, so ist zu erkennen, dass die Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten der primäre Einflussfaktor ist. Dies kommt insbesondere bei den als Alternative in Betracht gezogenen Verstärkungselementen aus PEEK/IM7 zum Tragen. Der Werkstoff verfügt über einen hohen Elastizitätsmodul in Verstärkungsrichtung und eine gute Kompatibilität hinsichtlich der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Querrichtung. Bei der Betrachtung der Spannungen in den Verstärkungselementen kommt hier jedoch die sehr hohe Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Verstärkungsrichtung zum Tragen. In Verbindung mit der in Druckrichtung eingeschränkten Festigkeit eines Faserwerkstoffverbundwerkstoffs fällt diese Alternative als gangbarer Weg aus.

## 5.5. Gezielte Beeinflussung der Eigenspannungen

Aufgrund der Problematik der thermisch induzierten Eigenspannungen ist die gezielte Beeinflussung in Bauteilen eine interessante Option. In der Technik findet dies bei defi-



## 5.5. Gezielte Beeinflussung der Eigenspannungen

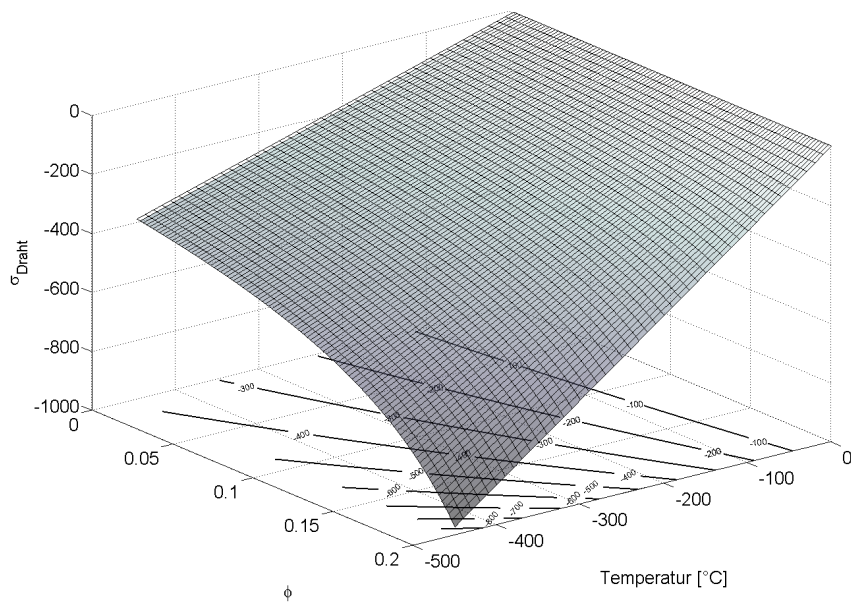


Abbildung 5.7.: Druckeigenspannungen der Verstärkungselemente in Verbundstrangpressprofilen in Abhängigkeit der Fertigungstemperaturdifferenz und der Verstärkungsanteile für die Werkstoffkombinatein EN AW-6060 und WNr. 1.4310

nierten, insbesondere schwellenden Lastfällen eine breite Anwendung. Dabei handelt es sich allerdings meist nicht um eine Reduktion der Eigenspannungen, sondern vielmehr um das Einbringen von Eigenspannungen. Die Methoden hierzu reichen von einer gezielten Plastizierung des Bauteils bis hin zu einem gezielten Vorspannen der Bauteile bei der Fertigung. Die Verfahren der Werkstoffplastizierung finden zum Beispiel durch Kugelstrahlen von Bauteiloberflächen oder durch eine gezielte Überlastung des Bauteils vor der Inbetriebnahme statt. Ersteres findet bei der Herstellung von Getrieben Verwendung. Hierbei werden die Oberflächen hochbelasteter Bereiche kugelgestrahlt. Dies führt zum Einbringen von Druckspannungen, wodurch die Anrisswahrscheinlichkeit reduziert wird, und ermöglicht so deutlich höhere Lebensdauern. Des Weiteren führt die lokale Plastizierung zu einer Kaltverfestigung des Werkstoffs [Nie01]. Das zweite Verfahren findet ebenfalls im Bereich der Antriebstechnik bei schwellend mit einem Torsionsmoment belasteten Antriebswellen Verwendung. Hier kann durch die Überlagerung der Eigenspannungen mit den Spitzenspannungen im Bauteil die Anstrengung des Werkstoffs deutlich reduziert werden.

Bei der Herstellung verbundstranggepresster Profile scheint die vorgeschlagene Methode des Reckens zur Beeinflussung der Eigenspannungen eine Möglichkeit zu sein. Bei der Herstellung höherfester Profile im Strangpressverfahren ist das Recken gängige Praxis, da hierbei hohe Genauigkeiten in Bezug auf die Geometrieabweichung der Profilkontur in Verbindung mit einer Kaltverfestigung erreicht werden können. Werden Profile mit Verstärkungselementen gereckt, können bei bekannten Werkstoffeigenschaften von Matrix und Verstärkungselementen gezielt die Eigenspannungen beeinflusst werden. Insbesondere in Hinblick auf das Ermüdungsverhalten scheint dieser Ansatz sehr interessant. Dem Aspekt der Anbindung der Verstärkungselemente ist bei dem Vorgang des Reckens jedoch besondere Beachtung zu schenken. Da es insbesondere zu einem Abbau des mehrachsigen Eigenspannungszustands um die Drahtelemente herum kommt, hat dies einen großen Einfluss auf ihre Einbettung. Diese sind nach dem Abkühlen durch die deutlich größere thermische Dehnung des Matrixwerkstoffs stark geklemmt. Kommt es zu einem Plastizieren des umgebenden Werkstoffs, so fällt dieser Effekt, der einer hohen Ausdrückfestigkeit der Verstärkungselemente zu Gute kommt, weg oder wird zumindest stark reduziert. Im Rahmen der Arbeiten wurden erste Versuche durchgeführt, die Möglichkeit der Erhöhung der Dehngrenze von Verbundprofilen mit Hilfe des Reckens zu demonstrieren. Siehe hierzu auch die Zugversuche mit Mehrfachbelastung in Kapitel 7.1.1. Ein Nachteil hierbei ist, dass dieses Verfahren nicht problemlos beim Verwenden des flexiblen Formens beim Strangpressen verwendet werden kann, da das Verfahren für gekrümmte Profile mit variabler Geometrie aufwendig erscheint. Für die Verwendung gerader Profile scheint das Verfahren jedoch sehr vielversprechend zu sein.

Bei der weiteren Bearbeitung von Verbundstrang pressprofilen durch nachgeschaltete Prozesse muss dem Umstand der Beeinflussung der Eigenspannungen in jedem Fall Rechnung getragen werden. Hierbei kann es zu sehr hohen Eigenspannungen, insbesondere auch in den Verstärkungselementen kommen. Zu nennen sind hier z.B. die spanende Bearbeitung [Ste11] oder das Reibrührschweißen [Zäh11b].

## 6. Variation geometrischer Profilparameter und deren Einfluss auf das Strukturverhalten

Bei der Herstellung von Bauteilen kommt es immer zu mehr oder weniger großen Abweichungen von der Sollgeometrie. Einerseits ist das Wissen über diese Streuungen in der Fertigung für die Auslegung wichtig, andererseits muss der Einfluss der Abweichungen auf das Bauteilverhalten untersucht werden. Dieses Wissen ist von Bedeutung, um im Umkehrschluss in der Lage zu sein von akzeptablen Streuungen bei Steifigkeit und Festigkeit auf die dafür notwendigen Toleranzen zu schließen. Es ist hierbei notwendig, die Toleranzen von der Seite der Entwicklung nur so weit wie nötig einzugrenzen, da unnötig enge Toleranzen Kosten bei der Produktion verursachen, zum Beispiel durch Justage oder Ausschuss. Ziel dieser Arbeit ist die Bewertung der Steifigkeit und Festigkeit von Verbundstrangpressprofilen. Daher soll im Folgenden auf den Einfluss der Positionsabweichungen der Verstärkungselemente auf das Strukturverhalten eingegangen werden. Eine Untersuchung zur Abweichung der Profil-Sollgeometrie von der gefertigten Geometrie ist nicht Gegenstand dieser Arbeit. Eine Untersuchung zu den Abweichungen, ihren Verteilungen und eine Ursachenanalyse ist in [Sch11] zu finden.

### 6.1. Entstehung der Positionsabweichungen von Verstärkungselementen in Verbundstrangpressprofilen

Bei der Herstellung von Verbundstrangpressprofilen werden die Verstärkungselemente in den Materialfluss eingebracht. Die Positionierung erfolgt über das Einführen der Verstärkungselemente in die Schweißkammer. Siehe hierzu auch Kapitel 3.5.3 und [Pie11]. Die Verstärkungselemente treten an einer definierten Position aus dem Zuführelement aus. Da das Zuführelement in der Matrize positioniert wird, ist die Austrittsposition der Drähte sehr genau bekannt und verursacht nur unwesentliche Abweichungen der Drahtposition. Insbesondere bei komplexeren Querschnitten kann es anschließend durch einen

nicht homogenen Materialfluss in dem Presswerkzeug zu einem Verdriften der Verstärkungselemente kommen. Dies führt, bei einem konstanten Materialfluss, zu konstanten und systematischen Abweichungen der Verstärkungselemente. Diese Abweichung ist nach der Fertigung der ersten Profile bekannt und ihr kann zumindest durch einen Nachqualifikation der Verwendbarkeit der Profile Rechnung getragen werden. Soll diesen Effekten bei der Herstellung von Profilen in einer kleinen Serie entgegengetreten werden, so setzt dies ein gutes Verständnis für den Prozess voraus. Eine Arbeit, in der eine weitgehende Untersuchung zur Prozesssimulation, insbesondere mit Hinblick auf die Simulation des Verbundstrangpressens, durchgeführt wurde, ist in [Klo11] zu finden. Der Weg der Lösung für diese prozessbedingten Abweichungen ist die entsprechende Auslegung der Matrixengeometrie. Neben der konstanten, durch die Geometrie der Matrix verursachten Abweichung kann es des Weiteren durch die Änderung von Prozessparametern, wie der Temperatur beim Pressprozess oder Variation der Pressgeschwindigkeit, zu einer Änderung der Materialflüsse kommen. Dies kann zu einer instationären Änderung der Drahtpositionen während des Pressprozesses führen. Sind diese Abweichungen nicht bekannt, so muss entsprechend mit reduzierten Kennwerten der Profile gerechnet werden. Ausführliche experimentelle Untersuchungen zur Beeinflussung unterschiedlicher Parameter sind in [Kle06] zu finden. Die in der Praxis auftretenden Positionsabweichungen der Verstärkungselemente normal zur Mittelebene der Profilwand betragen bis zu  $0,3\text{ mm}$ . Diese maximale Abweichung wird im Folgenden für die Bewertung der möglichen Steifigkeits- und Festigkeitsabweichungen herangezogen.

### 6.2. Einfluss von Positionsabweichungen von Verstärkungselementen auf die Profileigenschaften

Da es aufgrund des Produktionsprozesses neben zufälligen Streuungen auch zu systematischen Abweichungen der Verstärkungselemente kommen kann, wurde im Rahmen der Arbeit [Moh08] beides untersucht. Details hierzu sind auch in [Wed11] zu finden. Die Untersuchungen des Einflusses auf die Belastung des Matrixwerkstoffs bei einer definierten Biegebelastung erfolgten numerisch, basierend auf dem zuvor entwickelten Schale-Balken-Modell. Die weiteren durchgeführten Berechnungen wurden mit Hilfe einer analytischen Betrachtung, basierend auf der Bewertung der Profilsteifigkeiten  $(EI)_{Profil}$ , durchgeführt. Die maximale auftretende Spannung im Grundwerkstoff des Profils ergibt sich, in Abhängigkeit des maximalen Abstands zur neutralen Faser und der Biegesteifigkeit des Profils wie in Gleichung 6.1 gezeigt. Eine kurze Herleitung hierzu ist im Anhang in Kapitel A.1.4 zu finden.

$$\sigma_{Matrix\ max} = \frac{z_{max} \cdot M \cdot E_{Matrix}}{(EI)_{Profil}} \quad (6.1)$$

## 6.2. Einfluss von Positionsabweichungen von Verstärkungselementen

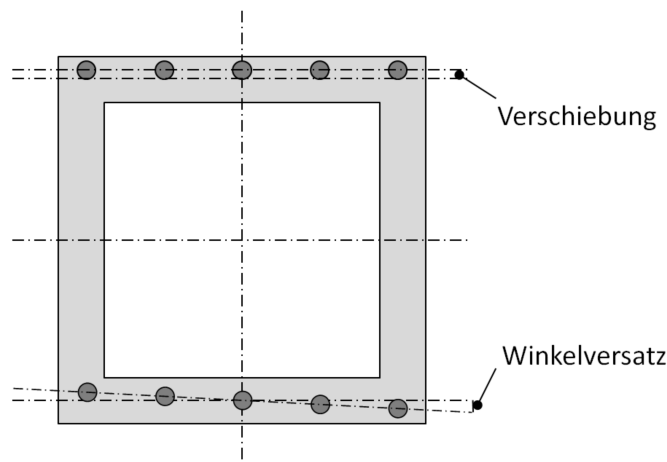


Abbildung 6.1.: Parametrisierung der systematischen Abweichung der Drahtpositionen von der Sollposition

Diese analytische Bewertung hat sich bei der Bewertung als geeignet für die gegebenen Anforderungen herausgestellt. Als Belastungsszenario zur Bewertung der Einflüsse einer Abweichung auf das mechanische Verhalten wurde eine Biegebelastung herangezogen. Bei dieser Form der Belastung hat nur eine Änderung des Abstands von der neutralen Faser einen wesentlichen Einfluss. Für die Berechnungen der Parameterstudie wurden Rechteckprofile verwendet. Die Verstärkungselemente sind hierbei im Zug- und Druckgurt des Profils zu finden. Neben den zufälligen Verteilungen wurden systematische Verteilungen in Form einer Abweichung von der neutralen Faser und Winkelversatz der Verstärkungsebenen untersucht. Siehe hierzu auch Abbildung 6.1. Der Winkelversatz wurde so gewählt, dass es bei der Winkeländerung zu keiner Änderung des Schwerpunkts der Verstärkungselemente innerhalb eines Gurts kommt. Bei der systematischen Abweichung haben alle Drahtelemente eines Gurts einen bestimmten Abstand von der Mittelebene der Profilwand. Ebenso ist der Winkelversatz als relativer Winkel der Ebene, in der die Verstärkungen liegen, relativ zur Mittelebene der Profilwand definiert. Beide Formen der systematischen Abweichungen können auch überlagert auftreten. Da die Abweichungen der Positionierung der Verstärkungselemente im Verhältnis zu den geometrischen Querschnittsabmessungen des Profils gering sind, sind die auftretenden Abweichungen der Spannungen in den Verstärkungselementen vergleichsweise klein. Des Weiteren wird das elastische Verhalten der Profile durch die Werkstoffkennwerte des Grundwerkstoffs limitiert. Aus diesem Grund wird im Folgenden der Einfluss auf die Matrixspannungen untersucht.

### Stochastische Positionsabweichungen

Eine zufällig verteilte Abweichung der Drahtpositionen hat meist kaum eine Auswirkung auf die globale Steifigkeit und Festigkeit des Profils. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass die mittlere Abweichung der Drahtpositionen normalerweise sehr gering ist. Das zu erwartende Flächenträgheitsmoment der Verstärkungselemente hat

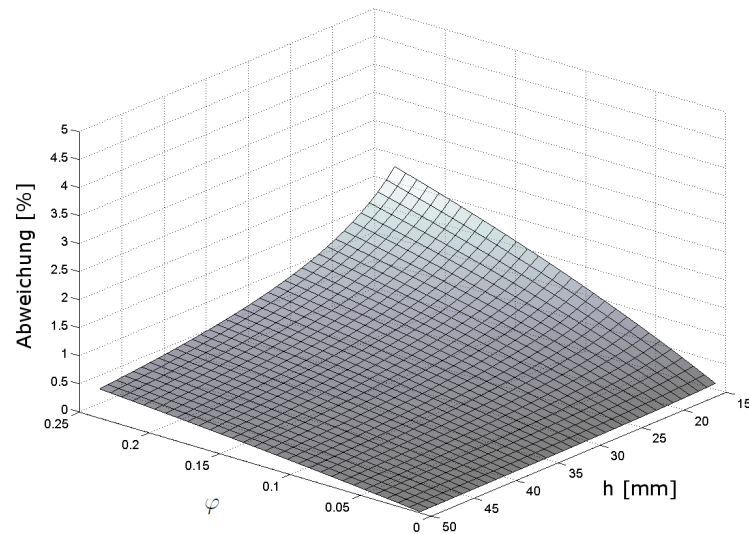


Abbildung 6.2.: Einfluss einer systematischen Änderung der Drahtposition (Verschiebung) auf die Belastung des Matrixwerkstoffs in Abhängigkeit der Profilhöhe bezogen auf die Sollgeometrie. Wandstärke des Rechteckrohrs:  $2\text{ mm}$ ; Abweichung von der Sollposition:  $0,3\text{ mm}$ .

somit nur eine geringe Abweichung von dem der Sollkonfiguration. Für die einzelnen Verstärkungselemente kann dies eine Änderung der Spannungen zur Folge haben. Dies ist auf den einfachen Zusammenhang zurückzuführen, dass es bei einer Änderung der Positionierung zu einer Änderung der auftretenden Dehnung kommen kann, da sich der Abstand zu der neutralen Faser des Profils ändert. Bei der Verwendung der verstärkten Profile im elastischen Bereich sind die zu erwartenden Abweichungen der Spannungen im Matrixwerkstoff jedoch sehr gering. Ein ähnlicher Effekt ist bei der Bewertung einer systematischen Winkelabweichung zu beobachten. Da hierbei nur eine vergleichsweise kleine Änderung des Flächenträgheitsmoments der gesamten Anordnung der Verstärkungselemente auftritt, kommt es zu keiner wesentlichen Änderung der Biegesteifigkeit des gesamten Querschnitts der Verstärkungen. Aus diesem Grund kommt es im Matrixwerkstoff zu keiner nennenswerten Änderung der Spannung. Nachdem bei den gegebenen Konfigurationen das Plastizieren des Profils vom Grundwerkstoff ausgeht, hat ein Winkelversatz somit kaum eine Änderung der Grenze des elastischen Verhaltens zu Folge. Hierbei kommt es zu einer Beeinflussung der Spannung in den Verstärkungselementen, die jedoch recht gering ist.

### Systematische Positionsabweichungen

Anders verhält sich es beim Einfluss einer systematischen Änderung des Abstands der verstärkten Ebenen zueinander. Hierdurch kommt es zu einer Änderung der Profilsteifigkeit und damit zu einer Änderung der in der Matrix auftretenden Spannungen. Die

mögliche Beeinflussung der Matrixspannungen nimmt mit zunehmendem Verstärkungsanteil und abnehmender Profilhöhe zu. Siehe hierzu auch Abbildung 6.2.

Generell ist der Einfluss einer Abweichung der Verstärkungselemente von ihrer Sollposition auf die Steifigkeit und die Festigkeit des Profils recht klein. Auf der einen Seite ist der Anteil der Verstärkungselemente bei den Verbundstrangpressprofilen recht gering, das bedeutet bei einem einstelligen Prozentbetrag, auf der anderen Seite ist die in der Praxis auftretende Abweichung geringer als  $0,3\text{ mm}$ , siehe [Klo06], relativ gering. Die größte mögliche Abweichung ist auch aufgrund der gegebenen geometrischen Randbedingungen stark eingeschränkt.

Besondere Beachtung muss der möglichen Abweichung der Verstärkungselemente nur geschenkt werden, wenn es aufgrund nichtlinearer Effekte zu einer starken Beeinflussung der Struktureigenschaften bereits durch geringe Änderungen im Profil kommen kann. Diesen Effekten muss dann jedoch bei der Auslegung auf Bauteilebene Rechnung getragen werden. Eine Modellierung und Betrachtung auf Werkstoffebene ist hier nicht möglich. Als Beispiel kann hier der Einfluss auf das Stabilitätsverhalten genannt werden. Eine Fehlpositionierung der Verstärkungselemente kann hier zu einer Exzentrizität führen, die einen großen Einfluss auf die Stabilitätsgrenze hat. Des Weiteren kann eine Fehlpositionierung auch aus technischer Sicht problematisch sein. Folgen auf die Fertigung der Profile weitere Prozesse, so kann es durch eine Fehlpositionierung zu einer Beeinträchtigung der Prozesssicherheit kommen. Als mögliche Beispiele seien hier ein nachgeschalteter Schweißprozess, bei dem die Drahtelemente nicht beschädigt werden sollen, genannt. Eine Änderung der Drahtposition führt hierbei eventuell zu einer Verschlechterung der Qualität der Schweißzone oder aufgrund der Zerstörung von Verstärkungen zu einer Beeinträchtigung der strukturellen Festigkeit.





## 7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

Im Rahmen der Arbeiten wurden unterschiedliche Versuche durchgeführt, mit dem Ziel das Verhalten der heterogenen Verbundstrangpressprofile zu charakterisieren, mögliche Versagensmodi zu validieren und Daten zum Werkstoffverhalten zu gewinnen. Untenstehend ist eine Übersicht über die durchgeführten Versuche aufgelistet.

Tabelle 7.1.: Übersicht über die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Versuche

Versuchskonfiguration	Motivation
Zugversuche in Verstärkungsrichtung	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Identifikation von Versagensmodi</li> <li>- Bestimmung der Dehngrenze und Festigkeit</li> <li>- Bestimmung des Elastizitätsmoduls</li> <li>- Parametervariation (Dickenvariation)</li> </ul>
Zugversuche orthogonal zur Verstärkungsrichtung	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Identifikation der Versagensmodi</li> <li>- Bestimmung der Anbindungsfestigkeiten</li> <li>- Bestimmung des Elastizitätsmoduls</li> <li>- Parametervariation (Dickenvariation)</li> </ul>
Schubversuche	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Identifikation der Versagensmodi</li> <li>- Bestimmung des Schubmoduls</li> <li>- Parametervariation (Dickenvariation)</li> </ul>
Biaxiale Zugversuche	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Demonstration der Durchführbarkeit biaxialer Zugversuche</li> <li>- Bestimmung von Werkstoffkennwerten bei mehrachsigen Spannungszuständen</li> </ul>

## 7.1. Kennwertermittlung basierend auf uniaxialen Zugversuchen

Zur Gewinnung grundlegender Kenntnisse über das Verhalten von Verbundstrangpressprofilen wurden diverse Versuche durchgeführt. Weitere Arbeiten dazu sind in [Wei06] und [Mer11] zu finden. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurden Flachproben mit einem, mit Blick auf die Anwendung von Verbundstrangpressprofilen, repräsentativen Querschnitt verwendet. Es wurden sowohl Proben mit der gegebenen Wandstärke der hergestellten Profile untersucht, als auch Versuche mit reduziertem Querschnitt durchgeführt. Die verwendeten Proben enthalten je zwei Verstärkungselemente und weisen einen Rechteckquerschnitt auf.

### 7.1.1. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften in Extrusionsrichtung

Die Durchführung der Zugversuche in Verstärkungsrichtung dient einerseits dazu, die Eigenschaften der jeweils verwendeten Profile zu bestimmen, andererseits um das Werkstoffverhalten mit Hinblick auf eine Anwendung derartiger Profile für den Bau von Rahmenstrukturen zu untersuchen.

#### 7.1.1.1. Probenherstellung und Messtechnik

Die im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Probekörper zur Kennwertermittlung der Verbundstrangpressprofile in Extrusionsrichtung wurden je aus verstärkten Flachprofilen entnommen. Grund hierfür ist die Verfügbarkeit der entsprechenden Profile und die Positioniergenauigkeit der Verstärkungselemente. (Siehe hierzu auch Kapitel 6.1.) Da die Werkstoffflüsse bei der Herstellung der Flachprofile symmetrisch sind, kommt es hier nur zu sehr kleinen Abweichungen der Verstärkungsdrähte von der Sollposition im Profil. Eine präzise Positionierung der Verstärkungselemente ist notwendig, wenn eine Reduktion der Wandstärke der Profile zur Erhöhung des Verstärkungsanteils vorgenommen werden soll. Basierend auf den extrudierten Verbundprofil mit einer Wandstärke von  $5\text{ mm}$  wurden spanend verstärkte Proben mit einer Wandstärke von  $5\text{ mm}$  und  $2\text{ mm}$  hergestellt. Des Weiteren wurden Proben des unverstärkten Grundwerkstoffs geprüft. Die Herstellung dieser Proben erfolgte mit Hilfe der speziell für die Risswachstumsproben stranggepressten Profile. Die hierfür verwendeten Profile weisen in der Mitte einen Bereich auf, in dem keine Verstärkungselemente vorhanden sind. Daher ist es möglich, ausreichend große Probekörper des Grundwerkstoffs zu gewinnen, die die gleiche thermische und mechanische Fertigungshistorie aufweisen und mit dem selben Presswerkzeug hergestellt wurden, wie die untersuchten Verbundstrangpressprofile. Zu Vergleichszwecken wurden Proben aus einem EN AW-2024 Extrusionsprofil geprüft, das über den Handel bezogen wurde. Zur Erfassung der Dehnungen wurden auf den Proben je ein DMS mit einer

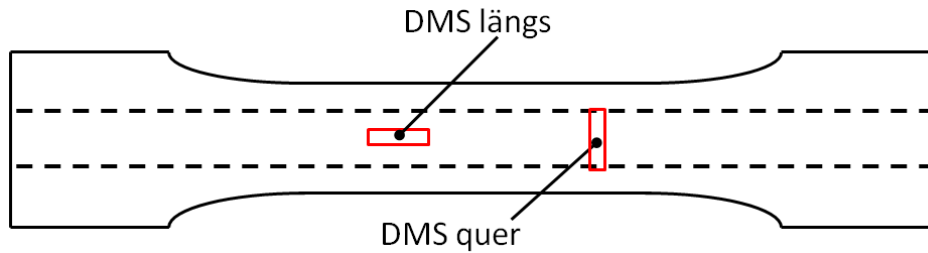


Abbildung 7.1.: Exemplarische Darstellung der Zugproben mit den DMS-Positionen zur Dehnungsmessung

Messgitterlänge von  $5\text{ mm}$  appliziert, der die Dehnung in Prüfrichtung und orthogonal dazu erfasst. Die Erfassung der Prüfkräfte erfolgt mit Hilfe einer Kraftmessdose.

### 7.1.1.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten

Bei der Auswertung der heterogen verstärkten axialen Zugversuche zeigt sich auf den ersten Blick das bereits im Stand der Technik (siehe hierzu auch Kapitel 3.5.5) dargestellte Verhalten. Zu Beginn der Belastung zeigen die Proben einen im Wesentlichen linearen Verlauf. Im Idealfall, bei ausreichend geringen Eigenspannungen, ist sowohl das Verhalten der Matrix als auch der Drähte elastisch. Darauf folgt ein weiterer annähernd linearer Bereich, bei dem sich der Matrixwerkstoff bei einer nahezu konstanten technischen Spannung plastisch verformt. Gefolgt wird dies von einem gleichzeitigen Plastizieren der Drahtelemente und des Matrixwerkstoffs nach dem Überschreiten der Dehngrenze der Drahtelemente. Dieser Bereich fällt aufgrund der Stützwirkung durch die Matrix [Ham09] sehr ausgeprägt aus. In Abbildung 7.2 sind die Versuchsergebnisse der  $5\text{ mm}$  Proben dargestellt. Da die beim Bruch der Proben auftretenden Dehnungen sehr hoch sind, versagen die aufgebrachten DMS noch vor dem Bruch der Probe. Zur Darstellung des gesamten Versuchsablaufs in Abbildung 7.2 wurde der Spannungsverlauf daher über den Inkrementgeber der Prüfmaschine dargestellt. Bei der Betrachtung der Spannungsverläufe sind die unterschiedlichen Bereiche recht gut zu erkennen. Des Weiteren ist ersichtlich, dass es vor dem Bruch der Probe zu einem sequentiellen Versagen der Verstärkungselemente kommt. Hier sind bei den Spannungskurven je zwei Abstufungen zu erkennen, die jeweils den Bruch eines Verstärkungselements anzeigen. Zu diesem Zeitpunkt ist der Matrixwerkstoff noch zusammenhängend. Nach dem Versagen der Verstärkungselemente kommt es zu einem Einschnüren des Matrixwerkstoffs in diesem Bereich und zu einem Bruch der Probe.

