

FORSCHUNGSBERICHT

Konstruktions- und fertigungstechnische Maßnahmen zur additiven Oberflächenstrukturierung metallischer Bauteile zur Optimierung der Verbundeigenschaften thermisch gefügter Metall-FVK-Hybridverbindungen

Hybridverbindungen mit metallischen SLM-Strukturen

Julian Hesselbach, Eduard Kraus, Benjamin Baudrit, Thomas Hochrein, Martin Bastian, David Sommer, Benedikt Adelmann, Ralf Hellmann

Danksagung

Das Vorhaben 21417 N der Forschungsvereinigung Fördergemeinschaft für das Süddeutsche Kunststoff-Zentrum e.V. (FSKZ) wurde über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ (AiF) im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Klimaschutz

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Die Forschungseinrichtung SKZ-KFE gGmbH dankt dem BMWK und der AiF für die Förderung sowie der Forschungsvereinigung für die Unterstützung bei der Durchführung des Vorhabens.

Darüber hinaus dankt die Forschungseinrichtung den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses für die Unterstützung bei der Bearbeitung des Projektes und für die konstruktive Diskussion zu diversen Fragestellungen.

Kurzfassung

In dieser Arbeit wurde untersucht welchen Einfluss unterschiedliche Metalle, die herstellungsbedingte Oberflächenrauheit im SLM-Verfahren, sowie das gezielte Einbringen von Oberflächenstrukturen auf die erzielbaren Verbindungsfestigkeiten von Kunststoff-Metall Direktfügeverbindungen hat. Des Weiteren wurde auch mit unverstärktem Polycarbonat, sowie mit Polyamid und Polypropylen-Organoblechen unterschiedliche Kunststoffe eingesetzt. Die Fügeverbindungen wurden mittels Heizelement- oder Infrarot-Direktfügen hergestellt.

Die Ergebnisse zeigten, dass die Festigkeitsentwicklung weniger durch adhäsiven Verbund, sondern mehr durch Formschluss mit den Oberflächenstrukturen erfolgt. Die gezielte Erhöhung von Rauheit oder Porosität hatte nur geringen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit, wobei zu hohe Porosität die Festigkeit minderte. Empfohlen wird daher die Verwendung von Standardparametern für SLM-Proben mit hoher Festigkeit.

Die Untersuchung der additiven Oberflächenstrukturierung des Metalls zeigte, dass bei Fügeverbindungen mit den meisten Kunststoffen eine Strukturhöhe von 0,5 mm, eine Strukturbreite von 0,6 mm und ein Strukturabstand von 1,2 mm zu den höchsten Verbindungsfestigkeiten führte. Jedoch unterscheiden sich die Ergebnisse beim Organoblech aufgrund des hohen Fasergehalts. Hier dürfen die Strukturen nicht zu breit sein und auch einen gewissen Mindestabstand aufweisen, damit eine die Glasfaserbündel mit der Struktur interagieren können.

Die Strukturgeometrie wurde ebenfalls variiert, wobei der Kopfzug die kritischste Belastungsrichtung war. Eine Pilz-Struktur zeigte die bestens Kopfzugfestigkeiten bei PA-Organoblech und Polycarbonat von bis zu 25 MPa. Dies ist auf einen ausreichend dimensionierten Hinterschnitt zurückzuführen.

Die Verbindungen erwiesen sich als beständig gegenüber beschleunigter Alterung durch Temperaturlagerung, Thermoschock- und Klimawechseltest.

Abstract

In this work, the influence of different metals, the production-related surface roughness in the SLM process, as well as the targeted introduction of surface structures on the achievable joint strengths of plastic-metal direct joints was investigated. Furthermore, different plastics were used with unreinforced polycarbonate, as well as with polyamide and polypropylene organic sheets. The joints were produced by means of heating element or infrared direct joining.

The results showed that the strength development is less due to adhesive bonding but more due to form closure with the surface structures. The specific increase of roughness or porosity had only little influence on the bond strength, whereas too high porosity reduced the strength. It is therefore recommended to use standard parameters for SLM specimens with high strength.

The investigation of the additive surface structuring of the metal showed that a structure height of 0.5 mm, a structure width of 0.6 mm and a structure spacing of 1.2 mm resulted in the highest bond strengths for joints with most plastics. However, the results differ with organic sheet due to the high fibre content. Here, the structures must not be too wide and must also have a certain minimum spacing so that the glass fibre bundles can interact with the structure.