Ziel der Arbeit ist es primär, die erforderlichen Informationen zur Auslegung einer Struktur unter Berücksichtigung der Betriebslastfälle zu ermitteln. Für diesen Schritt der Auslegung ist somit nur der linearelastische Bereich eines Werkstoffs von Interesse. Der plastische Bereich des Werkstoffs spielt lediglich für die Auslegung der Havarieeigenschaften der Struktur eine große Rolle. Dies ist nicht Gegenstand dieser Arbeit, wird aber im

## 7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

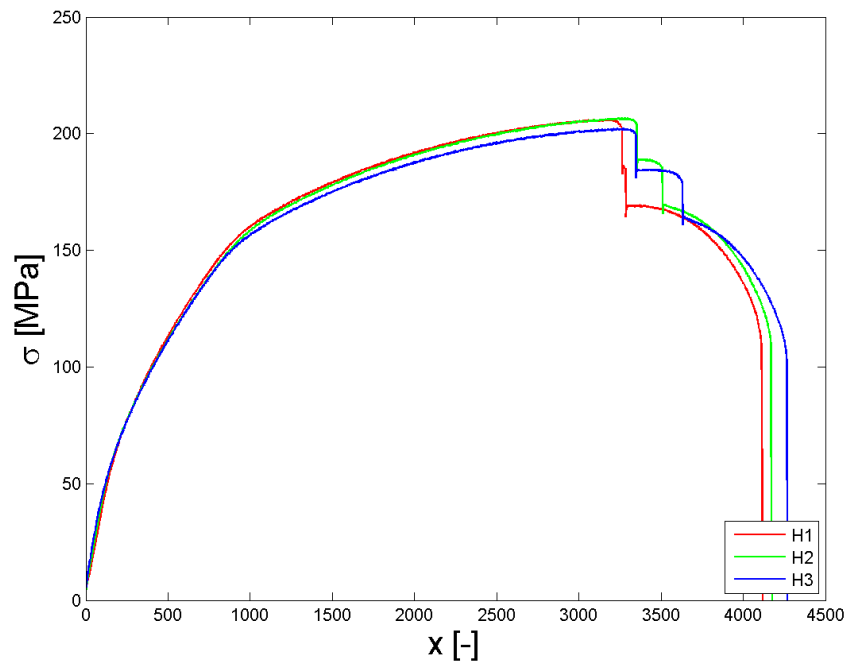


Abbildung 7.2.: Spannungsverlauf heterogen verstärkter Verbundwerkstoffproben; Darstellung über den Inkrementgeber des Maschinenwegs

Rahmen eines Nachfolgeprojekts behandelt. Im Folgenden wird somit das Verhalten des Werkstoffs hinsichtlich seiner Linearelastizität genauer untersucht.

In einem ersten Schritt soll das Verhalten des Grundwerkstoffs betrachtet werden. Dieser verfügt über eine Dehngrenze von ca.  $60 \text{ MPa}$  und über ein stark ausgeprägtes plastisches Verhalten. Der Verlauf der axialen Dehnung ist in Abbildung 7.3 dargestellt. Die relevanten Werkstoffkennwerte können Tabelle 7.3 entnommen werden. Die Bestimmung des Elastizitätsmoduls der Probekörper erfolgte im Bereich zwischen  $10 \text{ MPa}$  und  $30 \text{ MPa}$ . Dieser Spannungsbereich wurde gewählt, da dieser bei allen geprüften Proben anwendbar ist.

Anschließend werden die heterogen verstärkten Proben betrachtet. Bei dem Spannungsverlauf der  $5 \text{ mm}$  Verbundproben fällt auf, dass die Spannungen im Bereich des linearen Verhaltens beider Komponenten, der Zone 1, deutlich kleiner sind, als die des Grundwerkstoffs. Dies ist den im Werkstoff vorherrschenden Eigenspannungen geschuldet, siehe hierzu auch Kapitel 4. Des Weiteren ist ersichtlich, dass der erreichte Elastizitätsmodul hier unterhalb des Matrixkennwerts liegt. Siehe hierzu auch die Ergebnisdarstellungen in Tabelle 7.2. Dies deutet darauf hin, dass der Werkstoff kein linearelastisches Verhalten aufweist. Gestützt wird diese Annahme durch die Versuche der  $2 \text{ mm}$  Proben. Hier wurde zur Bestimmung der Steifigkeit nach dem Überschreiten der Grenze von ca.  $60 \text{ MPa}$  eine Entlastung vorgenommen. Bei einer erneuten Belastung zeigt sich, dass der Elastizitätsmodul, wie erwartet, höher ausfällt als der des Grundwerkstoffs. Durch die Einbringung

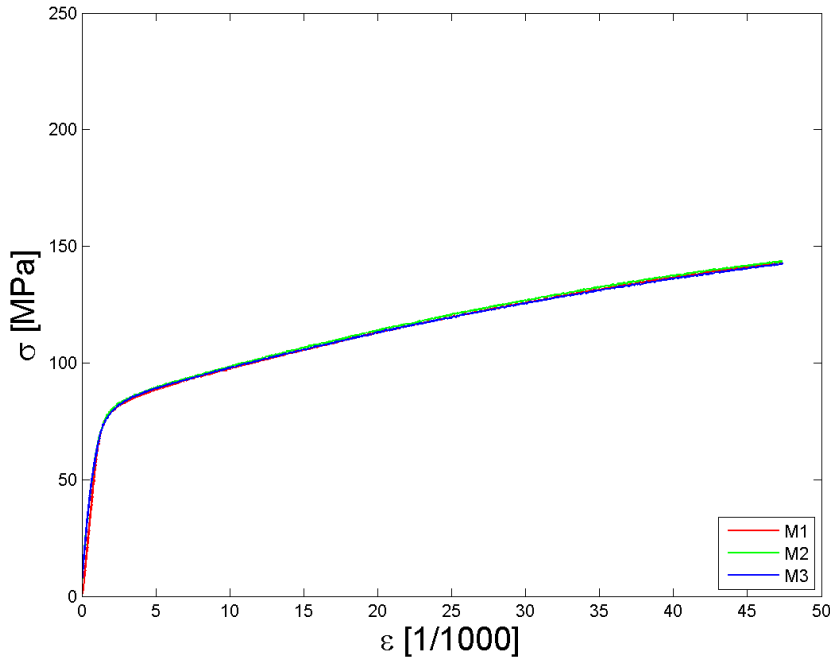


Abbildung 7.3.: Spannungs-Dehnungsverlauf der Grundwerkstoffproben

der Verstärkungselemente kommt es bei der Abkühlung nach dem Verbundstrangpressen zur Entstehung eines überlagerten Spannungszustands um die Drahtelemente herum. Die Drahtelemente werden so durch den Matrixwerkstoff eingeklemmt, ähnlich wie bei einem Querpresssitz. Diese Zone scheint schon sehr früh zu plastizieren. Dies deckt sich mit den Ergebnissen aus Kapitel 5. Aus dieser Erkenntnis lässt sich die Schlussfolgerung ziehen, dass die im Rahmen des Projektes gefertigten Profile ohne eine weitere Bearbeitung nicht für den Einsatz in Rahmenstrukturen geeignet sind. Des Weiteren ist zu beachten, dass bei der Durchführung derartiger Versuche, mit dem Ziel der Bestimmung der realen Profileigenschaften, bei der Herstellung der Probekörper mit großer Vorsicht herangegangen werden muss. Bereits kleine Belastungen führen dazu, dass es zu einer Plastizierung und somit zu einer Änderung der Werkstoffeigenschaften kommt. Zu erkennen ist, dass das Recken der Profile zur Reduktion der Eigenspannungen auf den ersten Blick ein gangbarer Weg zu sein scheint. Dieses Vorgehen ist bei der Herstellung einfacher Profile möglich, handelt es sich jedoch um frei gekrümmte Profile oder welche mit einem komplexeren Querschnitt, so scheint ein Recken fragwürdig, zumal eine flexible Produktion gefordert ist.

#### **Bestimmung der plastischen Dehnung bei heterogen verstärkten Proben**

Die Bestimmung der plastischen Anteile zur Berechnung der Dehngrenzen in Tabelle 7.3 wurde zunächst, wie bei der Durchführung von Zugversuchen üblich, mit Hilfe der Bestimmung des Tangentenmoduls im linearen Bereich durchgeführt. Als Intervall zur Bestimmung der Steigung wurde bei den Verbundstrangpressprofilen das Intervall

## 7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

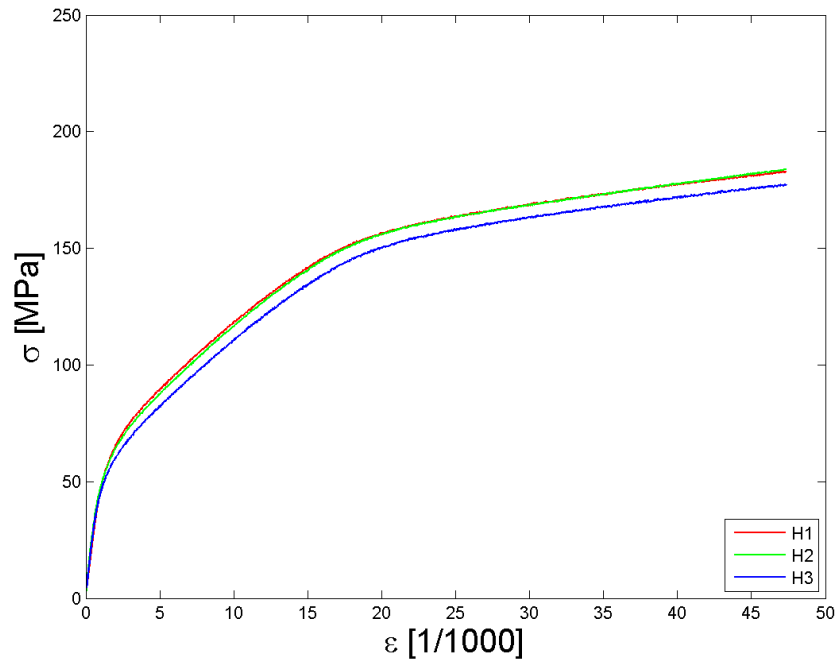


Abbildung 7.4.: Spannungs-Dehnungsverlauf der Verbundproben mit einer Wandstärke von 5 mm

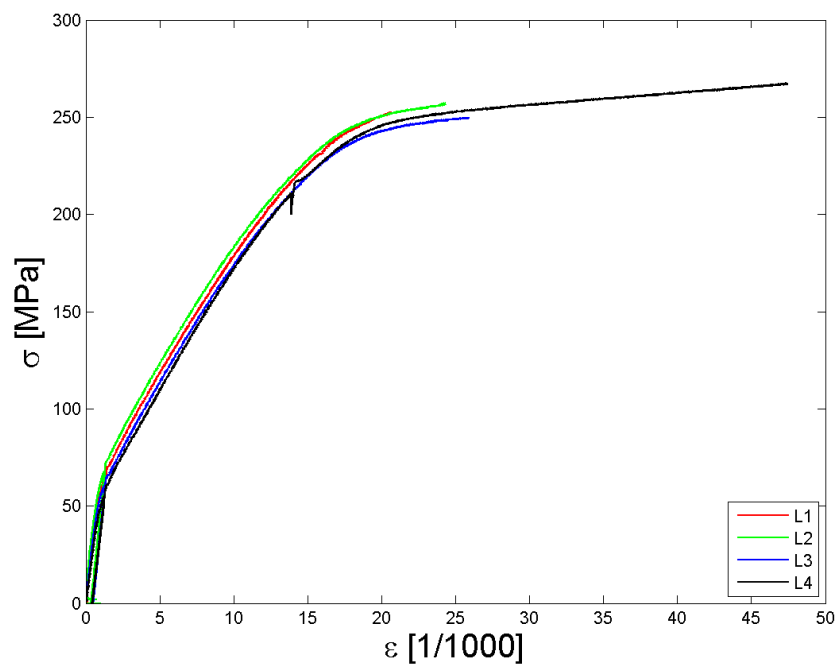


Abbildung 7.5.: Spannungs-Dehnungsverlauf der Verbundproben mit einer Wandstärke von 2 mm

### 7.1. Kennwertermittlung basierend auf uniaxialen Zugversuchen

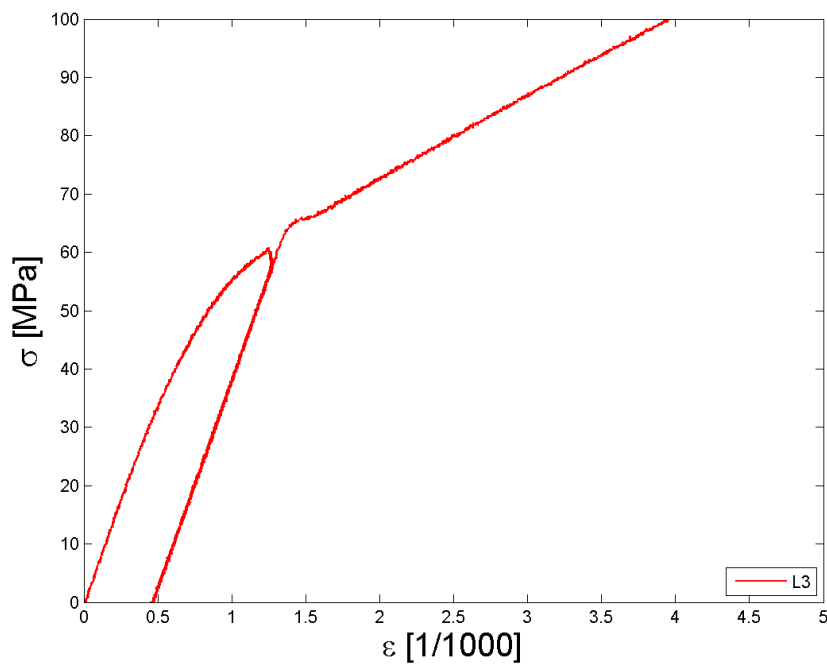


Abbildung 7.6.: Detail der Mehrfachbelastung einer Verbundprobe mit einer Dicke von  $2\text{ mm}$

Tabelle 7.2.: Elastizitätsmoduli  $E$  und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Zugproben; Werte bei erster Belastung, bei zweiter Belastung und theoretischer Wert

Werkstoff	$E$ [GPa]	$s$ [GPa]
EN AW-6060	67,77	0,56
2 mm 1. Belastung	70,62	1,97
2 mm 2. Belastung	72,28	1,04
2 mm theoretisch	73,72	-
5 mm	53,62	4,62
5 mm theoretisch	70,29	-

## 7. Validierung von Versagenkriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

Tabelle 7.3.: Grenzen der elastischen Dehnung und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Proben, basierend auf dem Tangentenmodul des linearen Bereichs

Probe	$R_{p0,01\,tan}$ [MPa]	$s$ [MPa]	$R_{p0,2\,tan}$ [MPa]	$s$ [MPa]	$\frac{R_{p0,2\,tan}}{R_{p0,01\,tan}}$ [-]
2 mm	49,16	2,02	94,50	4,62	1,92
5 mm	43,16	3,48	75,92	4,23	1,76
EN AW-6060	56,49	9,53	84,51	0,10	1,50
EN AW-2024	121,67	1,10	191,55	4,07	1,57

Tabelle 7.4.: Grenzen der elastischen Dehnung und dazugehörige Stichprobenstandardabweichung der geprüften Proben, basierend auf der Abweichung von der Hookeschen Gerade

Probe	$R_{p0,01}$ [MPa]	$s$ [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$s$ [MPa]	$\frac{R_{p0,2}}{R_{p0,01}}$ [-]
2 mm	46,48	3,56	93,52	5,25	2,01
5 mm	23,60	6,94	72,89	3,68	3,08

[10 MPa; 30 MPa] verwendet. Für das, relativ zu dem betrachteten Matrixwerkstoff EN AW-6060, deutlich höherfeste EN AW-2024 wurde das Intervall von [10 MPa; 80 MPa] gewählt, um Ungenauigkeiten bei einer zu großen linearen Extrapolation zu vermeiden. Zu beachten ist hierbei, dass die gewählte Herangehensweise somit keine plastischen Effekte identifiziert, die zu einem pseudolinearelastischen Verhalten der Probe führen, wie dies bei den Verbundstrangpressprofilen der Fall sein kann. Siehe hierzu auch Kapitel 5.3. Dieses pseudolinearelastische Verhalten kann durch die Mehrfachbelastung der 2 mm Proben, wie bereits erwähnt, gezeigt werden. Berechnet man die plastische Dehnung des Werkstoffs bei der ersten Belastung basierend auf der Abweichung der Hookeschen Gerade unter Berücksichtigung des Elastizitätsmodul der zweiten Belastung, so ergibt sich ein anderes Bild. Bei den 2 mm Proben kommt es zu einer relativ kleinen Abweichung von den zuvor ermittelten Werten der Dehngrenzen. Bei den 5 mm Proben wurde keine zweite Belastung zur Identifikation des Elastizitätsmoduls durchgeführt. Die Werte wurden daher basierend auf dem theoretischen Elastizitätsmodul ermittelt. Hier ist die Abweichung bei der Dehngrenzen besonders groß. Eine Besonderheit, die bei dieser Betrachtung auffällt, ist das allmähliche Auftreten des Plastizierens. Das bedeutet, dass der Quotient aus  $R_{p0,2}$  und  $R_{p0,01}$ , im Vergleich zu üblichen strukturellen Konstruktionswerkstoffen, deutlich höher liegt. Die in Tabelle 7.4 genannten Werte wurden basierend auf der Abweichung von der Hookeschen Gerade unter Verwendung des Elastizitätsmoduls aus der zweiten Belastung (für die 2 mm Proben) oder des theoretischen Elastizitätsmoduls (für die 5 mm Proben) berechnet. Der Vergleich der Dehngrenzen  $R_{p0,01}$  des Grundwerkstoffs (EN AW-6060) mit den Verbundwerkstoffproben zeigt deutlich, dass



es ein Potential zur Verbesserung der Werkstoffeigenschaften durch einen Abbau der Eigenspannungen gibt.

### 7.1.2. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften orthogonal zur Extrusionsrichtung

Da es sich bei den Verstärkungselementen, bei der Betrachtung der Querfestigkeit, um Heterogenitäten im Werkstoff handelt, sind die Querzugversuche für die Bewertung der Güte der Einbettung von großer Bedeutung. Die höherfesten Verstärkungselemente wirken bei einer Querbelastung als Störstellen mit einem höheren Elastizitätsmodul. Aufgrund ihrer Orientierung kommt der Verstärkungseffekt bei dieser Belastung nicht zum Tragen. Bei der Bewertung der Werkstoffeigenschaften der Verbundstrangpressprofile wurden im Rahmen weiterer Arbeiten neben den klassischen Werkstoffkennwerten auch Ausdrückversuche für die Drahtelemente durchgeführt. Siehe hierzu auch [Wei07]. Mit Hilfe dieser wurde die Schubfestigkeit der Anbindung zwischen Draht und Matrix gemessen. Bei der Messung des Ausdrückwiderstands kommen bei der gegebenen Werkstoffkombination neben dem gewünschten Stoffschluss die thermisch induzierten Eigenspannungen zum Tragen. Aufgrund der hohen Temperaturdifferenz und der unterschiedlichen Wärmedehnungskoeffizienten sind die Drahtelemente, ähnlich einem Querpressverbund, eingespannt. Dieser Effekt fällt weg, wenn das Verbundstrangpressprofil normal zur Verstärkungsrichtung belastet wird und eine Zugspannung auf die Drahtoberfläche wirkt. Bei dieser Belastung spielt ausschließlich die Festigkeit der Anbindung zwischen Draht und Matrix eine Rolle. Der Kennwert der Ausdrückfestigkeiten hat für die Dimensionierung einer Struktur ebenfalls eine Berechtigung. Von diesem ist es abhängig, ob es in einem Bereich mit Lastumlagerungen zwischen Verstärkungselementen und Matrixwerkstoff zu einem Rutschen der Verstärkungselemente kommt. Bei solchen Bereichen kann es sich um belastete Profilenenden, wie z.B. im Bereich einer Fügestelle, bei der nur der Matrixwerkstoff angebonden ist, oder um longitudinale Spannungsgradienten im Profil, z.B. im Bereich von Lasteinleitungen, handeln. Für die Querfestigkeit der Bauteile hat dieser Kennwert jedoch keine Aussagekraft. Zur Ermittlung der Querfestigkeit der Verbundstrangpressprofile wurden aus diesen Gründen Querzugversuche durchgeführt.

#### 7.1.2.1. Probenherstellung und Messtechnik

Die im Rahmen des Projektes hergestellten Profile waren, ohne Ausnahme, für die Herstellung von repräsentativen Querzugproben zu schmal. Aus diesem Grund wurden zur Herstellung eines ausreichend großen Grundwerkstoffs heterogen verstärkte Flachprofile verwendet, an deren Seiten weitere Profile angeschweißt wurden. Bei der Auswahl des Herstellungsverfahrens wurde das sogenannte Rührreibschweißen (englisch: 'Friction Stir Welding': FSW) eingesetzt. Dieses Verfahren wurde im Rahmen weiterer Arbeiten hinsichtlich der Anwendbarkeit für verstärkte und nicht verstärkte Profile untersucht.

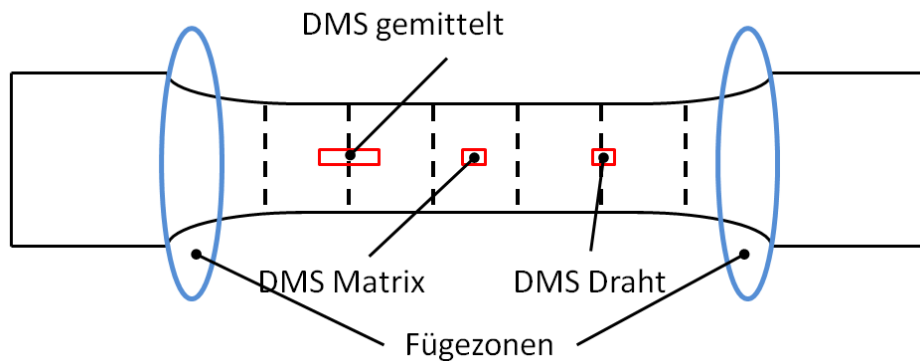


Abbildung 7.7.: Exemplarische Darstellung der Querzugproben mit den DMS-Positionen zur Dehnungsmessung in Prüfrichtung

Siehe hierzu auch [Zäh11]. Da der Prozess des Rührreißschweißens von allen verfügbaren Schweißverfahren den geringsten Wärmeeintrag und eine sehr gute Festigkeit der Schweißzone aufweist, wurde dieses Verfahren ausgewählt. Eine Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften durch Wärmeeintrag führt potentiell zu einer Verfälschung der Werkstoffeigenschaften der Verbundprofile, und ist deshalb zu vermeiden. Auf der anderen Seite muss das verwendete Schweißverfahren eine ausreichende Festigkeit zur Übertragung der Prüflasten aufweisen.

Bei der Bewertung der Werkstoffkennwerte sollen unterschiedliche Parameter, wie Dicke der Profile und Verstärkungsanteil, variiert und erfasst werden. Da eine derartige Vielfalt unterschiedlicher Wandstärken einen hohen Aufwand bei der Herstellung darstellt, wurden nur bestimmte Geometrien hergestellt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Parameter hinsichtlich Verstärkungsanteil über die Variation der Dicke dargestellt. Die Wandstärkenreduktion der Proben wurde durch spanendes Abtragen erzeugt. Im Rahmen der Arbeiten wurden Proben mit einer Dicke von  $2\text{ mm}$ ,  $3\text{ mm}$  und  $5\text{ mm}$  untersucht. Zur Bewertung der Vorgänge bei der Belastung der Querzugproben wurden mehrere Dehnmessstreifen (DMS) auf die Probe aufgebracht. Zur Bestimmung der Vorgänge innerhalb der Probe wurden für jede Probe je zwei kurze DMS mit einer Messgitterlänge von  $1\text{ mm}$  aufgebracht. Mit Hilfe dieser sollen die lokalen Vorgänge in der Probe in axiale Richtung untersucht werden. Ein kurzer DMS wurde oberhalb eines Verstärkungselementes appliziert (DMS Draht), der andere kurze DMS wurde in der Mitte zwischen zwei Verstärkungselementen appliziert (DMS Matrix). Zur Bestimmung der gemittelten Dehnung über einen 'Referenzbereich', wurde ein weiterer DMS appliziert, dessen Messgitter mit einer Länge von  $5\text{ mm}$  sowohl ein Verstärkungselement, als auch den umgebenden Bereich abdeckt (DMS gemittelt). Siehe hierzu auch Abbildung 7.7. Zur Bestimmung des Querkontraktionsverhaltens wurde auf der Rückseite je noch ein weiterer DMS appliziert, der die Querdehnung der Probe zwischen zwei Verstärkungselementen erfasst.

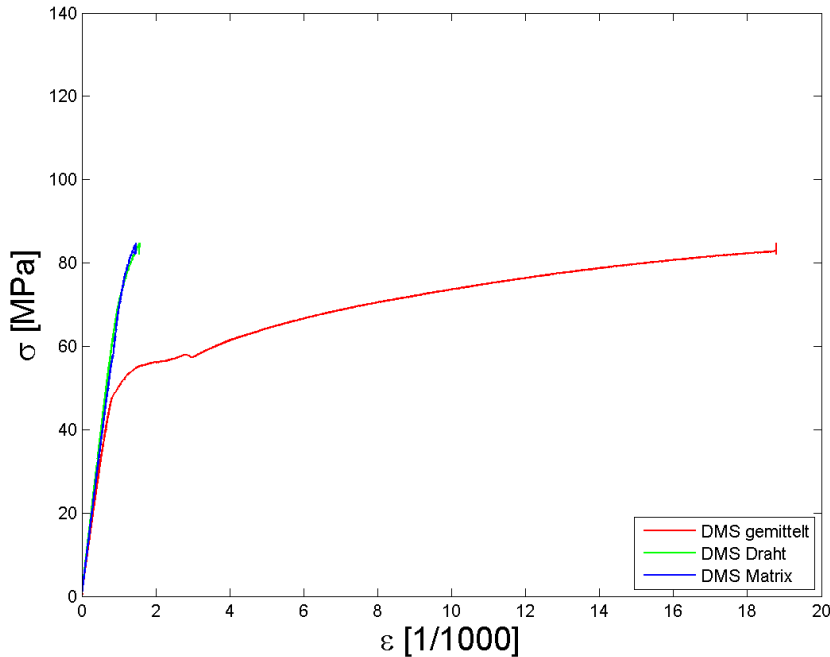


Abbildung 7.8.: Exemplarischer Spannungs-Dehnungsverlauf einer Querzugprobe. Zu erkennen ist das Ablösen des Verstärkungselements unter dem 'DMS gemittelt'.

### 7.1.2.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten

Bei der Auswertung der Versuchsdaten zeigt sich, dass die ertragbaren Lasten bei einer Querbelastung einer erheblichen Streuung unterworfen sind. Problematisch bei der Bewertung der Proben ist, dass nicht alle Positionen der eingebrachten Verstärkungselemente während der Versuche beobachtet wurden. Daher kann hinsichtlich der Streuung der Anbindungsfestigkeit nur eine Aussage basierend auf den Verstärkungselementen unterhalb der DMS-Positionen getroffen werden. Die Bandbreite der Festigkeit der einzelnen Verstärkungselemente reicht hier von Einzelfällen, bei denen es bereits unter  $40 \text{ MPa}$  zu einem Ablösen und somit zu einem nichtlinearen Dehnungsverhalten an der Position der Verstärkung kommt, bis hin zu Verstärkungselementen deren Einbettung bis zum Bruch der Probe bei über  $80 \text{ MPa}$  keine Auffälligkeiten zeigt. Der Einfluss der Verstärkungselemente und ihrer Anbindung fällt mit zunehmender Bauteildicke. Die Bewertung der Elastizitätsmoduli erfolgte in einem Spannungsintervall zwischen  $10 \text{ MPa}$  und  $40 \text{ MPa}$ . Auffällig ist hierbei, dass es bei der Messung der Elastizitätsmoduli zu einer signifikanten Streuung kommt. Die Streuung der Messungen in den Bereichen der Verstärkungselemente können unter anderem durch die unterschiedlichen Anbindungsqualitäten der Verstärkungselemente erklärt werden. Dieser Effekt spielt insbesondere bei den Proben mit einer kleinen Wandstärke eine Rolle. Des Weiteren kommt es bei einem asymmetrischen Ablösen der Verstärkungselemente oder einer außermittigen Po-

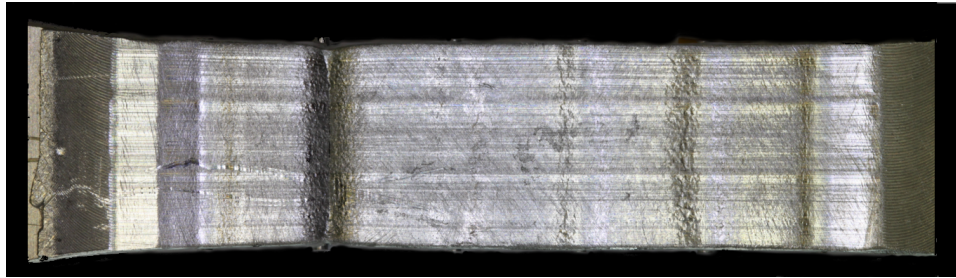


Abbildung 7.9.: Geprüfte Querzugprobe. Zu erkennen sind die Einschnürungen des Matrixwerkstoffs im Bereich der Verstärkungselemente.

Tabelle 7.5.: Elastizitätsmodul und korrespondierende Stichprobenstandardabweichung der Querzugproben; Messung oberhalb eines Verstärkungselementes

Probe	$E$ [GPa]	$s$ [GPa]
2 mm	65,964	9,56
3 mm	68,602	5,34
5 mm	63,412	2,00

sitionierung der Verstärkungselemente zu Biegeeffekten in der Probe. Dieser Effekt kann zu einem nichtlinearen Verhalten der Probe führen, da es dadurch zu einer Überlagerung der Probendehnung mit Biegeeffekten kommt. Ein weiterer Aspekt bei der Bewertung der vorliegenden Versuchsergebnisse ist der Eigenspannungszustand um die Drähte herum. Da dieser in der Größenordnung der Dehngrenze des Werkstoffs liegt, können bereits geringe Kräfte bei der Handhabung zu einer Änderung der Eigenschaften führen. - Zu nennen ist hier die erforderliche Kraft beim Spannen für das Rührreibschweißen oder beim Zerspanen, um die finale Probengeometrie zu erhalten.

In Tabelle 7.5 ist die Zusammenfassung der gemessenen Elastizitätsmoduli der Querzugversuche dargestellt. Dargestellt ist hier die Messung oberhalb der Verstärkungselemente. Die Bestimmung des Elastizitätsmoduls der Proben basiert auf einer bestmöglichen Gerade, die in das Spannungsintervall von 10 MPa bis 40 MPa gelegt wurde. Da es, insbesondere bei den 2 mm Proben, zu einer sehr großen Streuung der gemessenen Elastizitätsmoduli kommt, ist eine Bestimmung der Anbindungsfestigkeiten über die Betrachtung der Dehngrenze nicht sehr präzise. Als Richtwerte sind die Dehngrenzen der Proben überblicksmäßig in Tabelle 7.6 dargestellt.

### 7.1.3. Bestimmung der Werkstoffeigenschaften bei Schubbelastung

Neben den Versuchen zur Bestimmung der einachsigen Belastungen wurden Versuche zur Bestimmung des Verhaltens der Verbundstrangpressprofile bei einer Schubbelastung

Tabelle 7.6.: Dehngrenze  $R_{p0,2}$  der Querkzugproben und korrespondierende Stichprobenstandardabweichung; Messung oberhalb eines Verstärkungselementes

Probe	$R_{p0,2}$ [MPa]	$s$ [MPa]
2 mm	53,39	16,04
3 mm	67,44	6,83
5 mm	62,81	10,96

durchgeführt. Aufgrund des geringen Verstärkungsanteils ist das Schubverhalten der Verbundprofile durch den Grundwerkstoff dominiert. Das primäre Ziel der Versuche ist die Identifikation weiterer potentieller Versagensmodi bei einer Schubbelastung. Generell kann es hier zu zwei unterschiedlichen Versagensmodi kommen. Auf der einen Seite ist eine reine Plastizierung des Grundwerkstoffs möglich. Auf der anderen Seite wurde ein mögliches Versagen der Anbindung zwischen Draht und Matrix und darauf basierend eine sprunghafte Änderung der Steifigkeit und einem vorzeitigen Versagen als möglich erachtet. Die Versuche wurden im Rahmen der Arbeit [Zaf08] durchgeführt.

### 7.1.3.1. Probenherstellung und Messtechnik

Die Geometrie der Proben und die Auswertung der Versuche basiert auf ASTM D5379 [AST05b]. Es handelt sich hierbei um einen kurzen, mit einer V-Kerbe versehenen Balken. Die Proben wurden so dimensioniert, dass jeweils zwei Verstärkungselemente durch den Messbereich gehen. Die Anpassung der Verstärkungsanteile wurde durch eine Reduktion der Wandstärke durch spanenden Materialabtrag realisiert. Die Messung der Dehnungen erfolgte an mehreren Punkten mit DMS-Rosetten bei einer Messgitterorientierung von  $\pm 45^\circ$ . Ein Paar DMS-Rosetten ist in der Mitte der Probe auf beiden Seiten angeordnet. Eine weitere DMS-Rosette ist auf einer Drahtposition in der Mitte der Probe appliziert, um eine mögliche signifikante Abweichung der Dehnungen in diesem Bereich zu erfassen. Zur Eliminierung von Einflüssen durch eine Torsionsbelastung wurden die Schubmoduli und Dehngrenzen basierend auf dem Mittelwert der beidseitig aufgebrachten DMS ermittelt.

Der im Bereich der Messung vorherrschende Spannungszustand ist eine Schubbelastung. Die Berechnung der in der Probe auftretenden Schubdehnungen wird somit wie folgt berechnet.

$$\gamma = \epsilon_{-45} + \epsilon_{45} \quad (7.1)$$

### 7.1.3.2. Auswertung und Interpretation der Versuchsdaten

Wie zu erwarten, zeigt es sich, dass der Schubmodul der Proben nur in geringem Maße von dem des homogenen Aluminiumwerkstoffs abweicht. Besonders auffällig ist hierbei, dass die größte Abweichung bei den 5 mm Proben auftritt, wobei der ermittelte Wert

## 7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

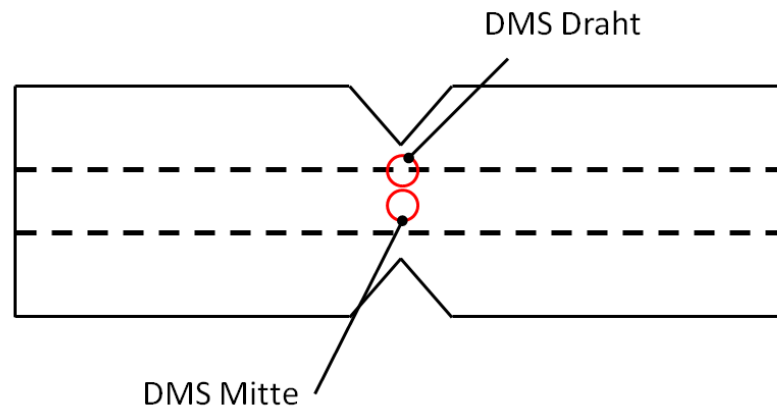


Abbildung 7.10.: Schematischer Aufbau der Schubproben und Positionierung der Dehnungsmessstreifen

Tabelle 7.7.: Zusammenfassung der Schubmoduli und Dehngrenzen mit dazugehörigen Stichprobenstandardabweichungen aus den Schubversuchen

Dicke	$\varphi$ [%]	$G$ [GPa]	$s$ [GPa]	$S_{p0,2}$ [MPa]	$s$ [MPa]
2 mm	7,1	25,62	0,44	60,68	12,08
3 mm	4,7	24,48	1,81	55,26	2,13
4 mm	3,5	24,90	0,49	24,15	1,73
5 mm	2,8	22,18	1,83	46,44	9,22

unterhalb des Wertes des Grundwerkstoffs liegt. Dies dürfte, wie auch bei den axialen Zugversuchen, auf den ausgeprägten Eigenspannungszustand zurückzuführen sein. Ausschließlich bei den 5 mm Proben wurde keine Reduktion der Dicke durch eine spanende Bearbeitung durchgeführt. Alle weiteren Proben liegen bis auf wenige Prozentpunkte an den Werten des Grundwerkstoffs. Auch bei der Beeinflussung der Schubverformung mit einer verbleibenden Verformung von 0,2% kommt es zu keiner signifikanten Auswirkung.

Bei der Betrachtung der DMS im Bereich des Drahtes im Vergleich zu den mittleren DMS ist zu beachten, dass die außermittig angebrachten DMS empfindlich auf Biegeeffekte der Probe reagieren. Diese wurden aufgebracht, um den Effekt der Ablösung von Drahtelementen betrachten zu können. Hier konnten keine Auffälligkeiten beobachtet werden. Die Probekörper weisen bei den Schubversuchen sehr große Deformationen auf. Es kommt aber nicht zu einem Bruch der Proben.

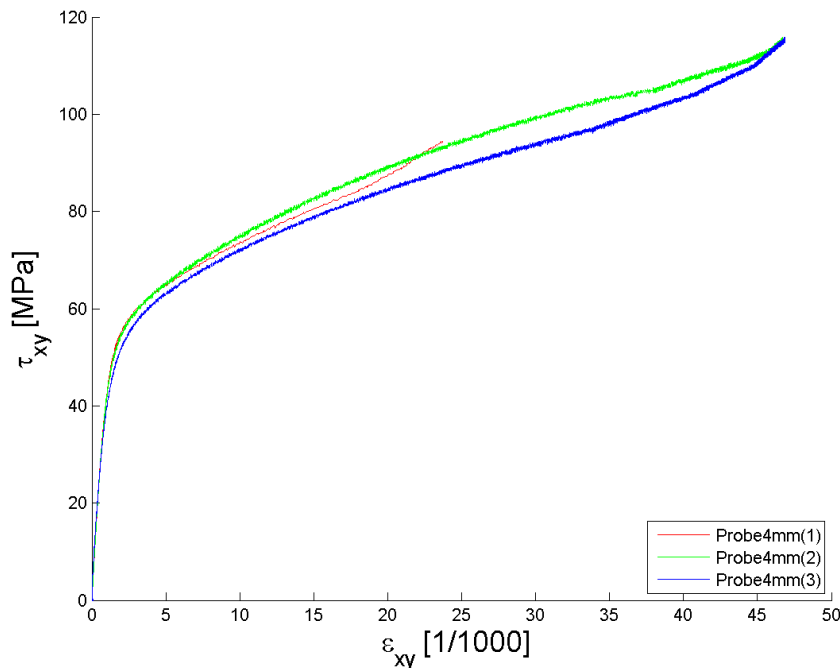


Abbildung 7.11.: Schubspannungs-Dehnungsverlauf der 4 mm Proben

## 7.2. Kennwertermittlung basierend auf mehrachsigen Zugversuchen

Für die Verifikation der vorhergesagten Eigenschaften neuer Werkstoffe empfiehlt es sich neben rein einachsigen Versuchen des Weiteren Versuche im Bereich mehrachsiger Belastungen durchzuführen. In der Praxis sind im Bereich von Lastenleitungen und Anbindungen oftmals ausgeprägte mehrachsige Spannungszustände vorzufinden. Ziel der entwickelten Proben ist die Messung der Dehngrenze eines Werkstoffs unter äquibiaxialer Belastung. In der Literatur sind diverse Studien zur Bestimmung der Festigkeiten in mehrachsigen, bis hin zu 3D-Spannungszuständen zu finden [Sau93]. Die meisten dieser Analysen beziehen sich auf homogene oder leicht homogenisierbare Werkstoffe. Die Versuche wurden mit Hilfe einer biaxialen Prüfmaschine des LLB durchgeführt. Aufgrund der gegebenen Randbedingungen werden mit Hilfe der Prüfmaschine Untersuchungen des Werkstoffverhaltens unter ebenen Spannungszuständen durchgeführt. Betrachtet man die vorherrschenden Belastungen der Elemente einer Rahmenstruktur, so ist außerhalb der unmittelbaren Einspannung ebenfalls ein ebener Spannungszustand vorzufinden. Die biaxialen Versuche sind auf eine Zugbelastung beschränkt. Begründet wird dies mit den bei Druckbelastung zu erwartenden Stabilitätsproblemen.

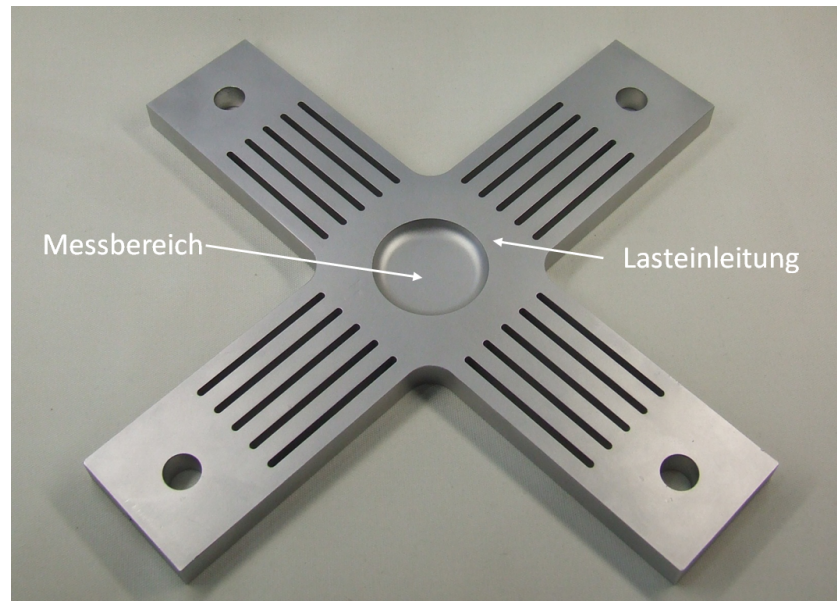


Abbildung 7.12.: Monolithische Kreuzprobe zur Bestimmung der Dehngrenze bei einer äquibiaxialen Belastung; Abbildung ohne Messtechnik

### 7.2.1. Anforderungen an Probekörper für biaxiale Zugversuche

Zur Bestimmung der Werkstoffeigenschaften im biaxialen Bereich gibt es generell zwei Möglichkeiten. Auf der einen Seite können rohrförmige Probekörper verwendet werden, die mit einem Innendruck beaufschlagt werden. Der Vorteil bei diesen Proben ist die problemlose Variation der Lastverhältnisse auf beiden Achsen. Nachteilig gestaltet es sich jedoch, dass der erreichte Spannungszustand nur annähernd einen ebenen Spannungszustand widerspiegelt. Aus diesem Grund sind die möglichen Probekörper auf eine geringe Wandstärke limitiert. Auf der anderen Seite gibt es die Möglichkeit, direkt eine biaxiale Belastung in den Probekörper einzuleiten. Hierbei werden in der Regel kreuzförmig ausgeprägte Probekörper, sogenannte Kreuzproben, verwendet.

Bei der Betrachtung der bekannten Kreuzproben ist zwischen zwei unterschiedlichen Typen zu unterscheiden. Auf der einen Seite gibt es Kreuzproben zur Bewertung des hochgradig plastischen Verhaltens im Bereich biaxialer Dehnungen. Diese finden primär in der Umformtechnik Anwendung, mit dem Ziel die erreichbaren Umformgrade bei der Verwendung zum Tiefziehen zu bestimmen. Diese Proben können nicht für Bestimmung der Festigkeiten eines Werkstoffs verwendet werden.[Doe07]. Sollen die biaxialen Zugversuche der Gewinnung von Steifigkeitskennwerten im mehrachsigen Bereich dienen, so muss sichergestellt werden, dass der Spannungszustand in der Probe im Messbereich den Anforderungen entspricht. Wird die Probe, auch im Bereich ihrer Kerben nicht außerhalb des elastischen Bereichs belastet, so ist die Probengeometrie hierbei unproblematisch [Kuh11]. Auf der anderen Seite werden Kreuzproben zur Bestimmung der Dehngrenze, oder Festigkeit bei spröden Werkstoffen, unter biaxialer Beanspruchung verwendet. Der wesentliche Unterschied zu den erstgenannten ist, dass hier die erste



Plastizierung oder Bruch des Werkstoffs im definierten Bereich des zweiachsigen Spannungszustands auftreten muss. Ein Abbau von Spannungsspitzen durch Plastizierung im Bereich der Lasteinleitung kann hier nicht toleriert werden, da es hierbei zu einer Änderung der Lastpfade innerhalb der Probe und somit zu einer nichtlinearen Beeinflussung des Spannungszustands im Messbereich der Probe kommt. In der Praxis kann dies realisiert werden, indem die Lasteinleitungen in Querrichtung weich gestaltet werden, wodurch eine erhebliche Reduktion der Kerbspannungen im Bereich der Ecken erreicht werden kann [Ell01]. Im Folgenden wird die Entwicklung einer Kreuzprobe zur Bewertung von duktilen Werkstoffen betrachtet. Siehe hierzu auch [Wed09] und [Wed11].

Sollen mithilfe einer Kreuzprobe die Dehngrenzen eines Werkstoffs bestimmt werden, so muss die Probe den im Folgenden genannten Anforderungen gerecht werden.

- (1) Der Messbereich der Kreuzprobe muss über eine möglichst homogene Spannungsverteilung verfügen.
- (2) Die Anstrengung im Messbereich muss höher sein, als die höchste Anstrengung des Werkstoffs im Bereich der Lasteinleitung der Probe.

Unter der Berücksichtigung der durch die Produktionsmethode vorgegebenen Randbedingungen kommen weitere Anforderungen hinzu, da die endgültige Probe aus den Verbundstrangpressprofilen hergestellt werden muss.

- (3) Keines der Verstärkungselemente darf im Bereich einer Kerbe der Probe enden.
- (4) Die kleinste Dicke der Probe darf  $2\text{ mm}$  nicht unterschreiten.
- (5) Der Messbereich muss über eine ausreichende Größe zur Applikation der Messtechnik verfügen.
- (6) Die maximale Dicke der Probe darf  $5\text{ mm}$  nicht überschreiten.
- (7) Die maximale Prüfkraft darf  $50\text{ kN}$  pro Achse nicht überschreiten

Die Begründung für die oben genannten Anforderungen lässt sich von den Zielen bei der Versuchsdurchführung ableiten. Punkt (1) muss erfüllt sein, da für die zuverlässige Erfassung der Werkstoffeigenschaften ein Bereich mit einem gleichmäßigen Belastungszustand erforderlich ist. Dies ist notwendig um eine sichere Erfassung der Dehnungen zu ermöglichen, da die Messung der auftretenden Dehnungen mit DMS einen gewissen Platz in Anspruch nimmt. Die Anforderung (2) resultiert aus dem Ziel, die Dehngrenze des Werkstoffs zu ermitteln. Treten im Bereich der Lasteinleitung größere plastische Verformungen auf, so kommt es zu einer Änderung der Lastpfade innerhalb der Probe. Somit sind die vorherrschenden Spannungszustände im Messbereich nicht mehr bekannt und eine Auswertung ist nicht mehr möglich. Diese Forderung kann für sehr kleinräumige Kerbeffekte, deren Plastizierung nur einen sehr geringen Einfluss auf das globale Spannungsfeld hat, aufgeweicht werden. Die oben genannten Restriktionen sind generell für Kreuzproben zur Gewinnung von Festigkeitskennwerten gültig. Diese sind auch in der Literatur wieder zu finden [Dem93].

Sollen speziell die hier besprochenen heterogen hybriden Strangpressprofile untersucht

werden, so muss den Besonderheiten des Werkstoffs Rechnung getragen werden. Eine stark heterogene Steifigkeitsverteilung im Bereich hoher Spannungsgradienten kann einerseits zu hohen Spannungsspitzen führen. Andererseits führen diese hohen Spannungsgradienten im Regelfall zu hohen Schubspannungen an den Grenzschichten zwischen Matrix und Verstärkungselement. Vorversuche haben gezeigt, dass die Drahtelemente im Randbereich hinsichtlich der Ablösung sensibel sein können. Endet eines der Verstärkungselemente in einer Kerbe, so besteht die Möglichkeit, dass es zu einem undefinierten Ablösen und somit zu einer unbekanntem Änderung der Steifigkeit kommt. Um eine Beeinflussung der Versuchsergebnisse aufgrund abgelöster Verstärkungselemente auszuschließen, werden deren Enden in einen Bereich niedriger Spannungen und Spannungsgradienten in ausreichender Entfernung zum Messbereich positioniert. Aus diesen Gründen wurde die Forderung (3) aufgestellt. Forderung (4) resultiert aus den Randbedingungen des gefertigten Werkstoffs. Die verwendeten Verstärkungselemente haben einen Durchmesser von  $1\text{ mm}$ . Des Weiteren beträgt die minimale Gesamtdicke des gefertigten Werkstoffs mit eingebetteten Drähten  $2\text{ mm}$ . Aus dieser minimalen Wandstärke resultiert eine minimale im Profil verbleibende Dicke des Matrixwerkstoffs von  $0,5\text{ mm}$ . Aufgrund der gegebenen Fertigungstoleranzen und der während der Kreuzzugversuche auftretenden Querbelastungen scheint eine weitere Reduktion der Profildicke im Messbereich nicht tragbar. Siehe hierzu auch die Bewertung der  $2\text{ mm}$  Querzugproben in Kapitel 7.1.2.2. Anforderung (5) resultiert aus der Tatsache, dass zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte eine Dehnungsmessung im Messbereich durchgeführt werden muss. Hierfür werden mehrere DMS Rosetten verwendet, die neben der Bestimmung der Spannung am Ort der Plastizierung auch der Verifikation der Dehnungszustände dienen. Die in Anforderung (6) aufgezeigte maximale Dicke der Proben resultiert aus den verfügbaren Profilen. Soll diese Dicke überschritten werden, erfordert dies weitere Schritte bei der Auslegung und Herstellung der Proben. Anforderung (7) resultiert aus der Leistungsfähigkeit der vorhandenen Prüfmaschine. Diese kann Lasten von bis zu  $50\text{ kN}$  erzeugen. Aufgrund der für Kreuzproben recht geringen Prüflast muss die Probengeometrie entsprechend klein gewählt werden.

In der Literatur wurde die Forderung gefunden, dass eine Ermittlung der Spannungen im Messbereich direkt durch eine Division der eingeleiteten Lasten durch die vorhandene Querschnittsfläche möglich sein soll [Dem93]. Diese Anforderung wurde für die Auslegung der Kreuzproben nicht angewendet, da eine teilweise Übernahme des Kraftflusses über den Lasteinleitungsbereich nicht störend wirkt. Aus der Simulation der FEM wurden die Spannungen im Messbereich als Funktion der äußeren Belastung aufgestellt, auf welcher basierend die Spannungen im Messbereich bis zum Einsetzen der ersten Plastizierung bestimmt werden können.

### 7.2.2. Definition der Kreuzprobengeometrien

Unter den oben genannten Randbedingungen wurde eine Probengeometrie entwickelt. Zu Anfang der Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass eine einfache, flache Probengeometrie, die nur durch Zuschneid einer flachen Platte erzeugt wird, nicht in der Lage

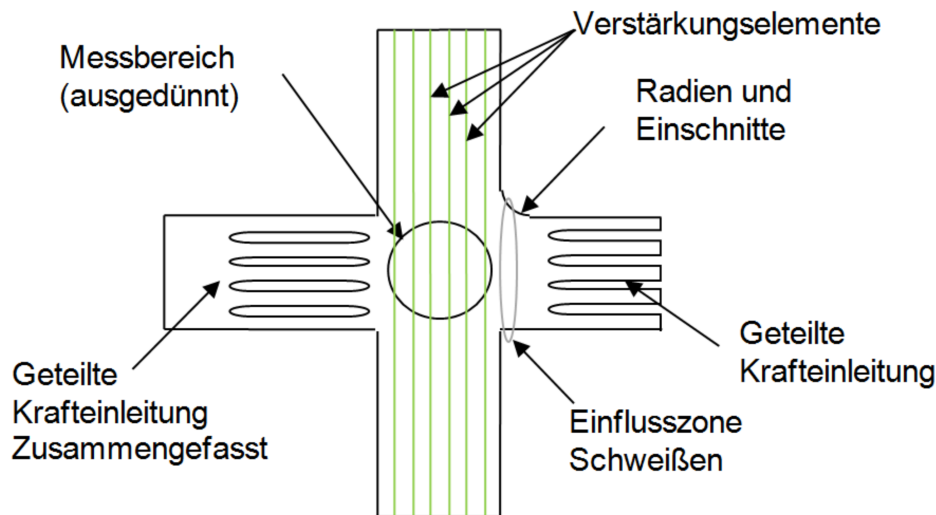


Abbildung 7.13.: Schematische Darstellung möglicher Entlastungsmaßnahmen der Kerbzonen zum Erreichen eines geeigneten Spannungszustands in der Kreuzprobe

ist, die Anforderungen zu erfüllen. Die ausgeprägten Kerbspannungen in den Ecken der Kreuzprobe führen hier immer zu einer vorzeitigen Plastizierung dieser Bereiche. Eine Verwendung dieser Proben für eine Bestimmung der Festigkeitswerte ist somit nicht möglich. Ziel der Untersuchung war die Gewinnung einer möglichst einfachen Probengeometrie.

Da eine einfache Probengeometrie nicht die gewünschten Ergebnisse liefern konnte, wurde ein Konzept ähnlich zu [Ell01] untersucht. Dieses basiert im Wesentlichen auf einer Reduktion der Kerbeffekte durch eine querkräftweiche Lasteinleitung. Hierdurch kommt es zu einer Entlastung der Eckbereiche der Kreuzprobe. Der Messbereich ist, im Vergleich zum umgebenden Bereich der Lasteinleitung, wesentlich ausgedünnt. Dadurch wird eine erhöhte Dehnung im Messbereich erreicht und ein Erstversagen in diesem Bereich sichergestellt. Da das gewählte Konzept eine aufgefächerte Lasteinleitung aufweist, müssen hier die Randbedingungen des gegebenen Werkstoffs mit berücksichtigt werden. Die diskreten Verstärkungselemente weisen eine recht hohe Steifigkeit auf, daher haben diese einen wesentlichen Einfluss auf das Verformungsverhalten der Lasteinleitung. Um diese Problematik zu umgehen, wurden die Lasteinleitungen symmetrisch aufgebaut, was die Variationsmöglichkeiten bei der Probendefinition weit einschränkt. Die für die Probenherstellung gewählten Profile verfügen über sechs Verstärkungselemente. Werden je zwei der Verstärkungselemente in einer Lasteinleitung zusammengefasst, so ist das Verhältnis zwischen dem möglichen Radius des Zwischenraums und der Lasteinleitung ungünstig und erzeugt recht hohe Kerbspannungen. Aus diesem Grund wurde jedes der sechs Verstärkungselemente durch eine eigene Lasteinleitung geführt. In [Ell01] wurde gezeigt, dass die querkräftweiche Lasteinleitung wiederverwendbar gestaltet werden kann. Für

## 7. Validierung von Versagenkriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

die Anwendung bei den Kreuzproben war dies aufgrund der diskreten Verstärkungen und des in der Prüfmaschine für die Einspannung verfügbaren Bauraums nicht möglich. Die getrennten Lasteinleitungen wurden somit aus dem Probekörper gefertigt und an den jeweiligen Enden zusammengefasst und gespannt.

Das so gewonnene Grunddesign der Probe wurde für die endgültige Definition der Probengeometrie parametrisch modelliert und anschließend in einer Parameterstudie betrachtet. Die Parametrisierung der Probe erfolgte teils mit absoluten Werten und teils mittels dimensionsloser Parameter, deren gültiger Wertebereich im Intervall [01] liegt. So wurden von der äußeren Probengeometrie bedingte Parameter dargestellt, der dimensionslose Durchmesser des Messbereichs auf den theoretisch maximal möglichen Durchmesser bei der gegebenen Geometrie normiert. Die Parameterstudie wurde so direkt auf den Bereich beschränkt, in dem der Geometrieaufbau der Probe möglich ist und ein ausreichend großer Messbereich vorhanden ist. Da bei der durchgeführten Parameterstudie eine Großzahl an Berechnungen durchgeführt werden muss, wird hier die sehr effiziente aber gleichzeitig präzise Modellierung mit Hilfe des hybriden Schale-Balken-Modells verwendet. Hierbei wird der Matrixwerkstoff durch Schalenelemente modelliert. Die Darstellung der diskreten Verstärkungselemente erfolgt durch Balkenelemente. Mit Hilfe dieser Modellierung können die lokalen Effekte der Verstärkungselemente in der Ebene effizient dargestellt werden, ohne eine unzulässige Vereinfachung zu bewirken. Eine detaillierte Beschreibung der gewählten Form der Modellierung findet sich in Kapitel 4.2. Die Spannungskonzentration im Bereich der Dickenvariation, dem Übergang zwischen dem Lasteinleitungs- und Messbereich, kann mit dieser Modellierung nicht dargestellt werden. Dieser Aspekt wurde abschließend mit einem lokalen 3D-Modell untersucht, um hier unzulässige Spannungskonzentrationen auszuschließen. Im Rahmen der Parameterstudie wurde der am Institut vorhandene Rechnercluster verwendet, um den Parameterbereich zunächst lokal abzutasten. Anschließend wurden die Parameterbereiche, die vielversprechende Ergebnisse gezeigt haben, in einer weiteren Studie mit einer engeren Schrittweite untersucht. Die Auswertung der berechneten Konfigurationen erfolgte anschließend, basierend auf Kennzahlen, die den Grad der Erfüllung der oben genannten Anforderung widerspiegeln.

Für die Berechnung der Kennzahlen werden zunächst die diskreten Elementwerte der Spannungsfelder der einzelnen Probenkonfigurationen von dem FEM-Programm ANSYS ausgegeben und in einem weiteren Schritt in MATLAB eingelesen. Da das Erstversagen bei dem untersuchten Werkstoff in der Matrix auftritt, welche ein duktilen Verhalten aufweist, wurden die Kennwerte basierend auf der Vergleichsspannung nach von Mises berechnet. Der Kennwert der Güte der Probe  $G_{Probe}$  ergibt sich aus dem Verhältnis der mittleren Spannung im Messbereich zur maximalen Spannung im Bereich der Lasteinleitung. Dieses Kriterium muss größer als eins sein, um die Anforderung (2) zu erfüllen.

$$G_{Probe} = \frac{\sum_{i=1}^N \cdot \sigma_{iMess}}{N \cdot \max(\sigma_{iLast})} \quad (7.2)$$

Zur Bewertung der Homogenität der Spannungsverteilung im Messbereich, und somit der Überprüfung von Anforderung (1) wurde die auf die gemittelte Spannung normierte Standardabweichung der Spannung im Messbereich als Kennzahl  $H_{Probe}$  verwendet.

$$H_{Probe} = \frac{\sqrt[2]{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\sigma_{iMess} - \overline{\sigma_{Mess}})^2}}{\overline{\sigma_{Mess}}} \quad (7.3)$$

Für die Kennzahl der Homogenität  $H_{Probe}$  ist ein möglichst kleiner Wert anzustreben. Bei den untersuchten Konfigurationen wurde festgestellt, dass bei einer äquibiaxialen Belastung der Probe die Anforderung an die Homogenität der Spannungen im Messbereich immer sehr gut erfüllt ist. Die normierte Standardabweichung im Messbereich ist generell unter 1% und somit als unproblematisch zu betrachten. Daher wird im Folgenden nur noch auf die relevanten und kritischen Parameter, den Messbereichsdurchmesser und die Güte der Probe eingegangen.