The structure geometry was also varied, with head tension being the most critical loading direction. A mushroom structure showed the best head tensile strengths for PA organic sheet and polycarbonate of up to 25 MPa. This was due to a sufficiently dimensioned undercut.

The joints proved to be resistant to accelerated ageing due to temperature storage, thermal shock and climate change tests.

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	III
Projektsteckbrief.....	IV
1 Einleitung.....	1
1.1 Anlass für Forschungsvorhaben.....	1
1.2 Problemstellung	3
1.3 Zielsetzung.....	4
2 Stand der Technik.....	6
2.1 Kunststoff-Metall-Hybridbauteile	6
2.2 Chemische und subtraktiv-mechanische Oberflächenmodifizierung	7
2.3 Additive Fertigung mittels selektiven Laserschmelzen	8
3 Lösungsweg zur Erreichung des Forschungsziels	11
4 Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse.....	12
4.1 Materialdefinition und -charakterisierung	12
4.1.1 Metallischer Fügepartner.....	12
4.1.2 Kunststoff-Fügepartner.....	17
4.2 Charakterisierung und Optimieren der metallischen Fügestruktur.....	23
4.2.1 Definition der Grundstrukturen für das thermische Direktfügen	23
4.2.2 Untersuchung der charakteristischen Parameter der Grundstruktur...	25
4.2.3 Vorversuche zur Eignung poröser SLM-Strukturen zum thermischen Direktfügen.....	28
4.2.4 Proben für Druckscherversuche	29
4.2.5 Proben zur winkelabhängigen Prüfung	30
4.3 Thermisches Direktfügen.....	31
4.3.1 Aufbau der Fügeanlage.....	31
4.3.2 Erwärmen der Metallkomponente	32
4.3.3 Thermisches Direktfügen mittels Heizelement	33
4.3.4 Thermisches Direktfügen mit Infrarotstrahlung	34
4.3.5 Richtungsabhängiger Prüfkörper	37

4.3.6	Parameterfindung	39
4.4	Prüfen der Hybridverbindungen	41
4.4.1	Linearscherversuch	41
4.4.2	Richtungsabhängige Prüfung	59
4.5	Untersuchungen zur Verbundalterung	69
4.5.1	Klimawechseltest und Temperaturlagerung	69
4.5.2	Thermoschocktest	73
4.6	Möglichkeiten zur Übertragung auf praxisnähere Bauteile	75
5	Zusammenfassung.....	76
6	Literaturverzeichnis..... Fehler! Textmarke nicht definiert.	

Abkürzungsverzeichnis

DMLS	Direktes Metall Lasersintern
DSC	Differential Scanning Calorimetry / dynamische Differenzkalorimetrie
DOE	Design of Experiment
EAB	European Adhesive Bonder / Klebpraktiker
EAE	European Adhesive Engineer / Klebfachingenieur
HS	Heizelementstumpfschweißen
IR	Infrarot
ip	inverse Pyramide-Struktur
kmU	Kleine und mittlere Unternehmen
LPBF	Laser Powder Bed Fusion
PA6	Polyamid 6
PC	Polycarbonat
PP	Polypropylen
py	Pyramiden-Struktur
pi	Pilz-Struktur
qu	Quader-Struktur
SLM	Selektives Laserschmelzen

Projektsteckbrief

Das übergeordnete Ziel des Vorhabens bestand darin, konstruktive und fertigungstechnische Maßnahmen zu erforschen und zu validieren, mit denen sich Oberflächen von Metallbauteilen bestmöglich auf nachfolgende thermische Direktfügeprozesse hin optimieren lassen. Zur Strukturierung der Oberflächen wurde im Vorhaben das Selektive Laserschmelzen (SLM) eingesetzt. Als additives Verfahren bietet es viele Freiheitsgrade bezüglich der aufzubringenden Oberflächenstrukturen. Im Gegensatz zur aktuell üblichen subtraktiven Oberflächenbearbeitung können mit dem additiven SLM-Verfahren gezielt Strukturen eingesetzt werden, die eine formschlüssige Verbindung zwischen Metall und erstarrter Kunststoffschmelze - z. B. durch Hinterschneidungen, Sinterbrücken oder Porositäten - begünstigen und so zu höheren Verbundfestigkeiten beitragen. Im Vorhaben wurden darüber hinaus die Auswirkungen entsprechend modifizierter Fügepartner auf das thermische Direktfügen sowie das Alterungsverhalten der Metall-Kunststoff-Verbundbauteile erforscht. Es wurden Strukturparameter ermittelt, mit denen sich deutlich höhere Verbundfestigkeiten erreichen ließen.

AiF/IGF-Projekt 21417 N:

„Konstruktions- und fertigungstechnische Maßnahmen zur additiven Oberflächenstrukturierung metallischer Bauteile zur Optimierung der Verbundeigenschaften thermisch gefügter Metall-FVK-Hybridverbindungen“

Dauer: 01.01.2021 – 31.03.2023

Unterstützt durch den projektbegleitenden Ausschuss:

- 3D Flow4Industry GmbH & Co. KG
- Additive Innovation GmbH
- Applied Validation of NDT
- Bielomatik GmbH
- Bond-Laminates GmbH
- Covestro Deutschland AG
- Gubesch Thermoforming GmbH
- Haldex Brake Products GmbH
- InfraTec GmbH Infrarotsensorik und Messtechnik
- Karl Georg Schobert Präzisions-Messzeug GmbH
- Kautex Textron GmbH & Co. KG
- MANN+HUMMEL GmbH
- PolyMerge GmbH
- ProCon Medizintechnik GmbH
- Robert Bosch GmbH
- Speedpart GmbH
- Visteon Electronics Germany GmbH
- WIDOS Wilhelm Dommer Söhne GmbH
- Woco GmbH & Co. KG

1 Einleitung

1.1 Anlass für Forschungsvorhaben

Hybride Verbindungen aus Metallen und Kunststoffen haben in den letzten Jahren über verschiedene technologische Bereiche hinweg massiv an Bedeutung gewonnen [1–5]. Konkret zeigt sich die wachsende Bedeutung beispielsweise auch an der Vergabe des Otto von Guericke-Preises 2019 der AiF für ein neues Verfahren zum Verbinden von Stahl mit Faserverbundwerkstoffen [6]. Hybridbauteile kombinieren die Vorteile von Metallen und Kunststoffen und ermöglichen somit häufig völlig neue Funktionseigenschaften. Das können je nach Anwendung z. B. ein niedrigeres Bauteilgewicht, geringere Fertigungs- bzw. Betriebskosten, bessere mechanische Eigenschaften, eine angepasste Wärmeleitfähigkeit oder eine einfachere Oberflächenbearbeitbarkeit sein. Die Synergieeffekte aus der Kombination metallischer und polymerer Werkstoffe lassen sich durch die Verwendung faserverstärkter Materialien (Faserkunststoff-Verbunde; FVK) noch weiter erhöhen, da diese im Vergleich zu unverstärkten Kunststoffen beispielsweise eine deutlich höhere spezifische Steifigkeit aufweisen [7].

Typische Anwendungen hybrider Verbundprodukte finden sich in den Bereichen Automotive [1, 5, 8], Elektronik [3, 9], Medizintechnik [4] und Luftfahrt [3, 10–12]. Insbesondere der Automobil-Leichtbau ist durch verschiedene gesellschaftspolitische Vorgaben (CO₂-Einsparungen, Ressourceneffizienz), sowie die Forderung nach zunehmender Elektromobilität, seit einigen Jahren verstärkt in den technischen Fokus gerückt. Untermauert wird dies auch durch die Hightech-Strategie 2025 der Bundesregierung [13] oder einer 2018 zu diesem Thema veröffentlichten Studie des Technologiezentrums für Ressourceneffiziente Leichtbaustrukturen der Elektromobilität [14]. Eine konkrete Anwendung für eine hybride Leichtbauweise aus dem Automotive-Bereich ist in Bild 1 am Beispiel eines Front-Ends gezeigt.



Bild 1: Hybrider Leichtbau am Beispiel eines Front-Ends [15].