Die Auswertung der Parameterstudie hat gezeigt, dass eine Begrenzung der Probendicke auf die verfügbare Werkstoffdicke der Strangpressprofile keinen gangbaren Weg darstellt. Aufgrund des eingeschränkten Dickenverhältnisses zwischen Lasteinleitungsbereich und Messbereich konnten hier keine Probengüten  $G_{Probe}$  dargestellt werden, die größer als eins sind. Aus diesem Grund wurde die Restriktion der Probendicke aufgehoben und die Verwendung von Aufdickungen auf den Probekörpern beschlossen. Dies führt zu einem erhöhten Fertigungsaufwand der Probekörper und zu einem zunehmenden Risiko bei der Fertigung. Des Weiteren wird der nutzbare Bereich des Messbereichs durch die erforderlichen Radien weiter eingeschränkt. Da die in der Verklebung auftretenden Schubspannungen mit steigender Dicke der Patches steigen, wurde die Verwendung von möglichst dünnen Patches angestrebt. Die folgende Parameterstudie ergab, dass bei einer Dicke der Patches von  $3\text{ mm}$  eine Güte von größer eins bei einem ausreichend großen Messbereich möglich ist. Des Weiteren sind die auftretenden Schubspannungen in der Verklebung noch unterhalb der Festigkeit verfügbarer Strukturklebstoffe.

Im Folgenden sollen die oben in der Abbildung markierten zwei möglichen Konfigurationen näher betrachtet werden. In Abbildung 7.15 sind die Vergleichsspannungsverteilungen der beiden Konfigurationen bei einer äquibiaxialen Belastung dargestellt. Die ersichtlichen Spannungskonzentrationen in den Kerben der Lasteinleitungen sind stark lokalisiert und ergeben sich durch die auf die Elemente interpolierten Werte. Beide Konfigurationen stellen eine mögliche Probengeometrie dar. Die in der Probenmitte vorhandene Werkstoffkombination ist in Tabelle 7.8 dargestellt. Aufgrund der besseren Applizierbarkeit der Messtechnik wurde die Variante mit dem größeren Messbereich ausgewählt. Bei dieser Variante sind im Messbereich vier Verstärkungselemente vorhanden, von denen jeweils zwei durch die Mitte des Messbereichs gehen und einen genügend großen Abstand zum Rand haben. Dadurch ist eine lokale Messung der Drahteffekte bei dieser Probe möglich. Der für die Applikation von DMS verfügbare, ebene Bereich der Probe hat einen Durchmesser von  $26\text{ mm}$  und ist ausreichend groß, um mehrere DMS-Rosetten mit einer Gitterlänge von  $1\text{ mm}$  zu applizieren. Eine weitere Ausführung zur Entwicklung der Kreuzproben ist in [Wed09] zu finden.

## 7. Validierung von Versagenkriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

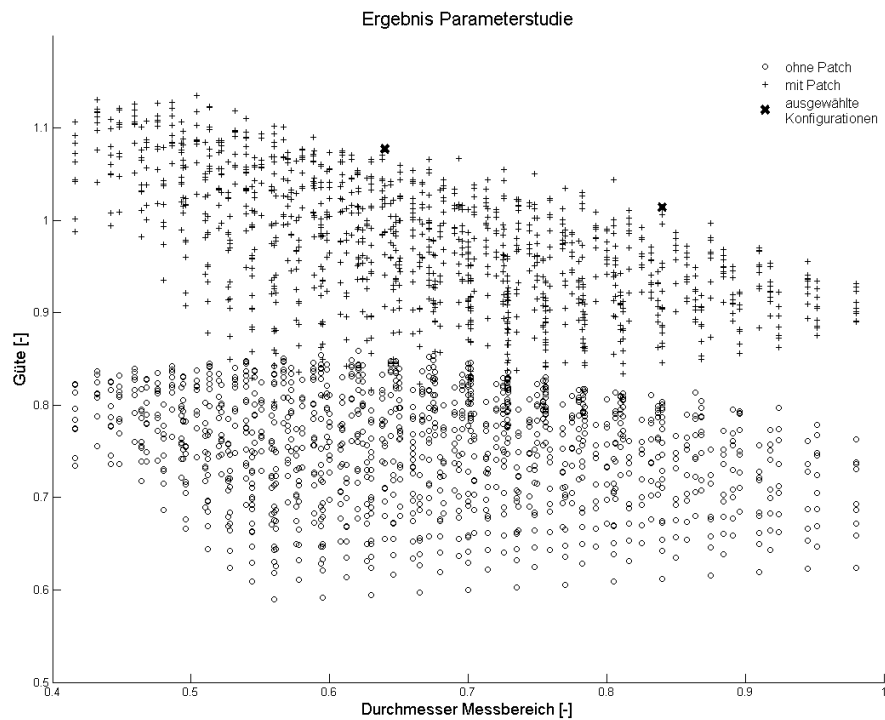


Abbildung 7.14.: Darstellung der Ergebnisse der Parameterstudie zur Definition der Probengeometrie. Dargestellt ist die Güte der Probe  $G_{Probe}$  über dem normierten Messbereichsdurchmesser. Gezeigt sind die Ergebnisse der Parameterstudie mit und ohne Aufdickung der Randbereiche (Patches).

Tabelle 7.8.: Werkstoffeigenschaften der Kreuzproben im Messbereich

Werkstoff Matrix	Aluminium EN AW-6060
Werkstoff Verstärkung	WNr. 1.4310
Durchmesser Verstärkung	1 mm
Abstand Verstärkung	8 mm
Volumenanteil Verstärkung	ca. 5%

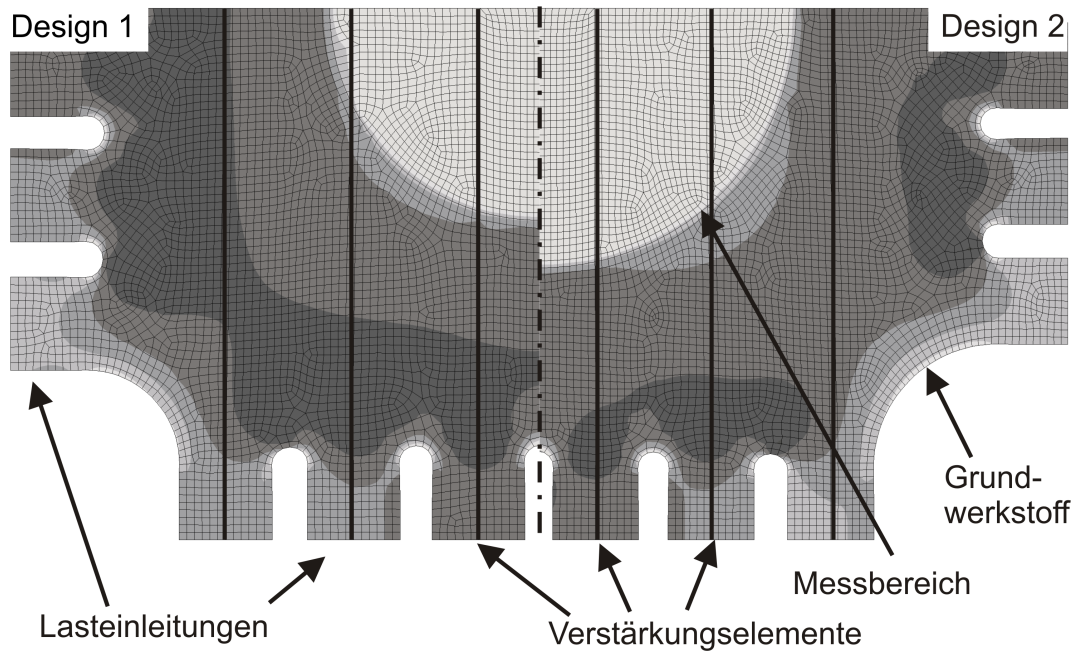


Abbildung 7.15.: Überblick über die FE-Berechnung der zwei ausgewählten Kreuzproben. Qualitative Darstellung der Vergleichsspannungen

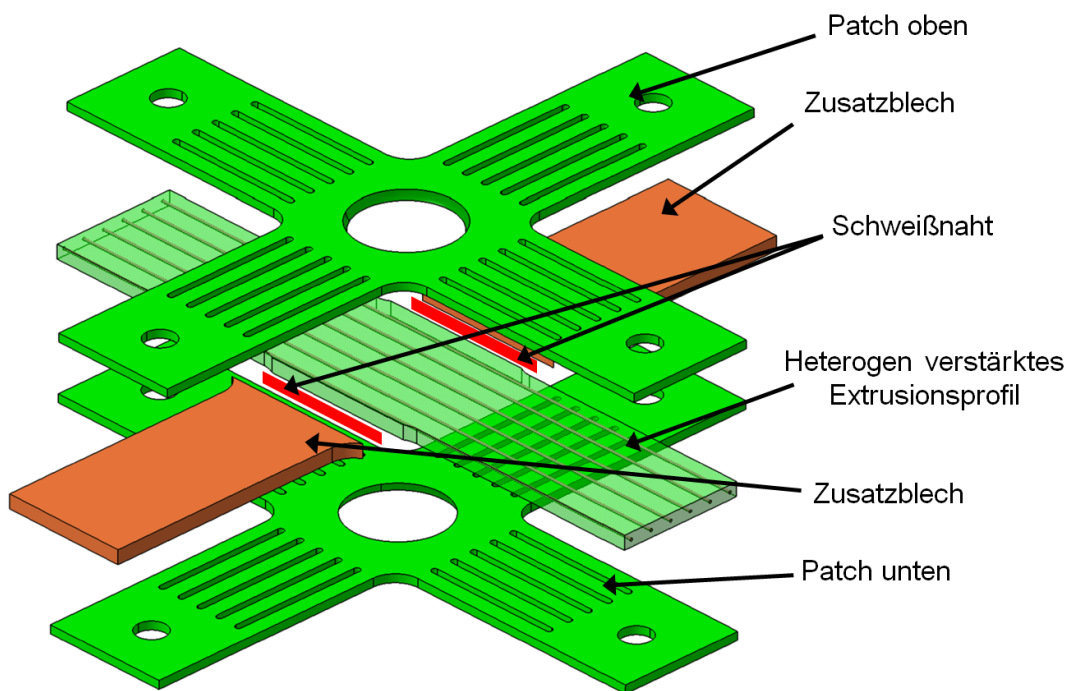


Abbildung 7.16.: Schematischer Aufbau der Kreuzproben zur Prüfung des heterogen verstärkten Verbundwerkstoffs

### 7.2.3. Fertigung der Probekörper

Bei dem zur Herstellung der Probekörper verfügbaren Material handelt es sich um ein extrudiertes Flachprofil mit einer Breite von  $56\text{ mm}$  und einer Stärke von  $5\text{ mm}$ . Weder die Breite noch die Dicke der verfügbaren Profile ist ausreichend für die Fertigung der Kreuzproben. Um eine ausreichende Breite für die Probengeometrie zu gewinnen, werden in einem ersten Schritt Bleche an die Seiten des Extrusionsprofils geschweißt. Hierbei wird das Verfahren des Reibrührschweißens verwendet (siehe hierzu auch [Zäh11]), da die Wärmeeinflusszone im Werkstoff durch diesen Prozess sehr klein ausfällt und es zu keiner Schwächung der Profile kommt. Des Weiteren kann durch die Verwendung dieses Schweißverfahrens mit einem relativ kleinen Wärmeeintrag gewährleistet werden, dass es zu keiner Änderung der Werkstoffeigenschaften in der Zone des Messbereichs kommt. Nach der Glättung der entstandenen Schweißnaht werden in einem weiteren Schritt die Patches mithilfe eines hochfesten Strukturklebstoffs aufgebracht. Zur Verwendung kommt hierbei der epoxydbasierte Strukturklebstoff Hysol 9514. Abschließend erfolgt die Bearbeitung des Probekörpers bis hin zur endgültigen Geometrie. Die Bearbeitung teilt sich hierbei in zwei Schritte. Zum Zuschnitt der äußeren Geometrie und der aufgefächerten Lasteinleitung wird hier der Prozess des Wasserstrahlschneidens verwendet. Dadurch werden Probleme vermieden, die beim Ausfräsen der mit  $2\text{ mm}$  sehr schmalen und mit  $11\text{ mm}$  sehr tiefen Taschen zu erwarten sind. Abschließend erfolgt der Schritt der spanenden Bearbeitung, bei dem der Messbereich ausgedünnt wird.

#### 7.2.3.1. Robustheit der Probekörper hinsichtlich nicht symmetrischer Belastungsszenarien

Bei der Durchführung biaxialer Zugversuche sind die Anforderungen an die Probekörper und an die Prüftechnik, verglichen mit uniaxialen Versuchen, deutlich höher. Die Anforderungen an die Prüfkörper sind in den Ausführungen in Kapitel 7.2.1 dargestellt. Ursache für die erhöhte Anforderung an die Prüftechnik ist hierbei, dass die Probe aufgrund ihrer geometrischen Gegebenheiten unterschiedliche Lastpfade ermöglicht. Im Gegensatz dazu gibt es bei einer uniaxialen Zugprobe nur einen Lastpfad. Der Kraftfluss in der Probe ist von den vorgegebenen Verschiebungen und somit aufgebrachten Kräften, nebst deren Ausrichtungen und resultierenden Momenten, abhängig. Da es bei der Versuchsdurchführung, z.B. durch ein Rutschen in der Probekörperaufnahme, zu einer nicht symmetrischen Belastung der Probe kommen kann, soll im Folgenden untersucht werden, inwieweit eine Sensibilität der entwickelten Probekörper hinsichtlich einer geänderten Belastung gegeben ist. Aufgrund des gegebenen Funktionsprinzips der Prüfmaschine, mit zwei Antrieben und einer mechanischen Aufteilung der Last auf je zwei Lasteinleitungen, kann eine Fehlbelastung seitens der Maschinenregelung nicht mehr korrigiert werden. Die Kreuzprobe verfügt zwar über eine querkraftweiche Anbindung des Messbereichs, dieser ist allerdings nur zur Reduktion der Querkontraktionseffekte dimensioniert. Für eine Kompensation einer Fehlbelastung ist diese nicht geeignet.



## 7.2. Kennwertermittlung basierend auf mehrachsigen Zugversuchen

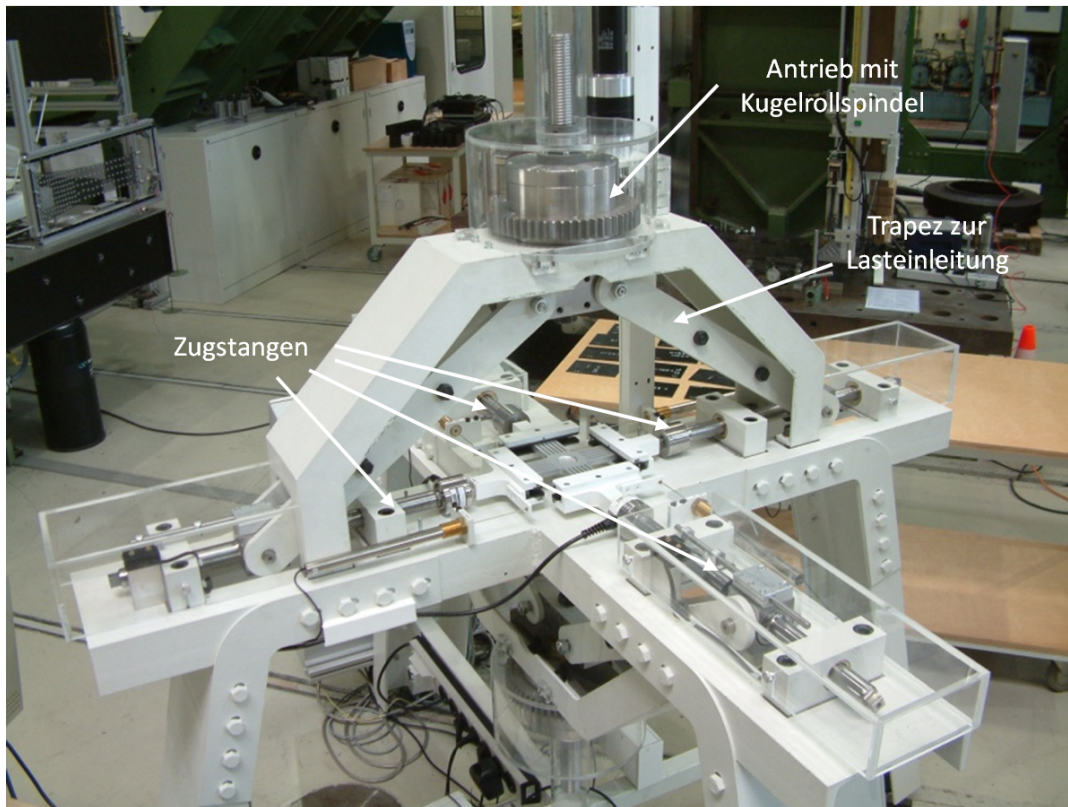


Abbildung 7.17.: Biaxiale Prüfmaschine am LLB. Je Achse und Krafteinleitungspaar ist ein Antrieb vorhanden.

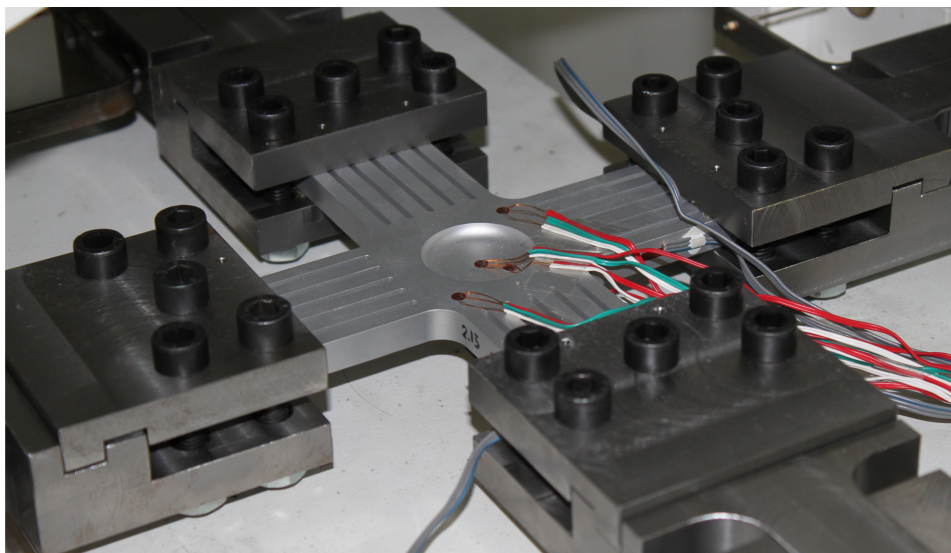


Abbildung 7.18.: Einspannung der mit DMS bestückten Kreuzprobe in der biaxialen Prüfmaschine

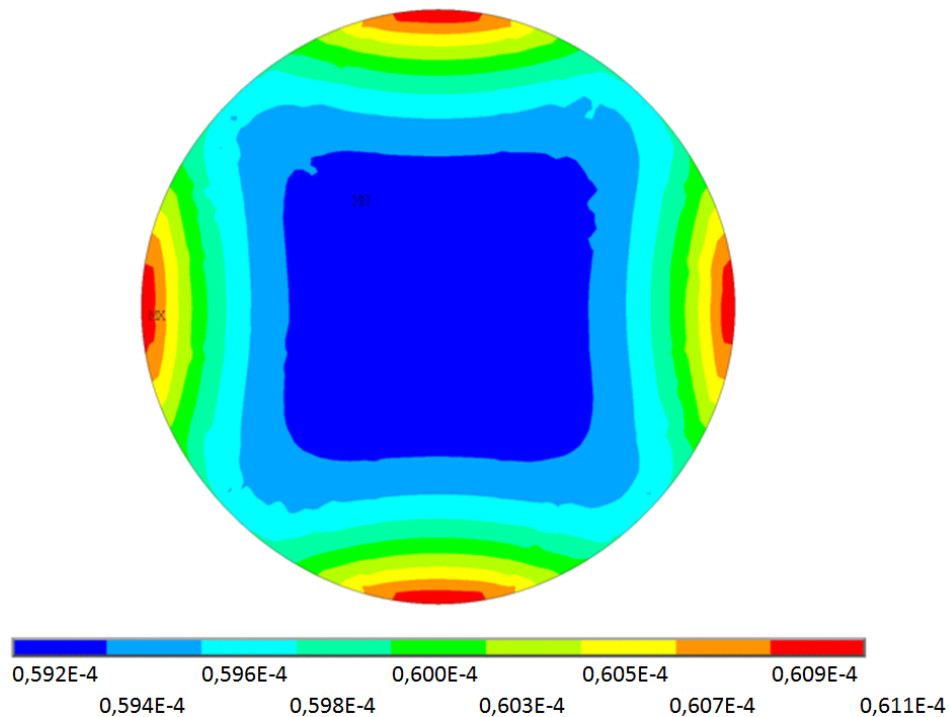


Abbildung 7.19.: Darstellung der Vergleichsdehnungen des Messbereichs einer Kreuzprobe bei symmetrischer Belastung

Bei der Bewertung der FEM-Ergebnisse ist die sehr gleichmäßige Verteilung der Vergleichsdehnung nach von Mises bei einer symmetrischen Belastung zu sehen, siehe hierzu Abbildung 7.19. Aus der Darstellung der Dehnungen im Messbereich ist ersichtlich, dass es im Randbereich des Messbereichs eine leicht erhöhte Dehnung gibt, der Unterschied zwischen diesen lokalen Dehnungsspitzen in Relation zu der geringsten auftretenden im Messbereich beträgt ca. 3%.

Zur Bewertung der Beeinflussung der Ergebnisse durch eine asymmetrische Belastung wurde eine FEM-Analyse mit einer einachsigen Differenzlast von 10% durchgeführt. Die Differenzlast wurde auf die vertikale Achse in der Zeichnungsebene aufgebracht und lässt sich wie folgt ermitteln.

$$F_{y2} = 0.9 \cdot F_{y1} \quad (7.4)$$

Aus der auftretenden Differenz der Kräfte resultiert eine Querkraft in der zweiten Achse. Bei der Bewertung der FEM-Analyse der gesamten Kreuzprobe zeigt sich hierbei, dass diese zu recht hohen Dehnungen in der querkraftweichen Lasteinleitung der Probe zu Folge Biegung führen. Daher ist hierbei zu erwarten, dass in den Lasteinleitungen großflächige plastische Verformungen auftreten. Des Weiteren erfolgt dadurch eine Änderung der Verteilung der Vergleichsdehnung nach von Mises im Messbereich. Im Gegensatz zur querkraftfreien Bewertung kommt es zur Bildung eines Dehnungsfeldes mit einem ausgeprägten Dehnungsgradienten mit einer maximalen Dehnungsdifferenz von ca. 8% der

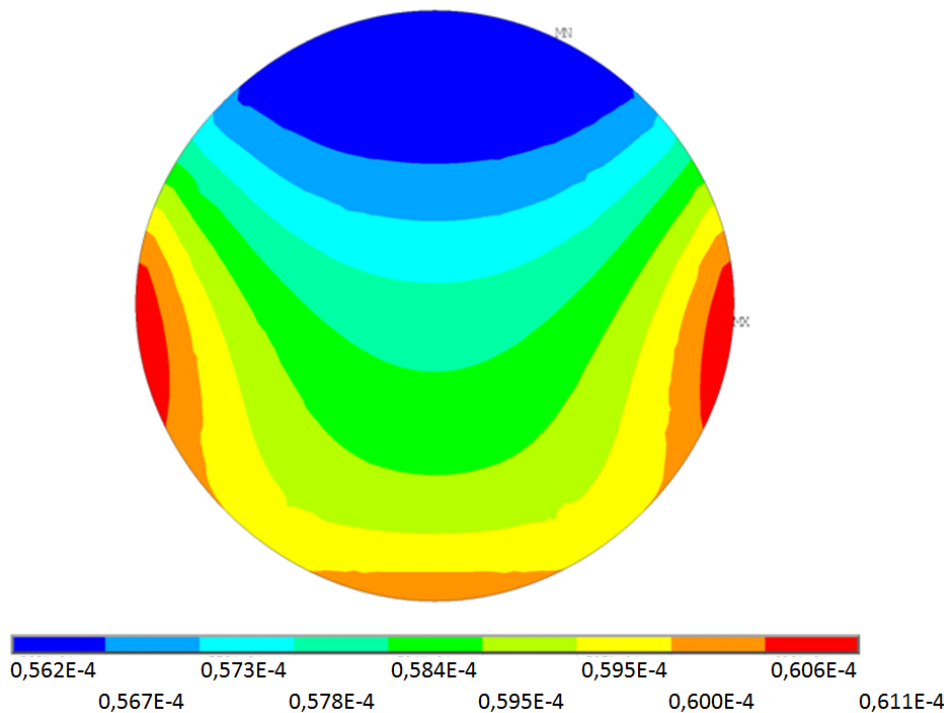


Abbildung 7.20.: Darstellung der Vergleichsdehnungen des Messbereichs einer Kreuzprobe bei einer nicht symmetrischen Belastung

maximalen Dehnung. Bei der Analyse wurde angenommen, dass die Lasteinleitungen aufgrund der lateralen Belastung keine Rotation aufweisen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass mit einer zunehmend nicht symmetrischen Belastung der Probe die Qualität der Messung abnimmt. Insbesondere, wenn es zu einer Plastizierung der Probe außerhalb des Messbereichs kommt, können nur noch eingeschränkte Aussagen über den Werkstoff getroffen werden. Eine Belastung der Probe mit definierten Lasten, ist somit eine grundlegende Voraussetzung für eine Bestimmung der Werkstoffkennwerte.

#### 7.2.4. Applizierte Messtechnik

Ziel der durchgeführten Kreuzzugversuche ist es, eine Methode zur Bestimmung der Dehngrenze eines Werkstoffs unter biaxialer Belastung aufzuzeigen. Die Versuche werden mithilfe einer biaxialen Prüfmaschine durchgeführt, die eine gleichmäßige Kraframpe auf die vier einzelnen Lasteinleitungen aufbringt. Basierend auf den vorausgegangenen numerischen Analysen sind die Spannungsverhältnisse im Messbereich der Probe bekannt. Des Weiteren kann mithilfe der hieraus bekannten Steifigkeiten und Dehnungen der Faktor zwischen äußeren Kräften und linearelastischen Dehnungen der Kreuzprobe,

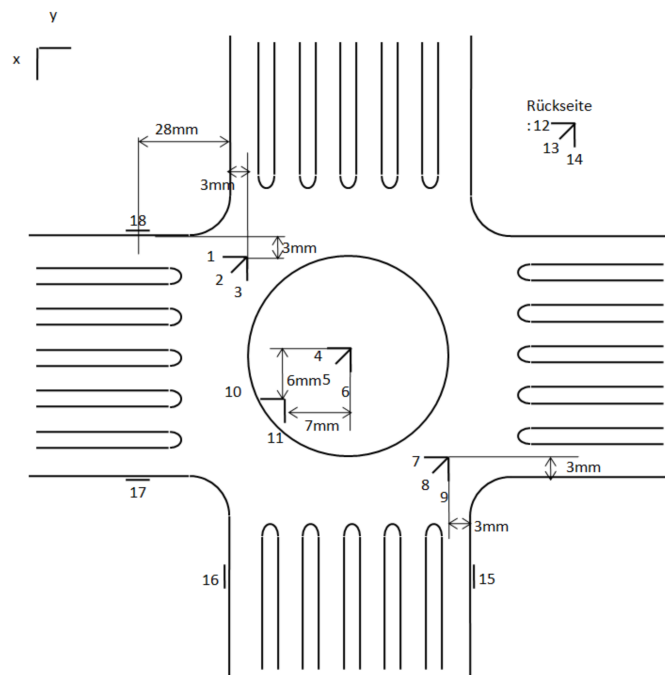


Abbildung 7.21.: Positionen der DMS auf der Kalibrierungsprobe zur Validierung des Belastungszustands der Kreuzzugversuche

dem Übersetzungsfaktor, im Bereich der linearen Dehnung validiert werden. Die Erfassung der Dehnungen während der Versuche erfolgt mithilfe von Dehnungsmessstreifen. Zur Bestimmung der gemittelten Dehnungen wird, ähnlich wie bei den Zugversuchen, eine größere DMS Rosette aufgebracht, die einen repräsentativen Bereich mit und ohne Verstärkungselemente wiedergibt. Um lokale Einflüsse der Verstärkungselemente zu bestimmen, wie z.B. das lokale Ablösen der Verstärkungselemente, werden weitere, kleinere DMS verwendet, die über eine deutlich kürzere Messgitterlänge verfügen.

Bei der Durchführung der Vorversuche mit homogenen Probekörpern und bei den ersten heterogen verstärkten Probekörpern wurden DMS Rosetten mit mehreren Messgittern verwendet und weitere Messpunkte zur Verifikation des Belastungszustand der Probe definiert.

### 7.2.5. Durchführung der biaxialen Zugversuche

Da es sich bei der zur Verfügung stehenden Maschine um eine am Institut angefertigte Sonderkonstruktion handelt, musste diese zunächst hinsichtlich der Anforderungen überprüft und angepasst werden. Erste Bewertungen und Versuche hinsichtlich der Anwendbarkeit hatten gezeigt, dass die Fahrwege der vier Zugstangen eine erhebliche Differenz aufweisen und bei einem einseitigen Versagen einer Kreuzprobe erhebliche laterale Lasten durch die Kugelgewindespindeln aufzunehmen sind. Da diese dafür nicht vorgesehen

sind, wurde eine weitere Lagerung in die bestehende Maschine eingebaut. Diese zusätzlichen Gleitflächen minimieren die asymmetrische Bewegung der Lasteinleitungen bei einer asymmetrischen Belastung. Des Weiteren wurde die vorhandene Steuerung der Prüfmaschine um eine Kraftreglung erweitert. Somit ist es möglich, beide Achsen synchron mit einer rampenförmigen Verschiebung zu beaufschlagen. Ein weiterer bestehender Nachteil der Bauart der Prüfmaschine ist jedoch, dass sich die einzelnen Zugstangen aufgrund ihrer mechanischen Kopplung nicht getrennt regeln lassen. Da die Steifigkeit der Probe sehr hoch ist, ist der Einfluss der Steifigkeit der Prüfmaschine auf die Lastpfade durchaus gegeben.

Die im Folgenden aufgezeigten Versuche wurden mit Hilfe homogener Aluminiumproben durchgeführt. Diese zeigen, dass eine Plastizierung der Proben im Messbereich möglich ist, und die Prüfmaschine trotz Adaption und Justierung einen nicht symmetrischen Belastungszustand erzeugt.

### 7.2.5.1. Auswertung der Ergebnisse

Im Folgenden sollen die Messungen mit Hilfe der Aluminiumproben vorgestellt werden, um die Durchführbarkeit und Qualität von Probe und Prüfmaschine aufzuzeigen. Die Positionen der applizierten DMS sind aus Abbildung 7.21 zu entnehmen. Eine erste Betrachtung gilt hier der Steifigkeit der Probe in Vergleich zu den berechneten Werten. Die mit Hilfe der FEM berechnete Steigung stimmt mit der in der Probe auftretenden Steigung recht genau überein. Auffällig ist an dieser Stelle, dass die Dehnungswerte im Messbereich auseinanderdriften. Betrachtet man den Tangentenmodul von DMS-6 in Abbildung 7.22, so ist ersichtlich, dass dieser bei einer Belastung größer als  $20\text{ kN}$  leicht ansteigt, bevor es zu einem für das Plastizieren der Probe charakteristischen, erwarteten Abfall der Steigung kommt. Dies ist ein Verhalten, das den Werkstoffeigenschaften eines metallischen Werkstoffs widerspricht. Der gleiche Effekt ist bei DMS-11, am Rand des Messbereichs in Abbildung 7.23 zu beobachten. Betrachtet man nun die Dehnungswerte im Bereich der Lasteinleitungen, so ist ersichtlich, dass die Probe einer nicht symmetrischen Belastung ausgesetzt ist. Das Ansteigen des Tangentenmoduls von DMS-6 ist somit auf einen geometrischen Effekt zurückzuführen. Besonders deutlich ist dies an den DMS auf den äußeren Fingern der Lasteinleitung zu sehen. Hier ist zu sehen, dass es hier im Bereich der Lasteinleitung zu Biegeeffekten in der Ebene kommt. Bei der Lasteinleitung der y-Achse schwankt der Wert leicht um den Sollwert; es kommt hier zu einer schwankenden, leicht unsymmetrischen Belastung. Bei der Belastung der x-Achse weisen die DMS eine systematische Abweichung vom Sollwert auf. Hier kommt es zu einer Biegung der Lasteinleitung um die z-Achse. Während der Arbeiten konnte keine ausreichende Qualität der Belastung zur sicheren Ermittlung der Dehngrenzen hergestellt werden.

## 7. Validierung von Versagenskriterien heterogen hybrider Verbundwerkstoffe

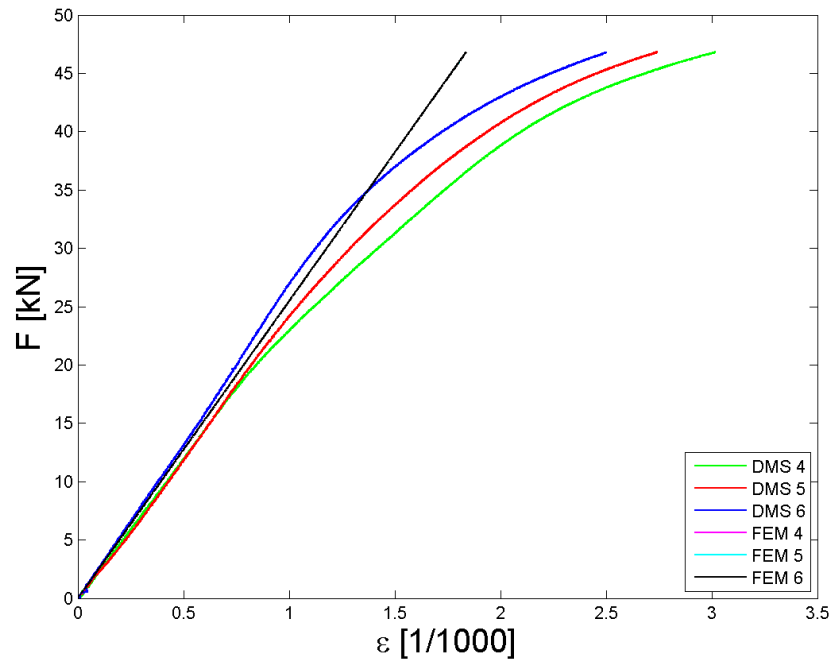


Abbildung 7.22.: Vergleich der numerisch ermittelten Probensteifigkeit mit den Versuchsergebnissen; Dehnungsmessung in der Mitte des Messbereichs

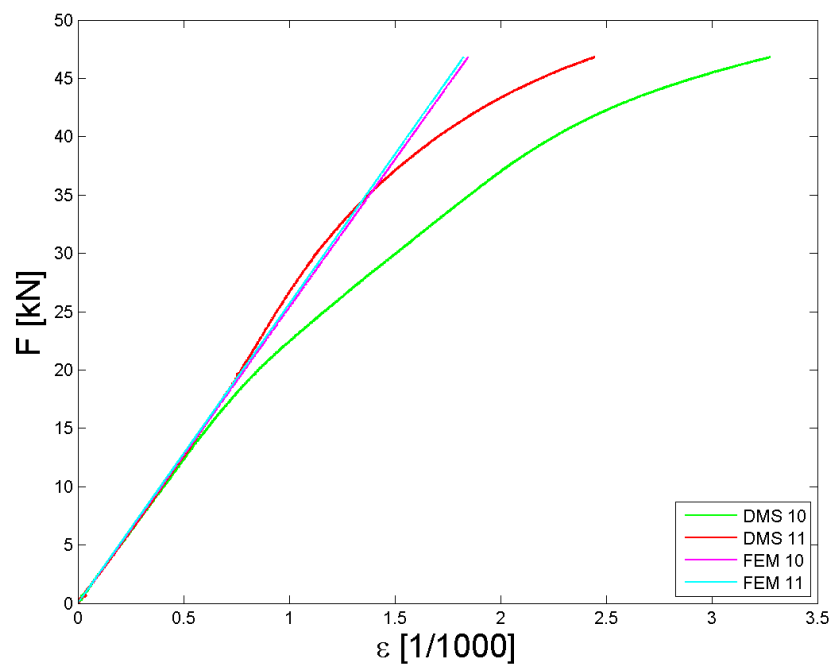


Abbildung 7.23.: Vergleich der numerisch ermittelten Probensteifigkeit mit den Versuchsergebnissen; Dehnungsmessung am Rand des Messbereichs

## 7.2. Kennwertermittlung basierend auf mehrachsigen Zugversuchen

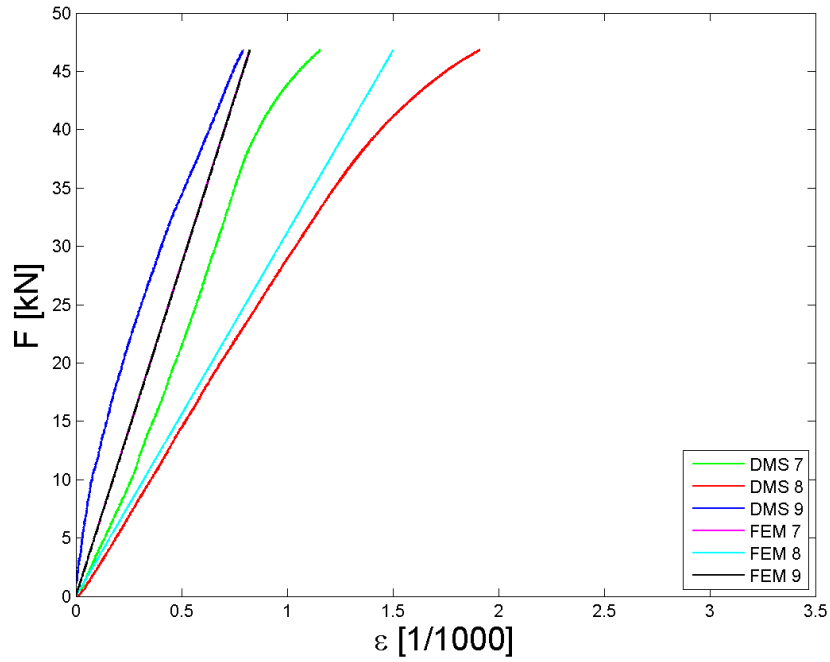


Abbildung 7.24.: Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der Lasteinleitung; zu sehen ist die nicht symmetrische Dehnung aufgrund asymmetrischer Belastung

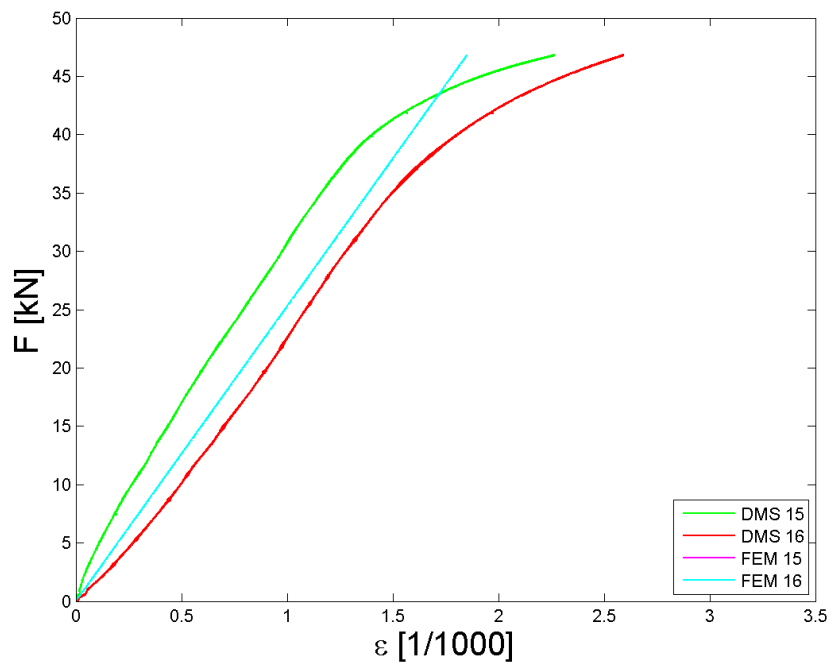


Abbildung 7.25.: Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der elastischen Lasteinleitungsfinger; Dehnung der äußeren Flanken der x-Lasteinleitung

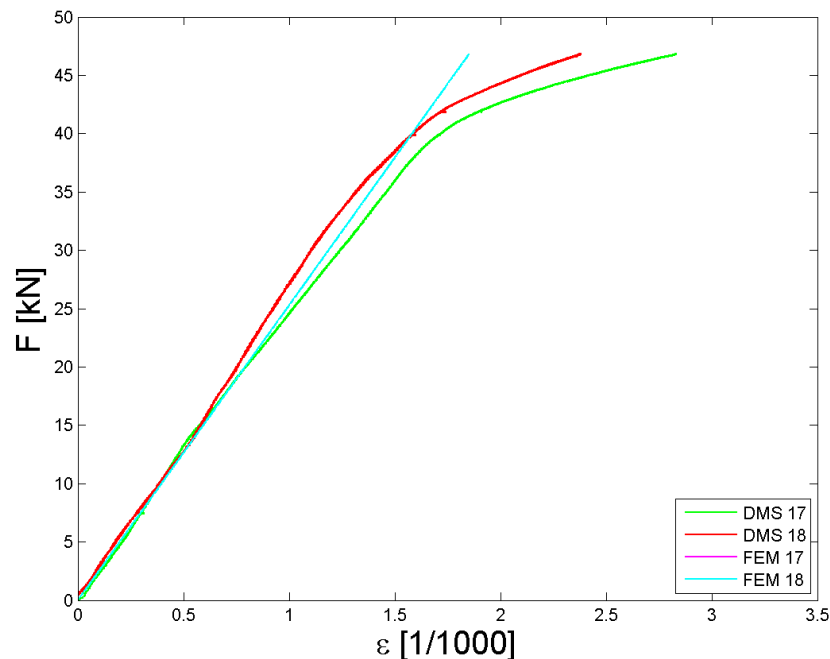


Abbildung 7.26.: Kraft-Dehnungs-Relation im Bereich der elastischen Lasteinleitungsfinger; Dehnung der äußeren Flanken der y-Lasteinleitung

### 7.3. Bewertung der Anwendbarkeit der Werkstoffmodellierung

Mit ein zentraler Aspekt der durchgeführten Versuche ist das Charakterisieren der Eigenschaften der Verbundstrangpressprofile und die Überprüfung der Anwendbarkeit der Modellierungen der Steifigkeiten und Festigkeiten der Verbundstrangpressprofile.

#### Steifigkeit

Bei den Versuchen hat sich gezeigt, dass die Steifigkeit der nicht weiter bearbeiteten Verbundstrangpressprofile deutlich unterhalb der eines gleichartigen, unverstärkten Profil liegt. Dieses Verhalten ist auf die ausgeprägten Eigenspannungen im Werkstoff zurückzuführen, die aus dem großen Temperatursprung bei der Fertigung in Verbindung mit den stark heterogenen Wärmedehnungskoeffizienten resultiert. (Siehe dazu auch Kapitel 5.3.2.) Durch die resultierende, sehr hohe Belastung des Werkstoffs um die Verstärkungselemente herum kommt es hier bereits ohne eine äußere Belastung beim Abkühlen zu einer plastischen Verformung. Der bei einer weiteren Zugbelastung relevante Tangentemodul dieser Bereiche ist, verglichen mit dem E-Modul des Grundwerkstoffs sehr gering. Im Rahmen der durchgeführten Versuche konnte gezeigt werden, dass die Steifigkeit nach dem Abbau der Eigenspannungen durch ein Plastizieren, sehr genau mit denen der theoretischen Betrachtung übereinstimmt. Mit ein interessanter Aspekt bei der Auswertung



der durchgeführten Versuche ist die starke Streuung dieses Effektes. Dieser ist insbesondere bei den nicht in der Dicke nachbearbeiteten Probekörpern vorzufinden. Dies ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, dass es bei einem zerspanenden Prozess immer lokal zu erhöhten Spannungen aufgrund der aufgewandten Kräfte kommt. Diese führen in einem gewissen Maße zu einer Reduktion der Eigenspannungen. Ist der unbearbeitete Werkstoff lokal bis an die aktuelle Dehngrenze vorgespannt, so kommt es durch äußere Kräfte zu einem lokalen Plastizieren des Werkstoffs und somit einer Änderung des Verhaltens. - Das Werkstoffverhalten ist somit sehr stark von der Vorgeschichte, auch hinsichtlich kleinerer Belastungen, abhängig.

#### **Festigkeit**

Insbesondere bei der Betrachtung des Festigkeitsverhaltens sind die unter dem Punkt 'Steifigkeit' genannten Aspekte relevant. Der Werkstoff zeigt aufgrund seiner sehr hohen thermischen Eigenspannungen kein linearelastisches Verhalten. Eine sinnvolle Definition eines Versagenskriteriums in Hinblick auf eine strukturelle Anwendung, die ein elastisches Verhalten, zumindest für die Betriebslasten, voraussetzt, ist somit nicht möglich. Im Rahmen der Arbeit wurde ein möglichst allgemein verwendbares Kriterium für die Bewertung von Verbundwerkstoffen mit einem duktilen Matrixverhalten entworfen. Eine sinnvolle Validierung dieses, oder eines anderen Versagenskriteriums ist jedoch in Hinblick auf das mechanische Verhalten des untersuchten Werkstoffs nicht möglich.

#### **Mehrachsige Zugversuche**

Ziel der mehrachsigen Zugversuche war die Bestimmung der Dehngrenze des Werkstoffs unter einer mehrachsigen Belastung, um die Möglichkeit zu schaffen auch für diesen Belastungszustand eine Validierung der gewonnen Kriterien durchzuführen. Für mehrachsige Versuche gilt jedoch dieselbe Problemstellung wie bereits oben unter dem Punkt 'Festigkeit' genannt. Die vorhandenen Eigenspannungen im Werkstoff machen die Möglichkeit einer sinnvollen Überprüfung der Dehngrenzen zunichte. Im Rahmen der durchgeführten mehrachsigen Zugversuche war es nur möglich, die Anwendbarkeit der Proben unter den gegebenen Randbedingungen zu zeigen. Die Versuche wurden daher mit einem homogenen Aluminiumwerkstoff durchgeführt. Die Besonderheiten bei dem Prüfen von Strangpressprofilen sind die geringen verfügbaren Werkstoffabmessungen, die den Aufbau einer kompakten Probe und einen relativ komplizierten Aufbau erfordern. Des Weiteren wurden die Funktionsfähigkeit von Probekörpern mit einer integrierten querkraftweichen Lasteinleitung und die Möglichkeit der Fertigung von Querschnittproben aus recht schmalem Strangpressmaterial gezeigt.

#### **Zusammenfassung der Ergebnisse**

Der hergestellte Verbundwerkstoff verfügt über einige interessante Eigenschaften, wie die Einstellbarkeit der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in einem bestimmten Bereich. Da es sich insbesondere bei den untersuchten, mithilfe des Verbundstrangpressens hergestellten Profile um Bauteile handelt, die im Rahmen eines Grundlagenforschungsprojekts hergestellt wurden, sind einige Eigenschaften noch von der Möglichkeit der Verwendung in einer Serienanwendung entfernt. Zu dem Zeitpunkt der Evaluierung der Werkstoffkennwerte war die Fertigung der Profile noch nicht ausreichend seriennah, um in der

Lage zu sein, die geforderten Parameter für einen definierten Auslagerungszustand des Matrixwerkstoffs zu erreichen. Aus diesem Grund besitzt der Matrixwerkstoff der Verbundprofile eine mit ca. 60 MPa verhältnismäßig geringe Dehngrenze. Betrachtet man die im Kapitel Eigenspannungen aufgezeigten Prozesse während der Fertigung der Profile, so ist zu erkennen, dass die Eigenspannungen im Werkstoff in der Größenordnung der Dehngrenze vorliegen. Insbesondere für die Kennwertermittlung in Hinblick auf eine strukturelle Anwendung ist dies sehr problematisch, da die Charakteristik der so gewonnenen Profile nicht der eines Strukturwerkstoffs entspricht. Aus diesem Grund konnten im Rahmen dieser Arbeit primär die Möglichkeiten der Verifikation und der Durchführung der Versuche aufgezeigt werden. Da der verwendete Werkstoff jedoch bereits bis an die Dehngrenze belastet ist, ist eine sinnvolle Validierung der Vorgehensweise nicht durchführbar.

### 7.4. Besonderheiten bei der experimentellen Untersuchung von hybriden Bauweisen

Eine Besonderheit des Werkstoffs ist die zunächst schwach ausgeprägte Plastizierung beim Überschreiten der Linearitätsgrenze. Bei den meisten metallischen Werkstoffen kommt es im Gegensatz dazu beim Überschreiten der Linearitätsgrenze zu einer zügigen Plastizierung des Werkstoffs. Daher kann der Kennwert  $R_{p0,2}$  bei diesen Werkstoffen gut als Konstruktionskennwert verwendet werden, da das Verhältnis  $\frac{R_{p0,2}}{R_e}$  näher an 1 liegt. Bei der Verwendung der verbundstranggepressten Profile ist dieses Verhalten weniger ausgeprägt. Das erste nichtlineare Verhalten tritt weit vor dem Erreichen einer verbleibenden Dehnung von 0,2% auf. Sollen mithilfe der Versuchstechnik Werte gewonnen werden, die für einen Betrieb der Struktur im elastischen Bereich verwendet werden sollen, so ist dem Rechnung zu tragen. Bei den Versuchen hat sich dieses Verhalten insbesondere bei den unbearbeiteten Profilen gezeigt. Bei einer spanenden Bearbeitung scheinen die dabei auftretenden Belastungen im Werkstoff zu einer Reduktion der Eigenspannungen zu führen.

Aus dem oben genannten Verhalten des Verbundwerkstoffs ergibt sich eine Besonderheit, die für die Durchführung und Auswertung der Versuche von großer Relevanz ist. Im Gegensatz zu homogenen Werkstoffen kommt es bei einem Überschreiten der Linearitätsgrenze des Grundwerkstoffs zu einer Umlagerung der Belastung auf die Verstärkungselemente. Somit kommt es auch nach dem ersten Plastizieren zu einem signifikanten weiteren Anstieg der mittleren Bauteilspannung. Dieser Umstand bedeutet, dass der Werkstoff, bei Belastung bis zu seiner Dehngrenze, eine sehr hohe Sicherheit gegen Bruch aufweist und die bis zum Bruch aufgenommene Energie groß ist. Aus diesem Grund werden in dem Nachfolgeprojekt Betrachtungen hinsichtlich der Anwendbarkeit als Crashelemente durchgeführt.

## 8. Risswachstums- und Ermüdungsverhalten

Bei der Dimensionierung von Strukturen in Hinblick auf mechanische Belastungen spielt das Ermüdungsverhalten, neben dem statischen Festigkeitsverhalten, eine zentrale Rolle. Im Betrieb einer Struktur kommt es neben statischen Lasten meist zu einer Beanspruchung durch eine Vielzahl geringer Belastungen, die deutlich niedriger sind als die Festigkeits- oder Plastizierungsgrenzen und deren Größe über die Zeit variiert. Akkumuliert können diese Belastungen zu einer Degradation des Werkstoffs und darauf folgend zu einem Schaden bis hin zum Versagen der Struktur führen. Die Bewertung des Strukturverhaltens hinsichtlich der Widerstandsfähigkeit einer Struktur gegen diese Ermüdung ist mit ein zentraler Punkt bei der Auslegung. Neben dem Werkstoffverhalten ist in Hinblick auf Rissbildung bei der Bewertung von heterogen hybriden Strukturen auch das Verhalten der Gesamtstruktur relevant. Kommt es bei einer auf Ermüdung belasteten Struktur zu einem Anriss, so ist dies im Regelfall von einem progressiven Wachstum des Schadens gefolgt. Bei der Definition von Wartungsintervallen und der Anforderung an die notwendige Untersuchung für die einzelnen Komponenten einer Struktur ist die Kenntnis über das Ermüdungsverhalten für einen sicheren und wirtschaftlichen Betrieb von großer Bedeutung. Dazu muss garantiert werden, dass der größte Riss, der bei der vorhergehenden Inspektion nicht entdeckt wird, bis zur nächsten Inspektion die kritische Risslänge, ab der es zu einem unkontrollierten Risswachstum kommt, nicht überschreitet. Der Wunsch nach einem risszähen Werkstoff ist somit im Rahmen eines wirtschaftlichen Betriebs von großem Interesse.

### 8.1. Bewertung des Ermüdungsverhaltens von Verbundstrangpressprofilen

Das Ermüdungsverhalten des Werkstoffs der Verbundstrangpressprofile war bereits Gegenstand anderer Arbeiten, siehe hierzu auch [Mer11]. Hier wurden Ermüdungsversuche an Rundproben durchgeführt. Neben der Degradation der Werkstoffkennwerte ist bei der Charakterisierung des Wechsellastverhaltens auch das Risswachstumsverhalten in der Struktur über mehrere Verstärkungselemente von Bedeutung. So kann, neben der Wechsellastfestigkeit des Werkstoffs, auch eine Aussage über die Sensitivität der Strukturen gegenüber initialen Schäden und Störstellen getroffen werden. Faserverstärkte Werk-

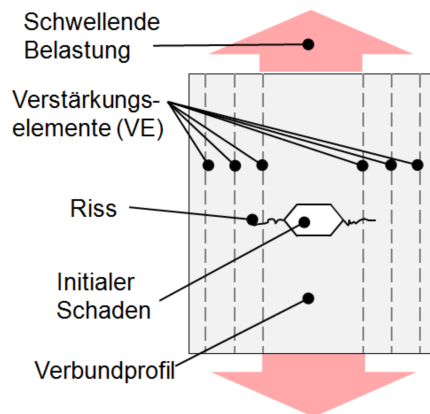


Abbildung 8.1.: Schematischer Aufbau der zur Ermittlung der Risswachstumsgeschwindigkeit verwendeten Probengeometrie

stoffe sind dafür bekannt, dass sie insbesondere hinsichtlich des Risswachstumsverhaltens orthogonal zur Verstärkungsrichtung ein sehr robustes Verhalten aufweisen. Ist die Kombination aus Faser- und Matrixwerkstoff richtig gewählt und das Grenzschichtverhalten passend, so kann die Kerbwirkung eines Risses im Matrixwerkstoff soweit entschärft werden, dass das Fortschreiten des Risses durch eine Umlagerung der Last auf die Fasern gestoppt oder zumindest verlangsamt werden kann. Man spricht hierbei von Rissüberbrückungseffekten der Fasern. Eine sehr anschauliche Darstellung dieses Effektes, bei einem SiC/Ti Verbundwerkstoff ist in [Hun09] zu finden. Hier wurde der Verlauf der Rissfront, die um die Verstärkungselemente herumläuft, mit Hilfe der Röntgenmikrotomographie beobachtet.

## 8.2. Experimentelle Bewertung des Risswachstumsverhaltens von Verbundstrangpressprofilen

Im Rahmen der Arbeiten wurden Versuche mit Verbundstrangpressprofilen mit einer Wandstärke von  $5\text{ mm}$  durchgeführt. Weitere Details hierzu sind in [Wed11] und [Zaf09] zu finden. Die Versuchsdurchführung erfolgte ähnlich zu ASTM E647 [AST05]. Der schematische Aufbau der Proben ist in Abbildung 8.1 dargestellt. Für die Durchführung der Ermüdungsversuche wurden Profile hergestellt, bei denen der mittlere Bereich, in dem der initiale Schaden eingebracht wurde, nicht verstärkt ist. Dadurch kann sichergestellt werden, dass es nicht zu unerwünschten Lastumlagerungseffekten durch das Versagen der Grenzschicht zwischen Draht und Matrix durchtrennter Verstärkungselemente kommt. Der initiale Schaden der Proben wurde mit Hilfe einer Bohrung, die anschließend durch eine Laubsäge mit einem schmalen Sägeblatt erweitert wurde, erstellt, wobei der Schaden

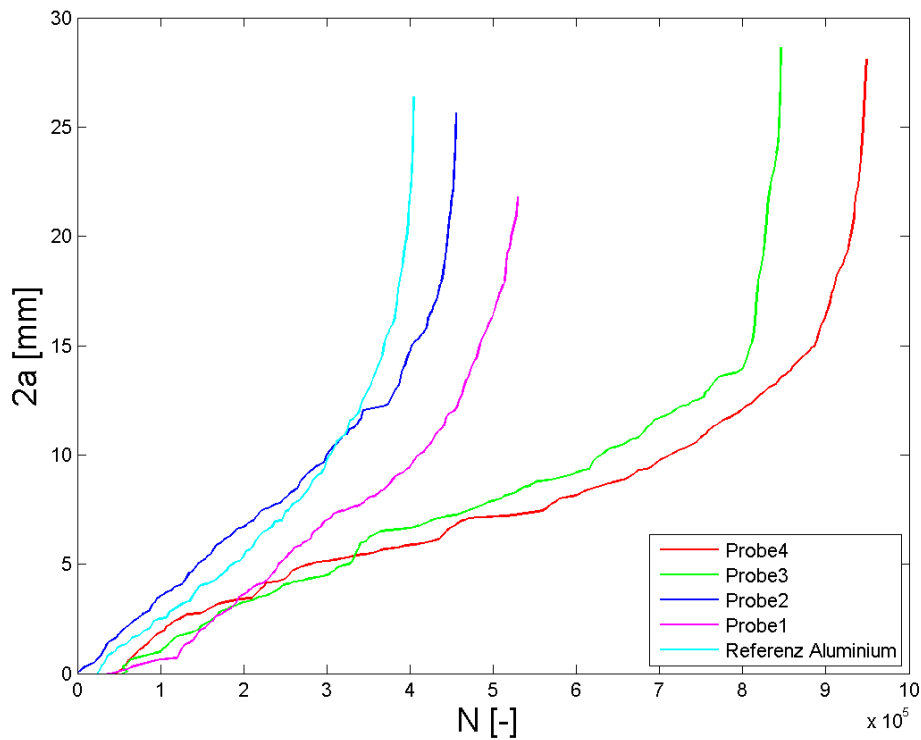


Abbildung 8.2.: Ausgebildete Risslänge ( $2a$ ) in den Proben in Abhängigkeit der Belastungszyklen

anschließend noch scharf eingekerbt wurde. Da die Geometrie der eingebrachten Schädigung sich von einem Riss deutlich unterscheidet, beginnt die Aufzeichnung nachdem ein initiales Risswachstum eingesetzt hat. Während des Versuches wird die Ausbreitung des Risses an der Oberfläche optisch gemessen. Die Belastung der Proben erfolgte schwellend mit  $R = \sigma_u/\sigma_o = 0,1$ . Problematisch bei der Durchführung sind die geringen Linearitätsgrenzen des Verbundwerkstoffs. Aus diesem Grund müssen, relativ zu den Linearitätsgrenzen, hohe Spitzenspannungen verwendet werden, um überhaupt ein Risswachstum zu ermöglichen. Die Ergebnisdarstellung erfolgt mit Hilfe der Risswachstumsgeschwindigkeit  $\frac{da}{dn}$  in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$ . Bei der Ergebnisdarstellung wird der Einfluss durch die Rissüberbrückung der Drahtelemente nicht betrachtet. Da der aufgetragene Spannungsintensitätsfaktor somit eine Funktion der Risslänge ist, werden die Mittelpositionen der Drähte im Diagramm markiert.