Die aktuell technisch verbreitetsten Methoden zur Herstellung von Metall-Kunststoff-Hybrid-Verbindungen sind zum einen das Umspritzen zweier Bauteilhälften direkt im Spritzgusswerkzeug (sog. In Mold Assembly), zum anderen Fügeverfahren, die erst nach der Erstarrung der Kunststoffschmelze ansetzen. Hier sind zum Beispiel mechanische Fügeverfahren und das Kleben als „Post Mold Assembly“ zu nennen [16]. Jeder dieser Ansätze weist allerdings verfahrensimmanente Nachteile auf: Im Falle des Um- bzw. Hinterspritzens metallischer Einleger sind die Hybrid-Bauteile z. B. bezüglich ihrer Größe und Geometrie auf den Werkzeugraum der Spritzgussanlage begrenzt. In mechanisch gefügten Hybrid-Verbindungen (durch Pressen, Nieten, Clinchen, Schrauben etc.) ist hingegen die Kraftübertragung zwischen beiden Fügepartnern häufig ungünstig, da unter äußerer Last oftmals lokale Spannungsüberhöhungen auftreten, die zu einer Schädigung der Verbindung führen können. Der Einsatz von Klebstoffen bringt eine zusätzliche, teils teure Materialkomponente in den Prozess ein, die zudem zusätzlichen Alterungseffekten während der Nutzungsphase unterliegt. Darüber hinaus weisen Klebprozesse häufig lange Prozess- bzw. Härtezeiten auf und erfordern – je nach Sicherheitsstufe – speziell ausgebildetes Fachpersonal, z. B. Klebefachkräfte (EAB) oder Klebefachingenieure (EAE) [17]. Trotz des häufig sehr gut ausgebildeten Fachpersonals ist das Versagen von Klebeverbindungen laut Ehrenguber [18] zu 92 % auf Anwendungsfehler zurückzuführen; ein exorbitant hoher Wert.

Die aufgezeigten Unzulänglichkeiten haben daher über die letzten Jahre zu einer regen wissenschaftlichen Aktivität bei der Entwicklung neuer Ansätze zum Fügen von Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen geführt. Ein aus diesem Prozess hervorgegangenes Verfahren für thermoplastische Kunststoffe ist das sogenannte *thermische Direktfügen*, welches sich an Schweißverfahren für Metall-Metall- und Kunststoff-Kunststoff-Verbindungen

orientiert. Unabhängig von der konkret gewählten technischen Umsetzung werden beim thermischen Direktfügen Metall und Kunststoff zusammengepresst und in der Fügeebene erwärmt, sodass der Kunststoff den thermoplastischen Zustand erreicht. Die Art, die hierfür notwendige thermische Energie einzubringen, ist abhängig vom gewählten Verfahren; die Bindungsmechanismen gleichen sich jedoch: Es kommt zum Formschluss und Stoffschluss zwischen Metall und Kunststoff, der ohne zusätzliche Oberflächenmodifikation der Fügepartner in der Regel jedoch vergleichsweise schwach ausfällt. Deshalb wird die Metalloberfläche vor dem eigentlichen Fügeprozess oftmals vorbehandelt, z. B. mechanisch aufgeraut oder subtraktiv mittels Laser strukturiert, um so eine höhere Lastübertragung durch Form- bzw. Kraftschluss zu ermöglichen. Der durch die Erwärmung beim Fügen thermoplastische Kunststoff kann dann die Unebenheiten des Metalls ausfüllen, dort erstarren und somit eine Verbindung mit dem metallischen Fügepartner eingehen.

1.2 Problemstellung

Für die aktuell technologisch relevanten Kunststoff-Metall-Hybridverbindungen besteht das Anforderungsprofil vor allem in der mechanischen Festigkeit, der Beständigkeit gegenüber Temperatur- und Luftfeuchteschwankungen sowie in manchen Anwendungen auch die Mediendichtigkeit. Bisher besteht allerdings noch erheblicher Forschungsbedarf zu den konkreten Mechanismen, die die Stärke des Stoffschlusses und damit auch der darauf aufbauenden Form- und Kraftschlüsse zwischen Kunststoff und Metall bestimmen. Folglich gibt es aktuell auch nur wenige Anhaltspunkte, wie Metall-Kunststoff-Hybridverbindungen bezüglich konkreter technischer Anwendungs- und Lastfälle optimiert werden können.

In diesem Vorhaben sollen daher konkrete Möglichkeiten zur Oberflächenstrukturierung aufgezeigt werden. Aufgrund der extrem hohen Freiheitsgrade bei der geometrischen Oberflächengestaltung wird hierzu der Ansatz verfolgt, additiv gefertigte Metallelemente durch selektives Laserschmelzen (SLM) auf die spätere Fügezone des metallischen Verbundpartners aufzubringen. Das SLM-Verfahren ermöglicht deutlich höhere Freiheitsgrade bei der Erzeugung metallischer Oberflächenstrukturen als dies z. B. mit den üblicherweise eingesetzten subtraktiv wirkenden Fertigungsverfahren möglich ist. Durch kleinste Hinterschnitte und Brücken lässt sich die Verbindung neben der Adhäsion um einen Formschluss erweitern, was eine weitere Festigkeitssteigerung von hybriden Verbindungen erwarten lässt. Damit ließe sich eine höhere Lastübertragung ermöglichen, was

das thermische Direktfügen als Alternative zu konventionellen Füge-techniken wie Kleben, aber auch Nieten und Schrauben, selbst für hochbelastete Bauelemente erheblich stärken kann.