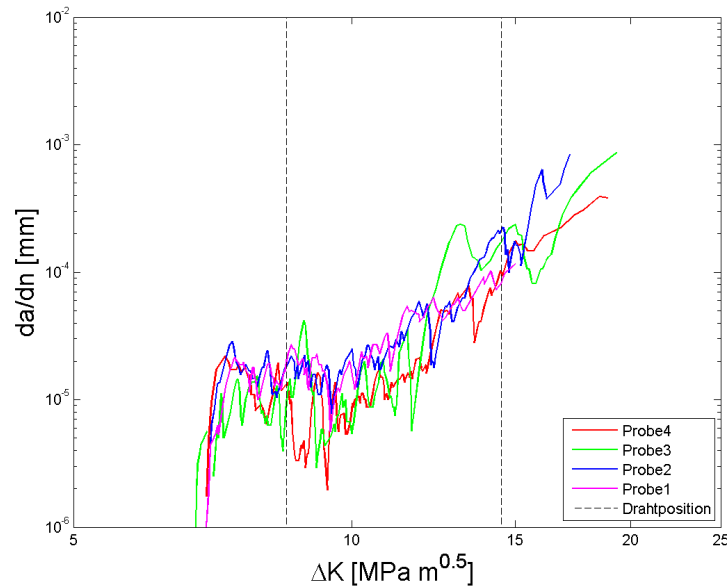


Abbildung 8.3.: Risswachstumsgeschwindigkeit pro Zyklus der getesteten Verbundstrangpressprofile in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors

### 8.3. Einfluss der Verstärkungselemente auf das Risswachstumsverhalten

Im Graphen der Risswachstumsgeschwindigkeit in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors, Abbildung 8.3, ist kaum eine Auffälligkeit der Risswachstumsgeschwindigkeit im Bereich der Verstärkungselemente zu erkennen. Eine eindeutige Tendenz zu einer Reduktion der Risswachstumsgeschwindigkeit ist nicht zu verzeichnen. Da die auftretenden  $\Delta K$  Werte beim Bruch der Proben deutlich unterhalb der Bruchzähigkeit der Aluminiumlegierung liegen, kann keine abschließende Aussage über den Einfluss auf die Bruchzähigkeit getroffen werden. Eine Änderung der Probengeometrie ist nicht möglich, da der Querschnitt der Extrusionsprofile durch die gegebenen Werkzeuge limitiert und die mögliche Kraftamplitude durch die geringe Linearitätsgrenze des Werkstoffs beschränkt ist.

Eine nähere Untersuchung der Bruchflächen der Proben, siehe auch Abbildung 8.4, hat gezeigt, dass die Bedingungen für einen Rissüberbrückungseffekt gegeben sind. Die äußeren Drähte der Proben liegen im Bereich des Ermüdungsbruchs des Matrixwerkstoffs, haben selbst jedoch teilweise einen Gewaltbruch erlitten. Die Bruchflächen der inneren Drähte weisen einen Ermüdungsbruch auf. Die korrespondierende Bruchebene des Grundwerkstoffs liegt in diesem Bereich nicht in derselben Ebene. Diese Umstände zeigen, dass es sich bei dem Ermüdungsversagen dieser Verstärkungselemente nicht um eine Abtrennung der Drahtelemente durch die Kerbwirkung des Risses handelt. Vielmehr hat die Rissfront in der Matrix die Drähte passiert. Für die inneren Drähte kam es

### 8.3. Einfluss der Verstärkungselemente auf das Risswachstumsverhalten



Abbildung 8.4.: Bruchfläche einer heterogen verstärkten Risswachstumsprobe; die Fläche des initialen Schadens (mitte) ist nicht dargestellt [Zaf09]

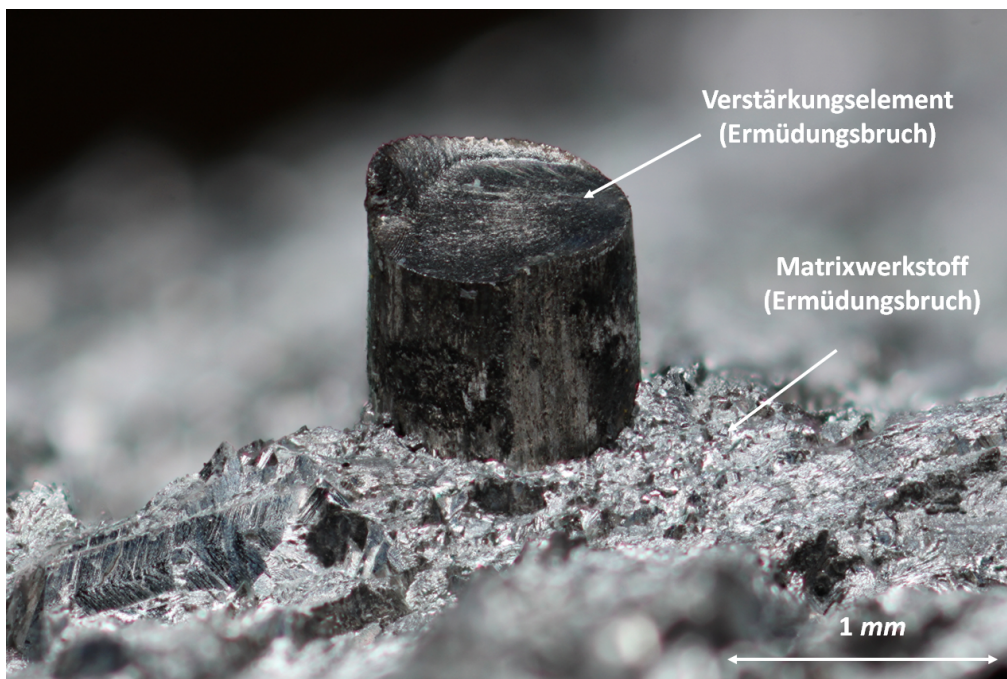


Abbildung 8.5.: Detailaufnahme eines durch Ermüdung gebrochenen Verstärkungselements; die Bruchebene liegt außerhalb der Bruchebene des Matrixwerkstoffs



Abbildung 8.6.: Detailaufnahme eines durch Gewaltbruch zerstörten Verstärkungselements; das Verstärkungselement liegt im Bereich der Risszone des Matrixwerkstoffs und wurde erst beim Bruch der Probe zerstört

hierbei zu einer Erhöhung der Last und darauffolgend zu einem Ermüdungsbruch. Bei den äußeren Drähten passierte die Rissfront der Matrix das Drahtelement, welches anschließend beim Bruch der Probe durch einen Gewaltbruch zerstört wurde. Ein Beispiel für ein durch einen Ermüdungsbruch zerstörtes Verstärkungselement ist in Abbildung 8.5 zu sehen. Im Gegensatz dazu ist das Verstärkungselement in Abbildung 8.6 erst beim Bruch der Probe durch einen Gewaltbruch zerstört worden.

Die Ursache dafür, dass es nicht zu einer wesentlichen Reduktion der Risswachstumsgeschwindigkeit kommt, ist bei diesem Versuch zwei Umständen geschuldet. Auf der einen Seite ist der bei den Versuchen gewählte Verstärkungsanteil mit  $\varphi = 1,96\%$  relativ niedrig. Hierdurch kann aufgrund der, im Vergleich zur Matrix, geringen Steifigkeit der eingebrachten Verstärkungselemente keine umfassende Entlastung der Matrix stattfinden. Auf der anderen Seite sind die im Profil vorhandenen Eigenspannungen für eine Reduktion der Risswachstumsgeschwindigkeit ungünstig ausgebildet. In dem unbelasteten Werkstoff liegt auf Grund der thermisch induzierten Eigenspannungen eine Zugbelastung des Matrixwerkstoffs vor. Beim Versagen der Matrix führen die in den Verstärkungselementen vorhandenen Druckeigenspannungen zu einem Aufdrücken des Grundwerkstoffs und somit tendenziell zu einer Beschleunigung des Risswachstums. Dieser Effekt tritt erst dann in den Hintergrund, wenn der Riss ausreichend aufgeweitet ist, um eine Zuglast übernehmen zu können. Verglichen mit der Vergleichsprobe aus Aluminium EN AW-2024 kann jedoch gezeigt werden, dass der Werkstoff trotz seiner geringen Dehn-



### *8.3. Einfluss der Verstärkungselemente auf das Risswachstumsverhalten*

grenze ein tendenziell gutes Risswachstumsverhalten aufweist. Für die Durchführung der Risswachstumsversuche wurden Proben aus zwei unterschiedlichen Profilen entnommen. Hierbei zeigt sich, dass bereits recht geringe Unterschiede bei den Fertigungsbedingungen zu einer deutlichen Änderung des Risswachstumsverhalten führen können. Werden bei zukünftigen Anwendungen Verbundstrangpressprofile mit einem höheren Verstärkungsanteil verwendet, die des Weiteren zur Reduktion oder Anpassung der Eigenspannungen behandelt worden sind, so ist ein positiver Einfluss zu erwarten, da die Werkstoffkombination und das Grenzschichtverhalten die erforderlichen Voraussetzungen besitzen.



## 9. Zusammenfassung und Ausblick

Werkstoffhybride Bauweisen finden aufgrund der Möglichkeit die Eigenschaften von Strukturen an die Anforderungen anzupassen eine zunehmende Bedeutung. Durch eine gezielte Hybridisierung besteht die Möglichkeit die Eigenschaften einer Struktur auch lokal an die Anforderungen anzupassen. Durch diese gezielte lokale Hybridisierung entstehen, makroskopisch betrachtet, Werkstoffe, deren Eigenschaften lokal stark schwanken. Dies stellt eine Möglichkeit der diskreten Approximation gradierter Werkstoffe dar. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das mechanische Verhalten von heterogen werkstoffhybriden Verbundstrangpressprofilen analysiert und modelliert. Das Verfahren des Verbundstrangpressens ermöglicht die kosteneffiziente Produktion von Profilen aus einem Metallmatrixverbundwerkstoff. Die Besonderheiten dieses Verbundwerkstoffs sind, neben der heterogenen Verteilung der Verstärkungsanteile, der vergleichsweise hohe Elastizitätsmodul des Matrixwerkstoffs und die exakte Bekanntheit der Geometrie des Querschnitts und der Positionierung der eingebrachten Verstärkungselemente. Bei der Bewertung dieser heterogen hybriden Werkstoffe besteht die Herausforderung, dass die Verteilung der unterschiedlichen Werkstoffe auf der einen Seite zu lokal ist, um diese bei der Auslegung als einzelne Bauteile zu betrachten. Dies würde einen sehr hohen Aufwand bei der Diskretisierung und Berechnung erfordern. Auf der anderen Seite ist die Verteilung der Werkstoffe jedoch so grob gehalten, dass eine einfache Homogenisierung, wie sie bei Faserverbundwerkstoffen durchgeführt wird, nicht ohne eventuell unzulässige Vereinfachungen möglich ist. Da bei dem Entwurf einer Struktur bestehend aus einem heterogenen Verbundwerkstoffe die exakte Positionierung der Verstärkungen ein beeinflussbarer Parameter ist, der wesentlichen Einfluss auf das Strukturverhalten haben kann, muss dies bei der Modellbildung entsprechend berücksichtigt werden können.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden daher unterschiedliche Herangehensweisen zur Modellierung der Verbundstrangpressprofile entwickelt, um das mechanische Verhalten der Struktur unter Berücksichtigung der aus dem Strukturentwurf resultierenden Randbedingungen darzustellen. Da im Verlauf der unterschiedlichen Projektphasen bei einer Strukturentwicklung verschiedene Betrachtungsweisen benötigt werden, wurden korrespondierend hierzu verschiedene Ansätze der Modellierung und Homogenisierung entwickelt. Diese reichen von einer detaillierten Modellierung, wie sie im Rahmen der Werkstoffentwicklung und -untersuchung benötigt wird, bis hin zu stark homogenisierten Balkenmodellen, wie sie für eine überblicksmäßige Betrachtung der Lastpfade im Vorentwurf verwendet werden.

Neben der Bewertung des Steifigkeitsverhaltens ist auch eine Bewertung der Festigkeit von Verbundstrangpressprofilen in der Entwicklung von großer Bedeutung. Hier werden

## 9. Zusammenfassung und Ausblick

ebenfalls unterschiedliche mögliche Herangehensweisen für die einzelnen Entwicklungsstufen aufgezeigt. Diese reichen von der Verwendung einfacher, dehnungsbasierter Kriterien bis hin zu physikalisch basierten Versagenskriterien, die neben der Anstrengung des Profils auch eine Information über die möglicherweise auftretenden Versagensmodi geben. Diese Herangehensweise ermöglicht eine effizientere iterative Entwicklung im Strukturentwurf, da direkt ersichtlich ist, welche Belastungsart für das Profil als kritisch zu betrachten ist. Von dieser Kenntnis lassen sich anschließend direkt Maßnahmen zur Verbesserung des Tragverhaltens ableiten.

Neben den analytischen und numerischen Herangehensweisen zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften wurden Experimente durchgeführt, die der Identifikation des exakten Verhaltens und der Versagensmodi dienen. Im Rahmen der Arbeit wurden sowohl einachsige, statische als auch Ermüdungsversuche durchgeführt. Des Weiteren wurde Probenkörper entwickelt, die eine Prüfung derartiger Verbundwerkstoffe unter einer mehrachsigen Belastung ermöglichen.

### **Ausblick**

Da durch die Verwendung hybrider Bauweisen eine bessere Anpassung der Struktureigenschaften an die Anforderungen möglich ist, werden in Zukunft, aufgrund verbesserter Entwurfs- und Fertigungsmöglichkeiten, vermehrt hybride Bauweisen Verwendung finden. Die im Rahmen dieser Arbeiten betrachteten Verbundstrangpressprofile entstammen einem Forschungsprojekt. Um eine Anwendung dieser Profile mit Hinblick auf die mechanischen Eigenschaften für eine industrielle Applikation interessant zu machen, muss noch eine Weiterentwicklung erfolgen. Insbesondere liegen hier die Herausforderungen in der Erhöhung des Verstärkungsanteils, in der Verbesserung der Wärmebehandlung des Matrixwerkstoffs und bei dem Darstellen eines geeigneten Eigenspannungszustands. Eine weitere Erhöhung des Verstärkungsanteils führt auf der einen Seite zu einem höheren Elastizitätsmodul und einer höheren Festigkeit des Werkstoffs. Auf der anderen Seite ist bei einem hohen Verstärkungsanteil ein deutlich positiver Einfluss auf das Risswachstumsverhalten zu erwarten. Eine zwingende Voraussetzung für den Schritt zu einem höheren Verstärkungsanteil ist das Finden von geeigneten Maßnahmen zur Reduktion der Eigenspannungen. Eine Herstellung von Verbundprofilen mit einem für eine strukturelle Anwendung brauchbaren Verhalten ermöglicht im Anschluss eine Parametrisierung und Validierung der im Rahmen der Arbeit entwickelten Modellierungen und Kriterien für den Strukturentwurf. Werden die Verbundstrangpressprofile mit dem Ziel der Verbesserung der Struktureigenschaften wie Steifigkeit und Festigkeit eingesetzt, ist die Verwendung von Verstärkungselementen mit besseren massenspezifischen Eigenschaften wünschenswert. Neben den im Rahmen weiterer Arbeiten betrachteten Aluminiumoxidfasern sind Kohlenstofffasern eine interessante Option. Die Auswahl der sinnvoll verwendbaren Verstärkungselemente ist jedoch aufgrund der Tatsache, dass diese auf der einen Seite eine geringe Dichte und auf der anderen Seite ein signifikant höheres Elastizitätsmodul als der Grundwerkstoff besitzen müssen, stark eingeschränkt. Ein möglicher Ansatz zur Verbesserung des Eigenspannungszustands ist das Recken der gefertigten Profile. Ein Reckprozess, so wie er der Stand der Technik ist, steht jedoch im Konflikt mit dem im Rahmen weiterer Arbeiten entwickelten Runden beim Strang-

pressen. Hier müssen noch geeignete Verfahren entwickelt werden, um in einer flexiblen Produktionsumgebung einen geeigneten Eigenspannungszustand darstellen zu können. Ein wesentlicher Aspekt des Verbundwerkstoffs, der im Rahmen der Bewertung dieser Arbeit nur kurz beleuchtet wurde, ist das große Energieabsorptionsvermögen. Wird ein Verbundstrangpressprofil bei einer Zugbelastung über die Linearitätsgrenze der Verstärkungselemente hinaus belastet, so kommt es durch die Stabilisierung der Drahtelemente zu mehrfachen Einschnürungen vor dem Bruch des Bauteils. So können die eingebrachten Verstärkungselemente durch die Einbettung deutlich mehr Energie absorbieren. Dieses Verhalten kann das Havarieverhalten einer Struktur entscheidend beeinflussen. Dieser Aspekt des Verhaltens bei sehr hohen Dehnungen und Dehnraten wird im Rahmen eines weiterführenden Folgeprojekts untersucht.



# 10. Literaturverzeichnis

## 10.1. Literatur

- [Ald03] R. Alderlisten, M. Hagenbeek, J. Homan, P. Hooijmeijer, T. de Vries, C. Vermeeren: Fatigue and Damage Tolerance of Glare, Applied Composite Materials, Vol. 10 pp. 223-242, 2003
- [Ald06] R. Alderlisten, J. Homan: Fatigue and Damage Tolerance Issues of Glare in Aircraft Structures; International Journal of Fatigue, Vol. 28 pp. 1116-1123, 2006
- [Ald11] G. Alderte, S. Bartell, A. Alderte: The UWGB Linothorax Project: Reconstructing and testing ancient linen body armor; Experimentelle Archäologie: Bilanz 2011, Oldenburg Verlag, pp. 88-95, 2011
- [Ast05] ASTM E647 - 05; Standard Test Methode for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, 2005
- [Ast05b] ASTM D5379 / D5379M - 05 Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method, 2005
- [Bei01] W. Beitz, K. Grote: Dubbel: Taschenbuch für den Maschinenbau; Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 2001
- [Bar08] E. Barbero: Finite element analysis of composite materials, CRC Press, Taylor & Francis Group, Boca Raton, USA 2008
- [Bur05] D. Buranek, D. Shim, S. Spearing: Durability of Hybrid Fiber Metal Composite Laminates; 11<sup>th</sup> International Conference on Fracture, Turin Italy, 2005
- [Cun04] R. Cuntze, A. Freund: The predictive capability of failure mode concept-based strength criteria for multidirectional laminates, Composite Science and Technology, Vol. 64, pp. 343-377, 2004
- [Dat06] L. Datashvili, H. Baier, J. Encinar, H. Legay: Mechanical Investigation of a Multi-Layer Reflectarray for Ku-Band Space Antennas; Journal of Aerospace Science and Technology (AST),10, pp. 618-627 2006,
- [Dem93] S. Demmerle, J. Boehler: Optimal Design of Biaxial Tensile Cruci-form Specimens, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Volume 41, No. 1, S. 143-181, 1993

## 10. Literaturverzeichnis

- [Doe07] E. Doege: Handbuch Umformtechnik; Springer-Verlag Berlin Heidelberg; 2007
- [Ehr06] G. Ehrenstein: Faserverbund-Kunststoffe: Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften; Carl Hanser Verlag, 2006
- [Ell01] J. Ellis, G. Sandglass, M. Bayyari: Specimens and Reusable Fixturing for Testing Advanced Aeropropulsion Materials Under In-Plane Biaxial Loading, NASA/TM-2001-211134, 2001
- [Fey03] F. Feyel: A multilevel finite element method (FE<sup>2</sup>) to describe the response of highly non-linear structures using generalized continua; Computer Methods in applied mechanics and engineering, Vol. 192, pp. 3233-3244, 2003
- [Fin10] A. Fink: Lokale Hybridisierung zur Effizienzsteigerung von Hochlastfügestellen in Faserverbundstrukturen; DLR-Forschungsbericht 2010-14, 2010
- [Gro96] D. Gross: Bruchmechanik; 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1996
- [Hai07] M. Hain, P. Wriggers: Numerical homogenization of hardened cement paste; Computational Mechanics Volume 54, No. 2, 2008, pp. 197-212
- [Ham00] J. Hamm: The Traditional Bowyer's Bible, Volume 1; The Lyons Press, Guilford Connecticut, 2000
- [Ham09] T. Hammers, M. Merzkirch, K. A. Weidenmann, E. Kerscher: Mechanisches Verhalten ausgewählter Werkstoffsysteme verbundstranggepresster Leichtbauprofile unter quasistatischer Belastung; Krenkel, W., Verbundwerkstoffe, pp. 155 - 161, 2009
- [Ham10] E. Hamed, Y. Lee, I. Jasiuk: Multiscale modeling of elastic properties of cortical bone; Acta Mechanica, Volume 213 No. 1-2, 2010, pp. 131-154
- [Har02] C. Harris, J. Starnes, M. Shuart: Design and Manufacturing of Aerospace Composite Structures, State-of-the-Art Assessment; Journal of Aircraft, Vol. 39, No. 4, pp. 545-560, July - August 2002
- [Har07] B. Harrer, J. Kastner, A. Kottar, H. Degischer: Charakterisierung von Inhomogenitäten in metallischen Gusswerkstoffen mittels 3D-Röntgen-Computertomographie; DGZfP-Jahrestagung 2007 - Vortrag 94
- [Hil48] R. Hill: A Theory of the Yielding and Plastic Flow of Anisotropic Materials; Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences, Vol. 193, No 1033, pp. 281-297, 1948
- [Hof87] K. Hoffmann: Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen; Druckerei Drach, Alsbach, 1987
- [Hub08] M. Huber, Ö. Petersson, H. Baier: Knowledge-based Modeling of Manufacturing Aspects in Structural Optimization Problems; Advanced Materials Research, Vol. 43, pp. 111-112, 2008



- [Hub11] M. Huber: Structural Design Optimization Including Quantitative Manufacturing Aspects Derived from Fuzzy Knowledge; Verlag Dr. Hut, München 2011
- [Hug83] B. Hug, H. Baier, R. Füssinger: Neuere Auslegungsmethoden und Werkstoffe bei der Entwicklung hochmobiler Brücken; Stahlbau, Vol. 52, No. 3, pp. 85-89, 1983
- [Hun07] A. Hund: Hierarchische Mehrskalmodellierung des Versagens von Werkstoffen mit Mikrostruktur; Bericht Nr. 48 Selbstverlag, Universität Stuttgart, 2007
- [Hun08] J. Hundley, J. Yang, T. Hahn, A. Facciano: Bearing Strength Analysis of Hybrid Titanium Composite Laminates; AIAA Journal, Vol. 46, No. 8, pp. 2074-2085, 2008
- [Hun09] Y. Hung, J. Bennett, F. Garcia-Pastor, M. Di Michiel, Y. Buffiere, T. Doel, P. Bowen, P. Withers: Fatigue Crack Growth and Load Redistribution in Ti/SiC Composites Observed in Situ; Acta Materialia, Volume 57, pp. 590-599, 2009
- [Joh98] W. Johnson, T. Cobb, S. Lowther, T. Clair: Hybrid Titanium Composite Laminat: A new Aerospace Material; NASA Report, NASA Langley Technical report Server, 1998
- [Kar07] S. Kari, H. Berger, U. Gabbert: Numerical evaluation of effective material properties of randomly distributed short cylindrical fibre composites; Computational Material Science Vol. 39 pp. 198-204, 2007
- [Kaw97] A. Kaw: Mechanics of Composite Materials; CRC Press LLC, 1997
- [Kel65] A. Kelly, G. Davies: The Principles of the Fibre Reinforcement of Metals; Metallurgical Reviews, 10 [37] 1-78, 1965
- [Ken03] A. Kenel: Biegetragverhalten und Mindestbewehrung von Stahlbetonbauten; vdf Hochschulverlag, 2003
- [Khi87] E. Khismatulin, R. Yusupov, S. Kopylov, A. Alyab'ev: High-pressure vessels of aluminum-steel-wire composite Material; translated from: Khimicheskoe i Neftyanoe Mashinostroenie, No. 5, pp. 9-10, May, 1987
- [Kle04] M. Kleiner, M. Schomäcker, M. Schikorra, A. Klaus: Herstellung verbundverstärkter Aluminiumprofile für ultraleichte Tragwerke durch Strangpressen; Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Vol. 35, No. 7 pp. 431-439, 2004
- [Kle06] M. Kleiner; A. Klaus; M. Schomäcker; "Composite Extrusion- Determination of the Influencing Factors on the Positioning of the Reinforcing Elements"; Advanced Materials Research: Flexible Manufacture of Lightweight Frame Structures, Vol. 10, pp 13-22, 2006
- [Klo11] T. Kloppenborg, A. Brosius, A. Tekkaya: Simulation des Verbundstrangpressens; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 233-254, Düsseldorf 2011
- [Kuh11] T. Kuhn: Charakterisierung und multidisziplinäre Entwurfsoptimierung von Membranstrukturen bei Luft- und Raumfahrtanwendungen, Dr. Hut Verlag, München 2011

## 10. Literaturverzeichnis

- [Lan93] K. Lange: Umformtechnik Band 4: Sonderverfahren Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion; Springer-Verlag, Heidelberg, pp 233 – 237, 1993
- [Lin04] P. Linde, J. Pleitner, H. de Boer, C. Carmone: Modelling and Simulation of Fibre Metal Laminates; Proceedings of ABAQUS Users Conference, pp. 421-439, 2004
- [Mer11] M. Merzkirch, K. Weidenmann, V. Schulze: Werkstoffkundliche Charakterisierung verbundstranggepresster Leichtmetallmatrix-Verbundwerkstoffe; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 49-72, Düsseldorf 2011
- [Nie01] G. Niemann, H. Winter, B. Höhn: Maschinenelemente Band, 1: Konstruktion und Berechnung von Verbindungen, Lagern, Wellen; Springer, Berlin 2001
- [Pie11] D. Pietzka, A. Tekkaya: Herstellung von Verbundprofilen durch Strangpressen; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 27-47, Düsseldorf 2011
- [Puc96] A. Puck: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten Modelle für die Praxis; Hanser Verlag, Wien, 1996
- [Raf06] L. Raffaelli: Thermomechanics of Fibre Reinforced Epoxies for Cryogenic Pressurized Containment; Dissertation 2006
- [Rao03] K. Rao, A. Baker, L. Rose: Advances in the Bonded Composite Repair of Metallic Aircraft Structure, Butterworth Heinemann, 2003
- [Rom03] G. Rombach: Spannbetonbau; Ernst & Sohn Verlag, 2003
- [Sau93] J. Sauter: Über Festigkeitshypothesen und Wege zur Verifizierung, Dissertation 1993
- [Sch05] Helmut Schürmann: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden; Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005
- [Sch07] M. Schomäcker, M. Schikorra, M. Kleiner: Verbundstrangpressen; Fortschrittsberichte VDI, Nr. 661, pp. 39-67, Düsseldorf, 2007
- [Sch07b] M. Schikorra, M. Kleiner: Simulation des Verbundstrangpressens; Fortschrittsberichte VDI, Nr. 661, pp. 249-279, Düsseldorf, 2007
- [Sch11] M. Schneider, G. Köhler, J. Fleischer, C. Munzinger, V. Schulze: Genauigkeitssteigerung der Profilherstellung durch fliegendes Abtrennen während des Rundens beim Strangpressen; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 73-100, Düsseldorf 2011
- [Sch12] F. Schmidt, M. Rheinfurth, P. Horst, G. Busse: Multiaxial fatigue behaviour of GFRP with evenly distributed or accumulated voids monitored by various NDT methodologies; International Journal of Fatigue, Vol. 43, pp. 207-216, 2012
- [Sho74] M. Shorshorov, L. Moguchii, L. Ustinov, V. Zhamnova, M. Shebatinov: Investigation of the failure in tension of an aluminium alloy reinforced with steel wire; translated from: Problemy Prochnosti No. 8 pp. 45-49, August 1975,

[Sho79] M. Shorshorov, L. Ustinov, A. Zirlin, V. Olefirenko, L. Vinogradov: Brittle interface layers and the tensile strength of metal matrix-fibre composites; Journal of Materials Science Vol. 14, 1979 pp. 1850-1861

[Sin03] J. Sinke: Some Inspection Methods for Quality Control and In-service Inspection of Glare; Applied Composite Materials, Vol. 10, pp. 277-291, 2003

[Ste11] M. Steiner, D. Biermann: FEM-Analyse der Bauteilbeeinflussung stahlverstärkter Aluminiumstrangpressprofile durch die spanende Bearbeitung; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 271-294, Düsseldorf 2011

[Ver03] C. Vermeeren: An Historic Overview on the Development of Fibre Metal Laminates; Applied Composite Materials Vol. 10, pp 189-208, 2003

[Wei07] K. Weidenmann, E. Kerscher, V. Schulze, D. Löhe: Werkstoffsysteme für verstärkte Leichtbauprofile; Fortschrittsberichte VDI, Nr. 661, pp. 69-102, Düsseldorf, 2007

[Woe03] H. Woerden, J. Sinke, P. Hooijmeijer: Maintenance of Glare Structures and Glare as Riveted or Bonded Repair Material, Applied Composite Materials, Vol. 10, pp. 307-329, 2003

[Wu05] G. Wu, J. Yang: The mechanical behavior of GLARE laminates for aircraft structures; Journal of the Minerals, Metals and Materials Society (JOM), Vol. 57 pp. 72-79, 2006

[Yam12] H. Yamagishi, M. Fukuhara: Degradation behavior of moduli in extruded pure magnesium during low- to giga-scale cyclic tension fatigue; Acta Materialia, Vol. 60, pp. 4759–4767, 2012

[Zäh11] M. Zäh, M. Kronthaler, S. Huber, M. Ruhstorfer, F. Wirth: Fügen von Leichtbaustrukturen mittels Rührreib- und Bifokal-Hybrid-Laserstrahlschweißen; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 193-230, Düsseldorf 2011

[Zäh11b] M. Zäh, A. Schober: Simulation des thermischen Fügens von Leichtbauprofilen; VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 295-316, Düsseldorf 2011

## 10.2. Eigene themenbezogene Publikationen

[Bot12] J. Both, M. Wedekind, H. Baier: Simulation and experimental characterization of the bearing behavior of CFRP-metal laminates; ECCM 15, 2012

[Weh11] E. Wehrle, M. Wedekind, H. Baier: Fuzzy modeling of imprecise material parameters in the analysis of metal matrix composite structures; ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition 2011, Denver

[Wed08] M. Wedekind, H. Baier: Mechanical Modelling of Wire Reinforced Metal Matrix Extrusion Profiles; Advanced Material Research (AMR), pp. 145-156, 2008

[Wed09] M. Wedekind, H. Baier: Modellierung und Identifikation von Steifigkeit und Festigkeit orthotroper Verbundprofile; Fortschrittsberichte VDI, Nr. 668, Düsseldorf 2009

[Wed10] M. Wedekind J. Both, H. Baier: Thermo Mechanical Behaviour of Metal Matrix Composite Structures; 13<sup>th</sup> ESAFORM2010 conferece on material forming, Brescia, Italy, 2010

[Wed11] M. Wedekind, J. Both, H. Baier: Modellierung mechanischer Eigenschaften orthotroper Verbundprofile in früher Konstruktionsphase, VDI Fortschrittsbericht Nr. 678, pp. 387-415, Düsseldorf 2011

### 10.3. Unveröffentlichte Quellen

[Bri11] J. Brincken: Theoretische und experimentelle Untersuchung der Transitionszone lokaler Verstärkungen; Semesterarbeit am Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München, Betreuer: M. Wedekind, TUM-MW65/111-00-SA, München 2011

[Höp10] C. Höppner: Aufbau eines Prüfstands zur Prüfung von Metallmatrixprofilen; Semesterarbeit am Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München, Betreuer: M. Wedekind, TUM-MW65/09979-SA, München 2010

[Moh08] M. Mohsin: Design Optimization of Wire Reinforced Metal Matrix Composite Structures; Master's Thesis am Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München, Betreuer: M. Huber und M. Wedekind, TUM-MW/65/0839-MT, München 2008

[Zaf09] D. Zaffino: Characterization of reinforced aluminium extrusion profiles; Externe Diplomarbeit der Universita die Pisa, ausgeführt am Lehrstuhl für Leichtbau der Technischen Universität München, Betreuer: Prof. A. Lanciotti und M. Wedekind, München 2009

# A. Anhang

## A.1. Herleitungen

### A.1.1. Abschätzung thermisch induzierter Eigenspannungen mit dem Bimetallmodell

Mit Hilfe des Bimetallmodells wird im Rahmen dieser Arbeit das Verhalten des hybriden Werkstoffs bei einer thermischen Belastung bewertet. Hierbei wird der Werkstoff als zwei miteinander verbundene Querschnitte mit unterschiedlichen Werkstoffeigenschaften dargestellt. Es wird im Folgenden nur das Verhalten in Profilrichtung betrachtet. Biegeeffekte werden nicht berücksichtigt. Der Einfluss unterschiedlicher Querkontraktionszahlen wird bei der folgenden Betrachtung ebenfalls nicht berücksichtigt. Im Rahmen der Betrachtung der Verbundstrangpressprofile ist dieses Vorgehen jedoch unproblematisch, da die Querkontraktionszahlen der verwendeten metallischen Werkstoffe nah beieinander liegen. Die gesamte Dehnung der beiden Komponenten  $\epsilon_{K1\text{gesamt}}$  und  $\epsilon_{K2\text{gesamt}}$  setzen sich aus der mechanischen und der thermisch induzierten Dehnung zusammen:

$$\epsilon_{K1\text{gesamt}} = \frac{\sigma_{K1}}{E_{K1}} + \alpha_{K1} \cdot \Delta T \quad (\text{A.1})$$

$$\epsilon_{K2\text{gesamt}} = \frac{\sigma_{K2}}{E_{K2}} + \alpha_{K2} \cdot \Delta T \quad (\text{A.2})$$

Aufgrund des Kräftegleichgewichts muss die Summe der Kräfte null sein. Daraus folgt:

$$\sigma_{K1} = \sigma_{K2} \cdot \left( \frac{\varphi - 1}{\varphi} \right) \quad (\text{A.3})$$

Aufgrund der Kopplung im Bimetallmodell muss die gesamte Dehnung beider Komponenten identisch sein. Setzt man die obigen Zusammenhänge ein, so ergibt sich folgende Gleichung:

$$\frac{\sigma_{K2}}{E_{K2}} + \alpha_{K2} \cdot \Delta T = \frac{\sigma_{K2}}{E_{K1}} \left( \frac{\varphi - 1}{\varphi} \right) + \alpha_{K1} \cdot \Delta T \quad (\text{A.4})$$

Aus der weiteren Vereinfachung resultiert die thermisch induzierte Spannung in beiden Komponenten des Bimetalls.

$$\sigma_{K2} = \frac{E_{K1} \cdot E_{K2} \cdot \varphi}{E_{K1} \cdot \varphi + E_{K2} \cdot (1 - \varphi)} \cdot (\alpha_{K1} - \alpha_{K2}) \cdot \Delta T \quad (\text{A.5})$$

## A. Anhang

$$\sigma_{K1} = \left( \frac{\varphi - 1}{\varphi} \right) \frac{E_{K1} \cdot E_{K2} \cdot \varphi}{E_{K1} \cdot \varphi + E_{K2} \cdot (1 - \varphi)} \cdot (\alpha_{K1} - \alpha_{K2}) \cdot \Delta T \quad (\text{A.6})$$

Die Berechnung der thermisch induzierten Eigenspannungen mit Hilfe dieser Herangehensweise vernachlässigt Querkontraktionseffekte und setzt ein lineares Werkstoffverhalten voraus. Nichtlinearitäten können hier zu einer Relaxation und dem Abbau von Eigenspannungen führen. Diese werden hier nicht berücksichtigt.

### A.1.2. Analytische Abschätzung der Quersteifigkeit

Bei der analytischen Bestimmung der Querzugsteifigkeit wird meist das Scheibchenmodell verwendet, wie z.B. in [Sch05]. Meist wird die Kopplung der Dehnungen über die Querkontraktion nicht berücksichtigt. Grund dafür ist, dass die Steifigkeit in Faserrichtung bei den meisten Faserverbundwerkstoffen fast ausschließlich über die Eigenschaften der Fasern bestimmt wird. Daher kann für die Matrix hier angenommen werden, dass die Querdehnung gesperrt ist. Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile ist diese Annahme jedoch nicht möglich, da die Steifigkeit im Wesentlichen durch den Grundwerkstoff dominiert wird. Daher soll im Folgenden der Elastizitätsmodul normal zu Verstärkungsrichtung unter der Annahme, dass die Verstärkungsrichtung kraftfrei ist, betrachtet werden. Bei  $\sigma_q$  handelt es sich um die aufgebrachte Spannung in Querrichtung, bei  $\sigma_l$  handelt es sich um die Spannungen in Verstärkungsrichtung.

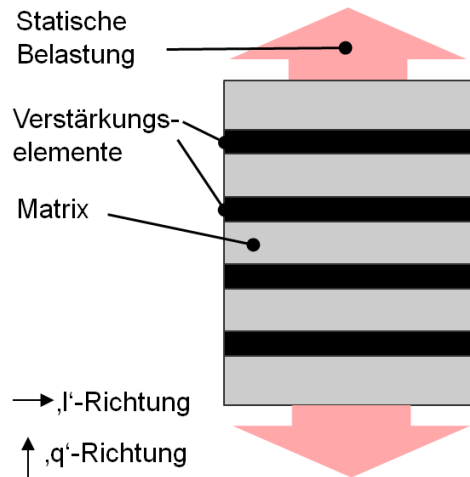


Abbildung A.1.: Schematische Darstellung des Scheibchenmodells zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls in Querrichtung

Bekannt sind somit die aufgebrachte Spannung in Querrichtung  $\sigma_q$ , die Werkstoffkennwerte des Matrixwerkstoffes mit Index  $m$  und die der Verstärkungselemente mit Index  $d$ ,  $E_m$ ,  $E_d$ ,  $\nu_m$ ,  $\nu_d$ , sowie der Verstärkungsanteil  $\varphi$ .

Gesucht sind die Dehnungen  $\epsilon_{qd}$  und  $\epsilon_{qm}$  quer zur Verstärkungsrichtung, aus denen sich die resultierende Querdehnung und somit der korrespondierende Elastizitätsmodul in Querrichtung bestimmen lässt. Aufgrund der Kopplung zwischen Draht und Matrix müssen die Dehnungen quer zur Belastungsrichtung, somit längs zur Verstärkungsrichtung, identisch sein. Daraus folgt der Zusammenhang für die Dehnung längs der Verstärkungsrichtung  $\epsilon_l$ :

$$\epsilon_{ld} = \epsilon_{lm} = \epsilon_l \quad (\text{A.7})$$

## A. Anhang

Für die Werkstoffgesetze und die Kopplung zwischen Spannungen und Dehnungen gilt somit:

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{qd} \\ \epsilon_l \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_d} & -\frac{\nu_d}{E_d} \\ -\frac{\nu_d}{E_d} & \frac{1}{E_d} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_q \\ \sigma_{ld} \end{Bmatrix} \quad (\text{A.8})$$

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{qm} \\ \epsilon_l \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_m} & -\frac{\nu_m}{E_m} \\ -\frac{\nu_m}{E_m} & \frac{1}{E_m} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_q \\ \sigma_{lm} \end{Bmatrix} \quad (\text{A.9})$$

Aus der Forderung nach dem Kräftegleichgewicht in Verstärkungsrichtung, siehe Formel A.7, folgt:

$$\sigma_{ld} = \sigma_{lm} \cdot \frac{\varphi - 1}{\varphi} \quad (\text{A.10})$$

Aus der Forderung nach der Gleichheit der Dehnungen in Verstärkungsrichtung für beide Komponenten folgt aus Formel A.8 und Formel A.9:

$$-\frac{\nu_d}{E_d} \cdot \sigma_q + \frac{1}{E_d} \cdot \sigma_{ld} = -\frac{\nu_m}{E_m} \cdot \sigma_q + \frac{1}{E_m} \cdot \sigma_{lm} \quad (\text{A.11})$$

Berücksichtigt man den Zusammenhang A.10, so ergibt sich Spannung quer zur Belastungsrichtung in dem Grundwerkstoff zu:

$$\sigma_{lm} = \sigma_q \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{1}{E_m} + \frac{1 - \varphi}{E_d \cdot \varphi}} \right) \quad (\text{A.12})$$

Korrespondierend dazu ergibt sich unter Berücksichtigung von Gleichung A.10 die Spannung quer zur Belastungsrichtung in den Verstärkungselementen zu:

$$\sigma_{ld} = \sigma_q \cdot \left( \frac{\varphi - 1}{\varphi} \right) \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{1}{E_m} + \frac{1 - \varphi}{E_d \cdot \varphi}} \right) \quad (\text{A.13})$$

Setzt man den so gewonnenen Zusammenhang in die 1. Zeile der Gleichung A.8 und Gleichung A.9 ein, so erhält man die Dehnungen des Matrixwerkstoffs und der Verstärkungselemente in Belastungsrichtung:

$$\epsilon_{qm} = \frac{\sigma_q}{E_m} \cdot \left( 1 - \nu_m \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{1}{E_m} + \frac{1 - \varphi}{E_d \cdot \varphi}} \right) \right) \quad (\text{A.14})$$

$$\epsilon_{qd} = \frac{\sigma_q}{E_d} \cdot \left( 1 + \nu_d \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{\varphi}{(1 - \varphi)E_m} + \frac{1}{E_d}} \right) \right) \quad (\text{A.15})$$



Nach dem Scheibchenmodell ergibt sich die gesamte Dehnung des Verbundwerkstoffs zu:

$$\epsilon_{\perp} = \varphi \cdot \epsilon_d + (1 - \varphi) \cdot \epsilon_m \quad (\text{A.16})$$

Werden die Zusammenhänge aus Gleichung A.14 und Gleichung A.15 eingesetzt, so ergibt sich:

$$\begin{aligned} \epsilon_{\perp} = \varphi \cdot \frac{\sigma_q}{E_d} \cdot \left( 1 - \nu_d \cdot \left( \frac{\varphi - 1}{\varphi} \right) \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{\varphi}{(1 - \varphi)E_m} + \frac{1}{E_d}} \right) \right) \\ + (1 - \varphi) \cdot \frac{\sigma_q}{E_m} \cdot \left( 1 - \nu_m \cdot \left( \frac{\frac{\nu_m}{E_m} - \frac{\nu_d}{E_d}}{\frac{1}{E_m} + \frac{1 - \varphi}{E_d \cdot \varphi}} \right) \right) \end{aligned} \quad (\text{A.17})$$

Vereinfacht ergibt sich somit:

$$\epsilon_{\perp} = \sigma_q \cdot \left( \frac{\varphi}{E_d} + (1 - \varphi) \cdot \left[ \frac{1}{E_m} + \left( \frac{\nu_m E_d - \nu_d E_m}{E_d + \frac{1 - \varphi}{\varphi} E_m} \right) \left( \frac{\nu_d}{E_d} + \frac{\nu_m}{E_m} \right) \right] \right) \quad (\text{A.18})$$

Die Berechnung des Elastizitätsmoduls in Querrichtung ergibt somit basierend auf folgendem Zusammenhang:

$$E_{\perp} = \frac{\sigma_q}{\epsilon_{\perp}} \quad (\text{A.19})$$

Der Elastizitätsmodul in Querrichtung nach dem Scheibchenmodell unter Berücksichtigung der durch die Verstärkungselemente behinderten Querkontraktion ergibt sich somit zu:

$$E_{\perp} = \left( \frac{\varphi}{E_d} + (1 - \varphi) \cdot \left[ \frac{1}{E_m} + \left( \frac{\nu_m E_d - \nu_d E_m}{E_d + \frac{1 - \varphi}{\varphi} E_m} \right) \left( \frac{\nu_d}{E_d} + \frac{\nu_m}{E_m} \right) \right] \right)^{-1} \quad (\text{A.20})$$

### A.1.3. Einfluss von Verstärkungen auf die Dehngrenze der Verbundstrangpressprofile

Da ein wesentlicher Teil der Last bei Verbundstrangpressprofilen von dem Matrixwerkstoff getragen wird, ist das elastische Verhalten, im Fall der verwendeten Werkstoffkombination, durch die Dehngrenze des Grundwerkstoffs begrenzt. Eine einfache Abschätzung des Einflusses auf die Linearitätsgrenze des Verbunds bei einer Zugbelastung kann durch die Betrachtung der Lastpfade und der gesamten Dehnung des Profils durchgeführt werden. Da bei einer Belastung in Verstärkungsrichtung beide Komponenten die gleiche Dehnung aufweisen, kann die Zugspannung in der Matrix wie folgt bestimmt werden.

$$\frac{\sigma_{Matrix}}{\sigma_{Verbund}} = \frac{E_{Matrix}}{E_{Verbund}} \quad (\text{A.21})$$

mit:

$$E_{Verbund} = E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi) \quad (\text{A.22})$$

Daraus folgt die Spannung im Matrixwerkstoff bei einer Belastung des Profils mit der Spannung  $\sigma_{Verbund}$ :

$$\sigma_{Matrix} = \sigma_{Verbund} \cdot \frac{E_{Matrix}}{E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi)} \quad (\text{A.23})$$

Die Linearitätsgrenze des Verbundwerkstoffs ist erreicht, wenn es zu einem Überschreiten der Dehngrenze des Matrixwerkstoffs, im Folgenden als  $\sigma_{Matrix\ max}$  bezeichnet, kommt. Zu diesem Zeitpunkt herrscht im Profil eine homogenisierte Spannung von:

$$\sigma_{Verbund\ max} = \frac{E_{Verstärkung} \cdot \varphi + E_{Matrix} \cdot (1 - \varphi)}{E_{Matrix}} \cdot \sigma_{Matrix\ max} \quad (\text{A.24})$$

Der Zugewinn der Dehngrenze durch die Verwendung von Verstärkungen im Vergleich zum unverstärkten Werkstoff ist:

$$\Delta\sigma = \sigma_{Verbund\ max} - \sigma_{Matrix\ max} \quad (\text{A.25})$$

Daraus resultiert der Zugewinn als Funktion der Werkstoff- und Profileigenschaften:

$$\Delta\sigma = \left( \frac{E_{Verstärkung} \cdot \varphi - E_{Matrix} \cdot \varphi}{E_{Matrix}} \right) \cdot \sigma_{Matrix\ max} \quad (\text{A.26})$$

#### A.1.4. Analytische Betrachtung der Biegebelastung eines Verbundstrangpressprofils

Die analytische Betrachtung eines Verbundstrangpressprofils unter Biegebelastung ist zum Beispiel bei der Bewertung von Parametereinflüssen auf das Tragverhalten von Bedeutung. Bei der Bewertung des Tragverhaltens der im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Verbundstrangpressprofile ist hauptsächlich die Belastung der Matrix von Bedeutung, da diese in der Regel als erstes die Dehngrenze erreicht. Da die betrachteten Profile hinsichtlich der Steifigkeitsverteilung einen heterogenen Querschnitt haben, muss diesem Umstand bei der Betrachtung Rechnung getragen werden. Im Folgenden soll daher kurz die Spannungsverteilung in einem Verbundstrangpressprofil bei einer Biegebelastung dargelegt werden. Bei der Betrachtung sei vorausgesetzt, dass die Querschnitte des Profils bei der Biegebelastung eben bleiben. Des Weiteren ist ein einachsiger Spannungszustand vorausgesetzt. Das bedeutet, dass Effekte aufgrund der unterschiedlichen Querkontraktionszahlen der beiden Werkstoffe vernachlässigt werden. Für weitergehende Information bezüglich der Durchbiegung von Trägern sei auf [Bei01] verwiesen. Die Berechnung der Spannungen in dem Profil basiert auf der im Profil auftretenden Krümmung  $k$ . Diese ergibt sich aus dem aufgetragenen Biegemoment  $M$  und der Profilsteifigkeit  $(EI)_{\text{Profil}}$ :

$$k = \frac{M}{(EI)_{\text{Profil}}} \quad (\text{A.27})$$

Unter der Annahme, dass ebene Querschnitte bei der Biegebelastung eben bleiben, kann hieraus die Dehnung in Abhängigkeit vom Abstand zur neutralen Faser  $z$  bestimmt werden.

$$\epsilon = -z \cdot k \quad (\text{A.28})$$

Die maximal in dem Querschnitt eines Trägers unter Biegebelastung auftretende Dehnung ist somit:

$$\epsilon_{\text{max}} = z_{\text{max}} \cdot k = -z_{\text{max}} \cdot \frac{M}{(EI)_{\text{Profil}}} \quad (\text{A.29})$$

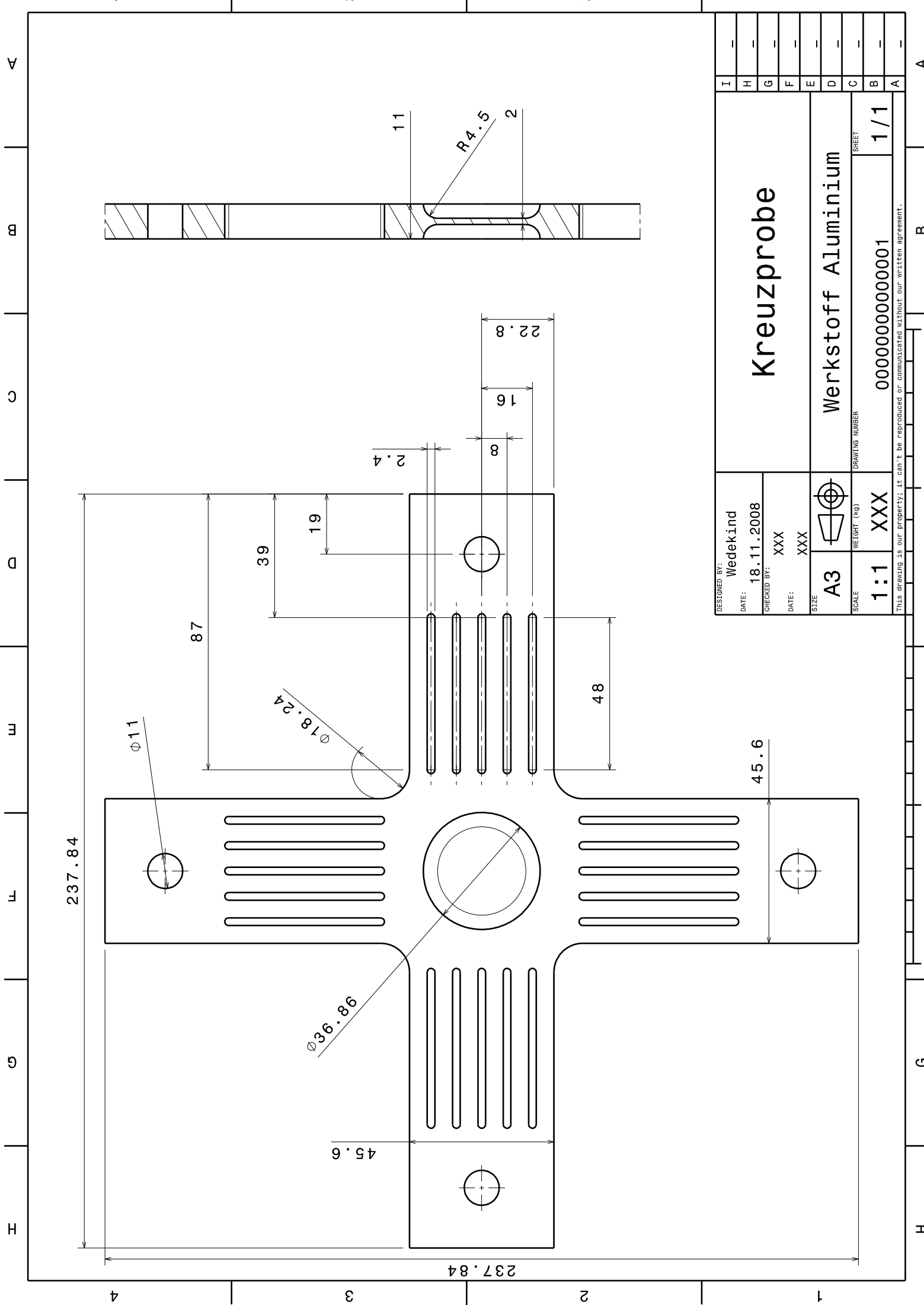
In Verbindung mit dem geforderten einachsigen Spannungszustand resultiert hieraus die maximale Spannung in der Matrix des Verbundprofils:

$$\sigma_{\text{Matrix max}} = \epsilon_{\text{max}} \cdot E_{\text{Matrix}} \quad (\text{A.30})$$

$$\sigma_{\text{Matrix max}} = z_{\text{max}} \cdot E_{\text{Matrix}} \cdot \frac{M}{(EI)_{\text{Profil}}} \quad (\text{A.31})$$

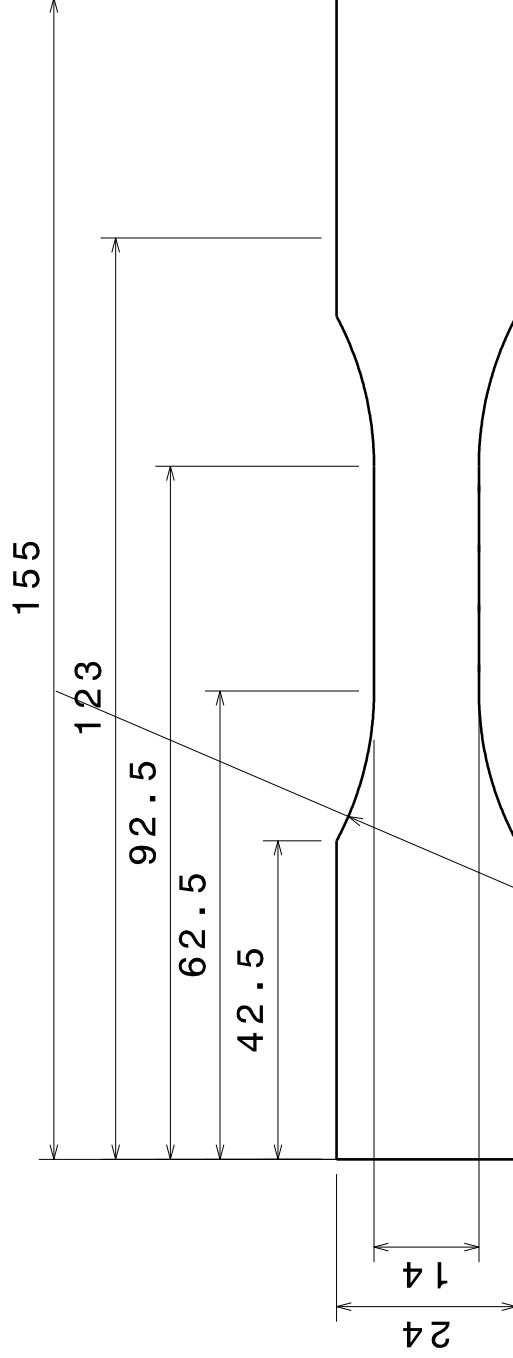
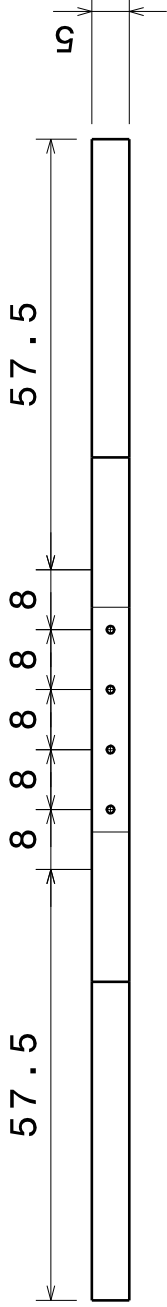
*A. Anhang*

## **A.2. Zeichnungen Probenherstellung**



DESIGNED BY:	Wedekind
DATE:	18.11.2008
CHECKED BY:	XXX
DATE:	XXX
SIZE:	A3
SCALE:	1:1
WEIGHT (kg):	XXX
DRAWING NUMBER:	0000000000001
SHEET:	1/1
<b>Kreuzprobe</b>	
Werkstoff Aluminium	

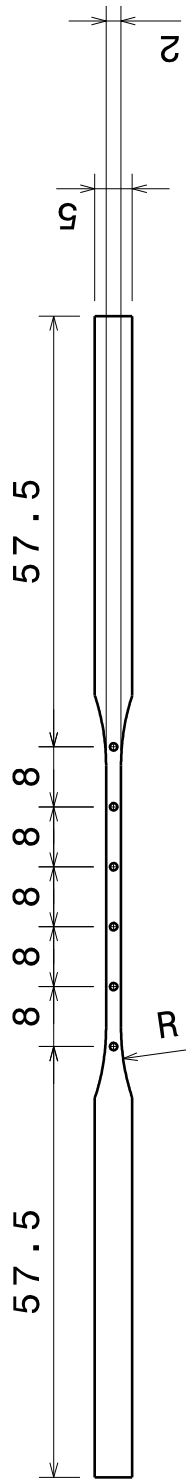
This drawing is our property; it can't be reproduced or communicated without our written agreement.