Konkrete wissenschaftlich-technische Fragestellungen sind in diesem Zusammenhang: Wie eignen sich additiv gefertigte Metalloberflächen für das thermische Direktfügen? Welche Konstruktions- und Fertigungsparameter der additiv erstellten Fügefläche nehmen den größten Einfluss auf die Verbundfestigkeit und wie lassen sich diese optimieren? Welchen Einfluss hat der Fügeprozess und wie ist dieser zu gestalten?

1.3 Zielsetzung

Das Ziel des Forschungsvorhaben wurde aufgrund der beschriebenen Ausgangslage folgendermaßen gesteckt:

Unter Verwendung des SLM-Verfahrens sollten Oberflächenstrukturen unter der Variation von Hinterschnitten im Bereich von einigen hundert Mikrometern, Sinterbrücken, Porositäten und Strukturgrößen auf die Fügefläche aufgebracht werden, sodass in Verbindung mit dem Fügen von faserverstärkten thermoplastischen Halbzeugen hochwertige Fügeverbindungen erzielt werden. Für die Wirkung der Oberflächenstruktur auf die Verbundeigenschaften von Metall-Kunststoff-Hybridbauteilen wurden folgende Effekte postuliert:

Ein gezieltes Aufbringen von Hinterschnitten, Sinterbrücken und Porositäten erhöht die Kontaktfläche zwischen Metall und Kunststoff und damit deren Wechselwirkungspotenzial. Die resultierende Erhöhung der materialseitig bedingten physikalischen Wechselwirkungen trägt zu einer höheren Verbundfestigkeit bei.

- 1) Die unter 1) benannten Strukturen führen zu einer stärkeren Verzahnung der erstarrten Polymerschmelze im metallischen Gefüge und ermöglichen durch einen stärkeren Formschluss damit eine höhere Lastübertragung. Das Einpressen der zur Erhöhung der Festigkeit beitragenden Faserstrukturen verstärkt diesen Effekt zusätzlich.
- 2) Alterungseffekte wie beispielsweise der Einsatz unter erhöhten Temperaturen bzw. Temperaturwechselbelastungen sind durch die aufgebrachten Strukturierungen deutlich unkritischer als Verbindungen mit rein subtraktiv modifizierten

Oberflächen. Möglicherweise könnte die thermisch induzierte Materialausdehnung des Kunststoffes sogar eine höhere Lastübertragung durch einen verstärkten Kraftschluss bewirken.

Das Hauptziel des Projekts besteht folglich darin, die dem Vorhaben zugrundeliegende Hypothese zu verifizieren (bzw. gegebenenfalls zu falsifizieren). Extrahieren lassen sich dabei wichtige Erkenntnisse zu folgenden übergeordneten Forschungsfragen:

- Wie sollten mittels SLM aufgebrachte Oberflächenstrukturen zur Festigkeitssteigerung in Direktfügeprozessen aufgebaut sein? Was sind die dominierenden Einflussgrößen? Was sind die optimalen Prozessparameter?
- Wie sollte der korrespondierende Fügeprozess idealerweise gestaltet werden?
- Ist ein Übertrag der mit dem „Werkzeug“ des SLM-Verfahrens verifizierten Strukturierungen auf schnellere und damit wirtschaftlichere Strukturierungsmethoden möglich? Was sind hier ggf. die entscheidenden Einflussgrößen?