R42.5

1	Mittelteil	3	F133-01	01	HRMMC	
Position	Benennung	Stk.	Zeichnungsnr., Norm	Index	Werkstoff	Rohmass
	Allgemein Toleranzen: ISO 2768mK	Auftraggeber			Lehrstuhl für Leichtbau Technische Universität München	
	gezeichnet	Name	Datum	Projekt/Programm:		
	geändert	Max Wedekind	07.07.2009	Querzugprobe 5mm		
	geprüft					
Projektion	Maßstab	2D-Dateiname	? .CATDrawing			
	1:1	3D-Dateiname	? .CATPart			
		Zeichnungs-Nr.:		F082-01		Index: 01

Weitergabe sowie Vervielfältigung dieser Unterlage, Verwertung und Mitteilung ihres Inhalts nicht gestattet, soweit nicht ausdrücklich zugestanden!



155

60

14

R30

57.5

8 8 8 8 8 8 8 8 8 8

1	Mittelteil	3	F133-01	01	HRMMC	
Position	Benennung	Stk.	Zeichnungsnr., Norm	Index	Werkstoff	Rohmass
	Allgemein Toleranzen: ISO 2768mK	Auftraggeber		Lehrstuhl für Leichtbau Technische Universität München		
	gezeichnet	Name	Datum	Projekt/Programm:		
	geändert	Max Wedekind	07.07.2009	Querzugprobe 2mm		
	geprüft					
Projektion	Maßstab	2D-Dateiname	? .CATDrawing			
	1:1	3D-Dateiname	? .CATPart	Zeichnungs-Nr.: F082-01		
				Index: 01		

Weitergabe sowie Vervielfältigung dieser Unterlage, Verwertung und Mitteilung ihres Inhalts nicht gestattet, soweit nicht ausdrücklich zugestanden!

*A. Anhang*

### **A.3. Versuchsdaten**



### A.3.1. Ergebnisdarstellung EN AW-2024 vergleichend zu TR-10 Verbundprofilen; Zugversuche

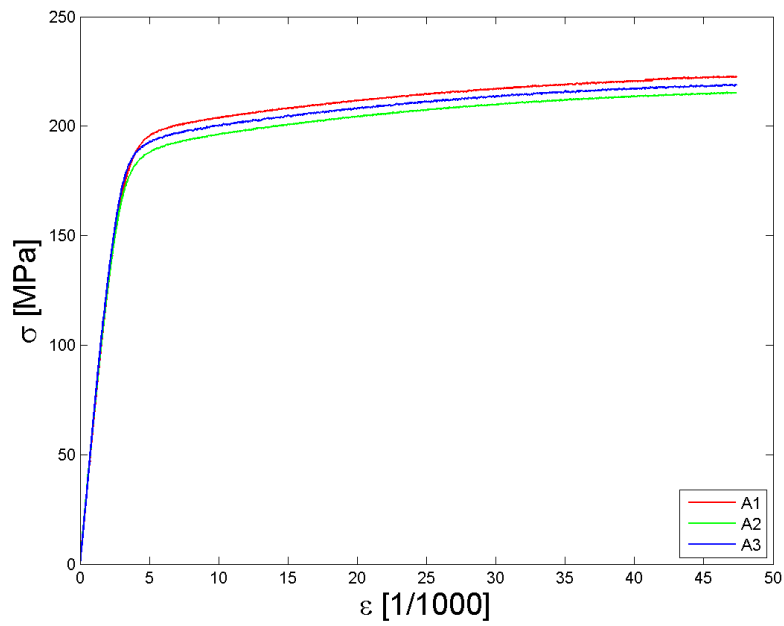


Abbildung A.2.: Zugproben Referenzwerkstoff EN AW-2024

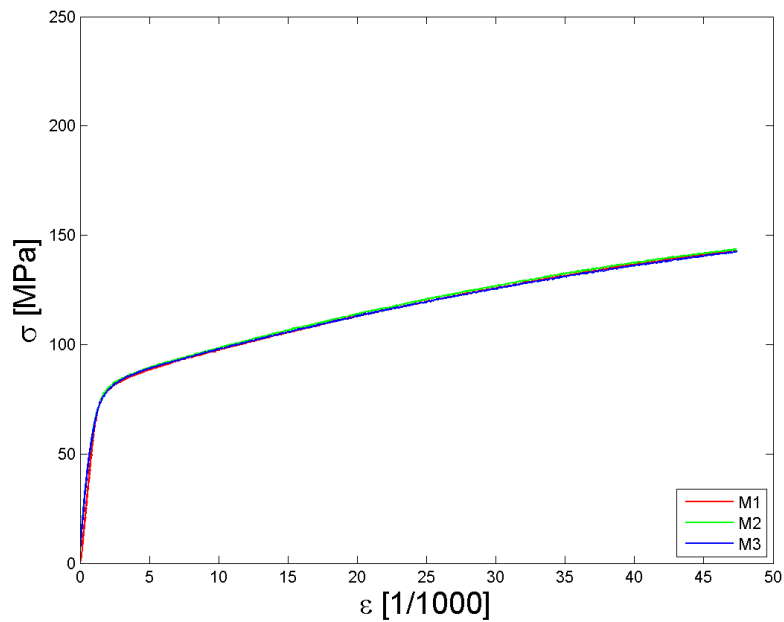


Abbildung A.3.: Zugproben Matrixwerkstoff aus Verbundstrangpressprofil

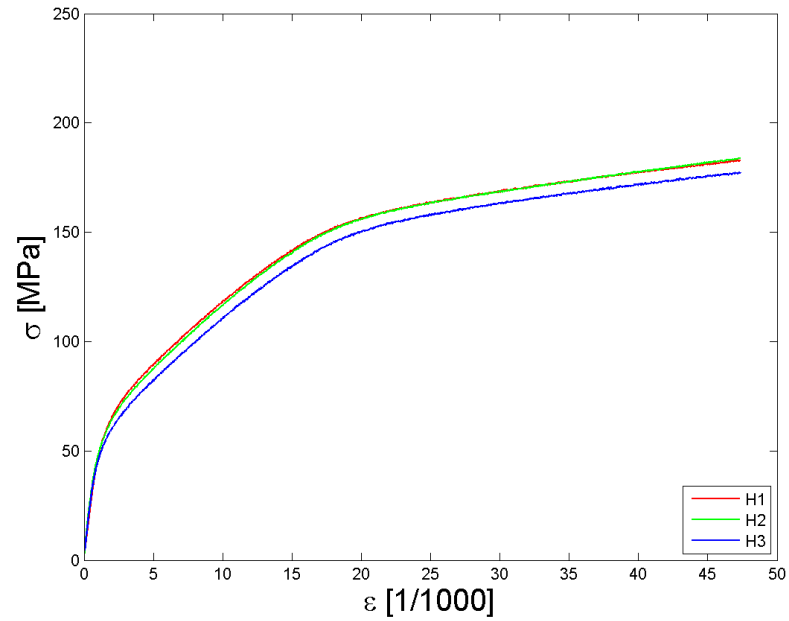


Abbildung A.4.: Zugproben Verbundwerkstoff mit 1,96% Verstärkungsanteil

### A.3.2. Ergebnisdarstellung Schubversuche

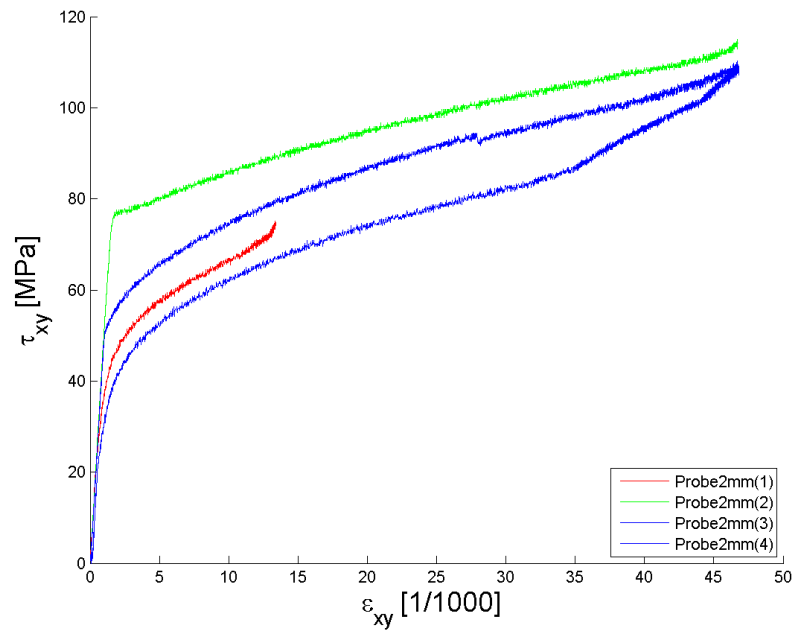


Abbildung A.5.: Schubproben verstärkt 2 mm Wandstärke

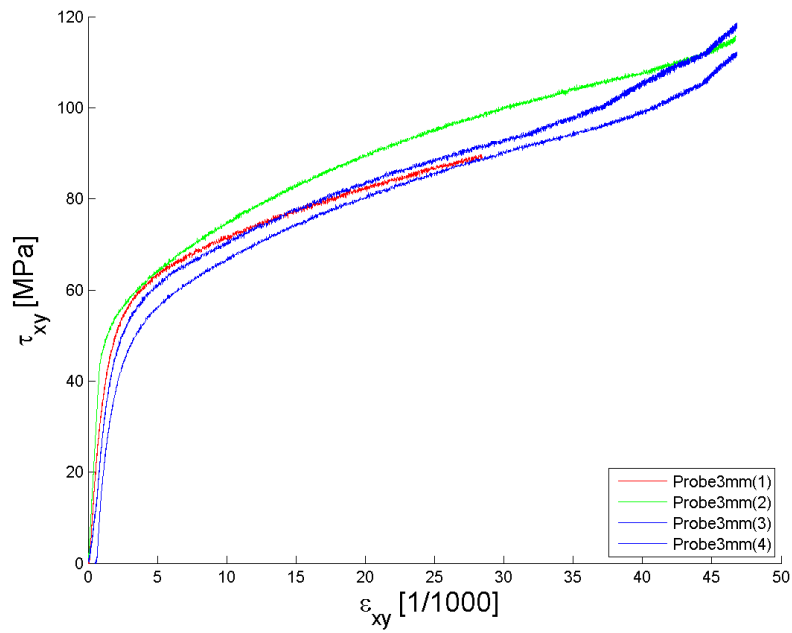


Abbildung A.6.: Schubproben verstärkt 3 mm Wandstärke

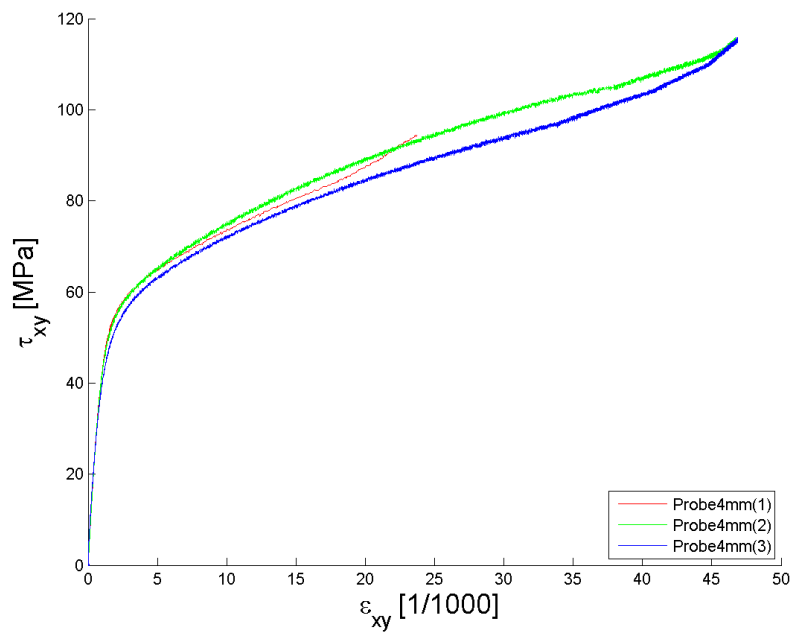


Abbildung A.7.: Schubproben verstärkt 4 mm Wandstärke

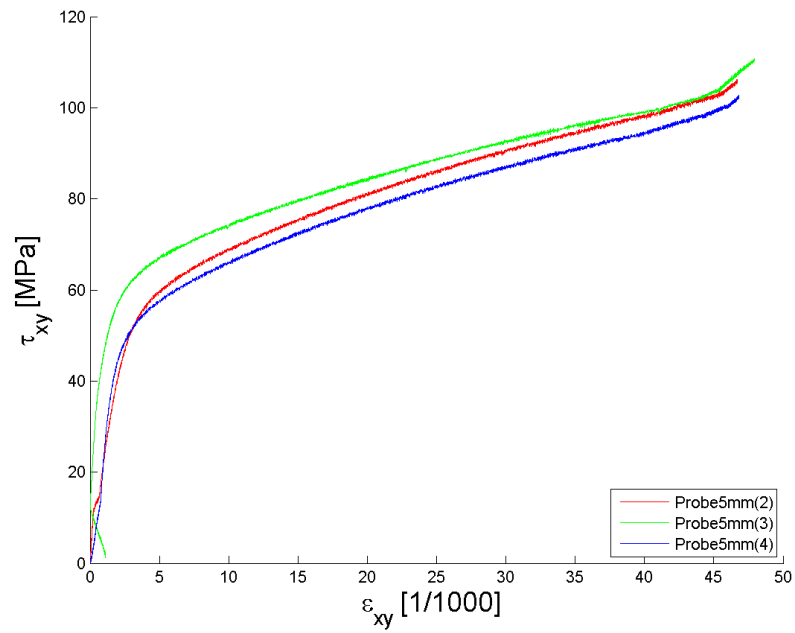


Abbildung A.8.: Schubproben verstärkt 5 mm Wandstärke

### A.3.3. Ergebnisdarstellung Querzugversuche

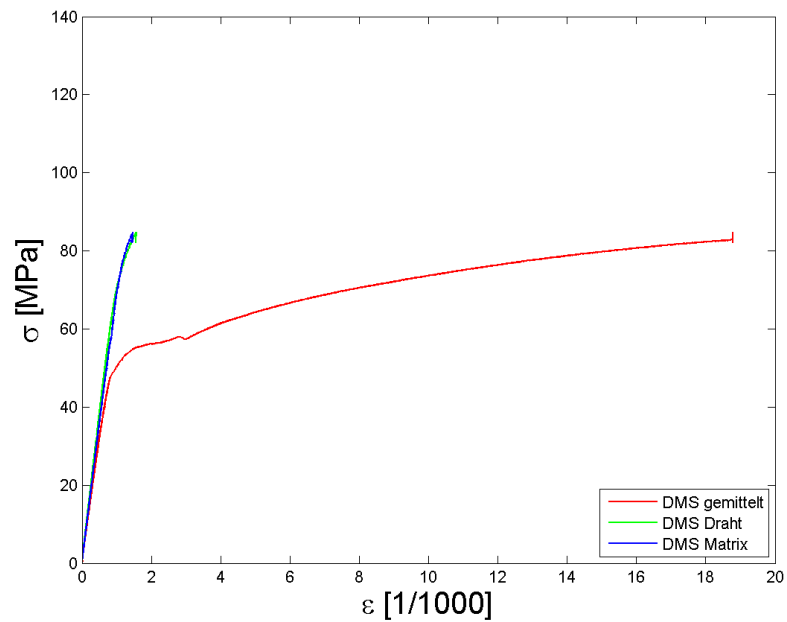


Abbildung A.9.: Querzugprobe 2 mm Wandstärke

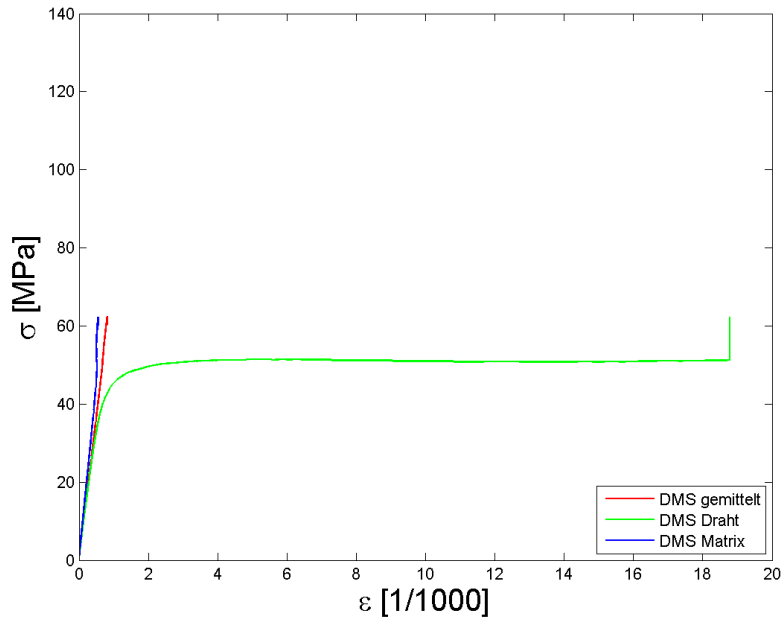


Abbildung A.10.: Querkzugprobe 2 mm Wandstärke

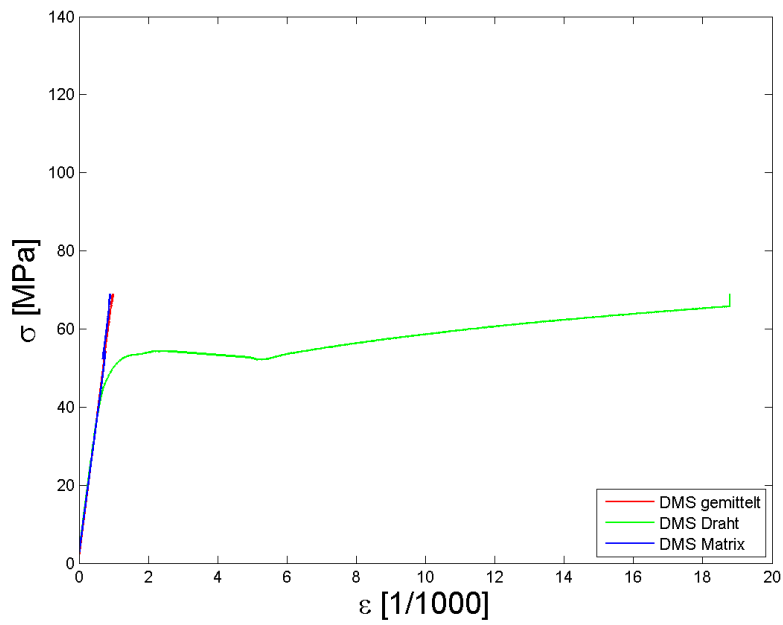


Abbildung A.11.: Querkzugprobe 2 mm Wandstärke

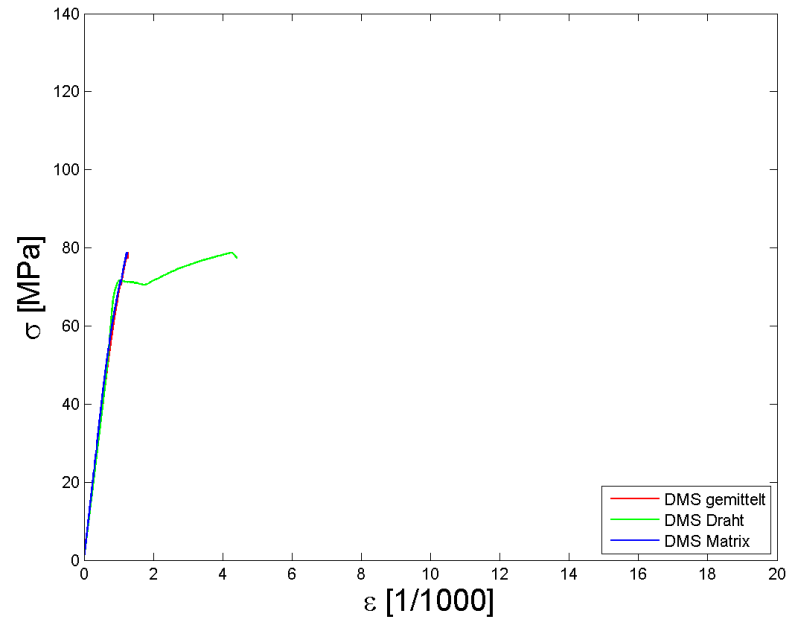


Abbildung A.12.: Querkzugprobe 3 mm Wandstärke

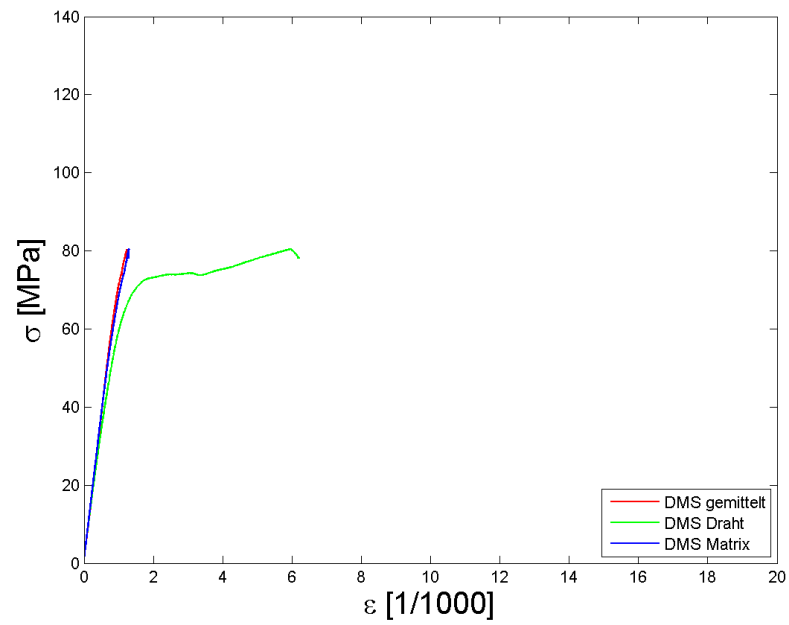


Abbildung A.13.: Querkzugprobe 3 mm Wandstärke

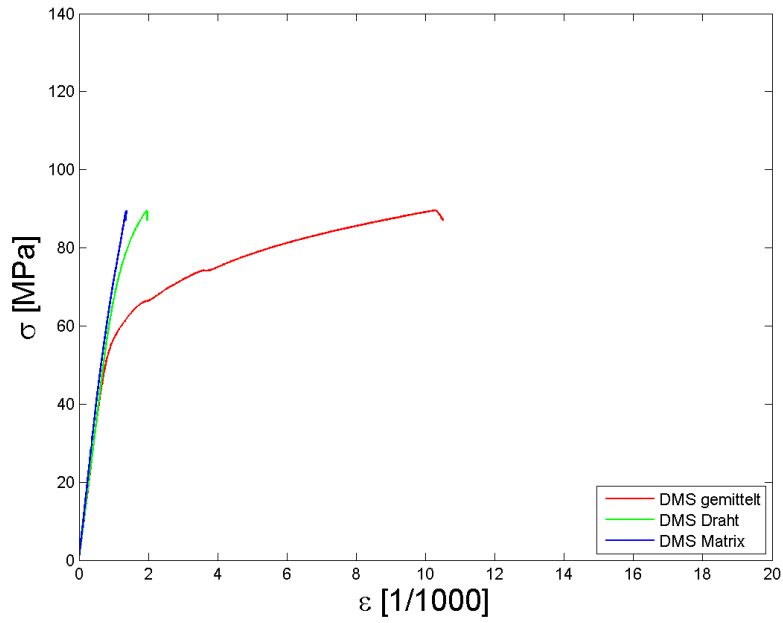


Abbildung A.14.: Querkzugprobe 3 mm Wandstärke

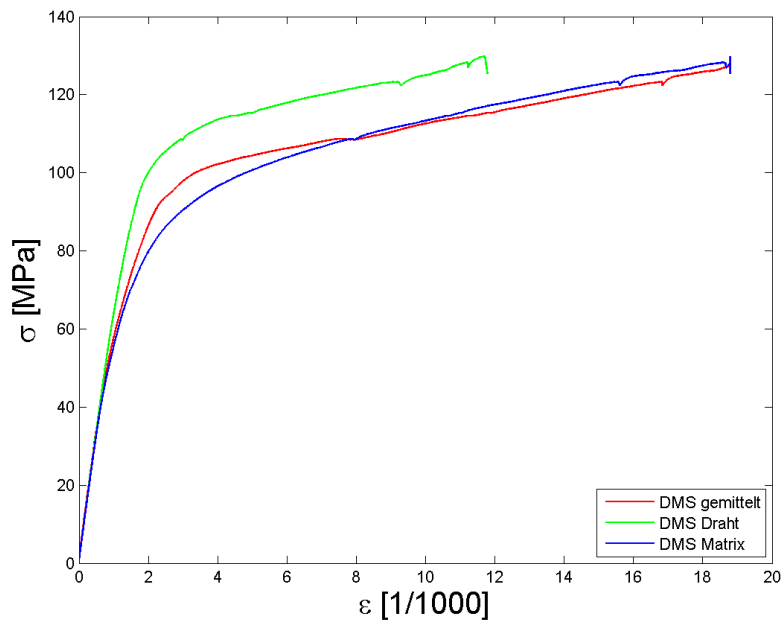


Abbildung A.15.: Querkzugprobe 5 mm Wandstärke

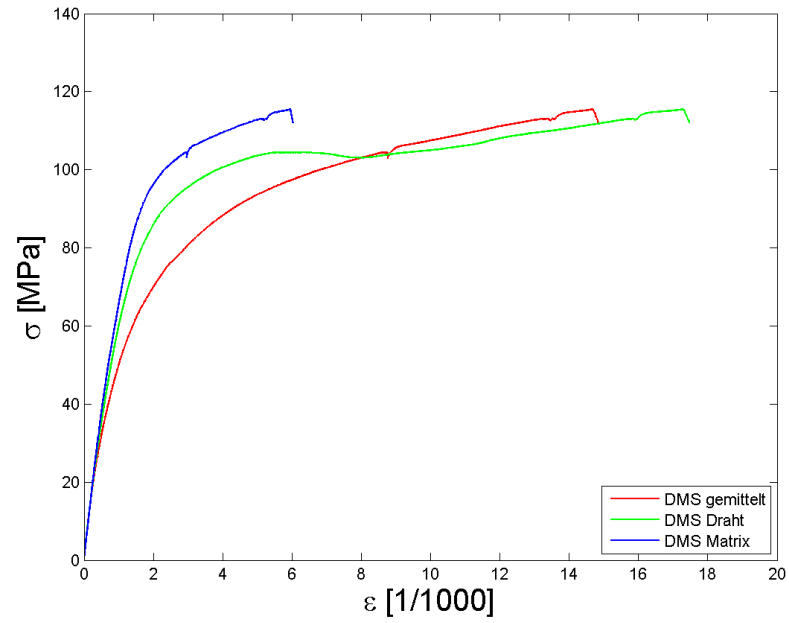


Abbildung A.16.: Querkzugprobe 5 mm Wandstärke

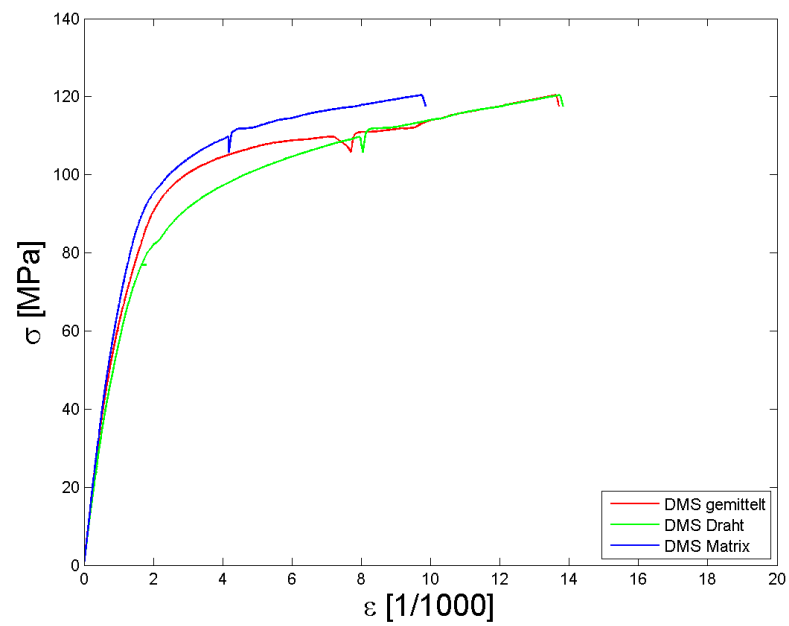


Abbildung A.17.: Querkzugprobe 5 mm Wandstärke