2 Stand der Technik

2.1 Kunststoff-Metall-Hybridbauteile

Kunststoff-Metall-Hybridbauteile werden bereits seit Ende der 1990er Jahre verstärkt im Automobilbereich eingesetzt. So wurden z. B. aufbauend auf dem Erlanger Träger [19] verschiedene Konzepte für A- und B-Säulen [20] sowie Dachspriegel [20, 21] erarbeitet. Materialeitig werden hierbei Dualphasenstähle und hochfeste Stähle mit kurzfaserverstärktem Polyamid hinterspritzt. Auf dem Gebiet von extrinsischen Hybridbauteilen existieren ebenfalls bereits einige Demonstratorbauteile, wie z. B. eine mittels Induktionserwärmung gefügte Rücksitzstruktur [22] oder eine mittels laserinduzierter Erwärmung gefügte Mittelarmlehne [23]. Ein weiteres Erfolgsbeispiel für die Hybridbauweise ist das sogenannte Frontend. Diese Anwendung stellt hohe Anforderungen sowohl an Strukturmechanik als auch an Funktionsintegration [24]: Einerseits dient das Frontend im Falle eines Frontalzusammenpralls als Stoßfänger, andererseits müssen an ihm diverse Anbindungselemente für angrenzende Strukturen, wie z. B. die Stoßstange, der Wischwasserbehälter oder das Motorhaubenschloss, angebracht werden. Dies gelingt bisher durch intrinsischen Leichtbau. Die Verbindungsmechanik beruht dabei auf makroskopischen Formschlüssen von umspritzten Aussparungen im Metall. Als Materialien kommen überwiegend Stähle und Aluminiumknetlegierungen in Verbindung mit kurzfaserverstärktem Polyamid zum Einsatz. Beispiele für ein Hybrid-Frontend in Serienfertigung sind die Modelle Focus und Edge von Ford sowie diverse Audi-Modellreihen [25]. Aktuell wurden bereits über 1 Mio. Frontends als Metall-Kunststoff-Hybrid gefertigt [26]. Das Hybrid-Frontend folgt dabei sowohl den Trend nach zunehmendem Leichtbau sowie nach der Verringerung der Anzahl der Einzelkomponenten.

Ein weiteres Einsatzgebiet für Kunststoff-Metall-Hybride ist die Luftfahrttechnik. Das im Flugzeugbau bis in die 1980er Jahre vorherrschende Material Aluminium wird zunehmend durch faserverstärkte Kunststoffe verdrängt. Bei mehrachsigen Spannungszuständen innerhalb von Knotenpunkten empfehlen sich zwar weiterhin isotrope Materialien, bei klar definierten Belastungen können beanspruchungsgerecht ausgelegte Faserverbundwerkstoffe ihr Potenzial jedoch optimal entfalten. Während in der Aluminiumbauweise vorrangig das Nieten als Fügetechnik eingesetzt wird, besteht die Herausforderung nun darin, die Lasten gleichmäßig in die hochkomplexen Werkstoffe einzuleiten. Auch hierzu bietet sich das thermische Direktfügen an, das zum Beispiel bei der J-Nose des

Airbus A380 bereits erprobt wurde [10]. Weitere Anwendungsgebiete für Metall-Kunststoff-Verbindungen finden sich bei weiße, graue und braune Ware [27] sowie die Zahn- [28] und Verpackungstechnik [29].

Um den Erfordernissen an unterschiedlichste Anwendungen, geometrischen Randbedingungen sowie Betriebslasten gerecht zu werden, bestehen neben einer geeigneten Vorbereitung der Fügepartner zudem hohe Anforderungen an den Fügeprozess selbst. Im Fokus vergangener Entwicklungen standen dabei besonders Untersuchungen zur Art der Energieeinbringung in das Verbundsystem. So gibt es beispielsweise bereits Konzepte zum Einsatz des Wärmeleitungs- [30], Ultraschall- [31] und Widerstandselementfügen [32]. Das Materialspektrum umfasst dabei Hochleistungskunststoffe wie Polyetheretherketon (PEEK) oder Polyphenylensulfid (PPS), technische Kunststoffe wie Polyamide (PA), Standardthermoplaste wie Polypropylen (PP) bis hin zu Biokunststoffen, jeweils mit und ohne Glas- oder Kohlenstofffaserverstärkung. Metallseitig wurden sowohl unlegierte Baustähle als auch legierte Vergütungsstähle und Dualphasenstähle sowie verschiedene Aluminium- und Titanlegierungen vorbehandelt und gefügt. Zu erwähnen ist weiterhin z. B. das IGF-Projekt *AGeD* [33], das Laser-, Widerstands- und Induktionsschweißen für das thermische Direktfügen einsetzt. Hierin liegt der Fokus der Prozessauslegung vor allem auf dem Alterungsverhalten der gefügten Metall-Kunststoff-Hybridverbindung, d. h. Klimawechsel- und Korrosionsbeständigkeit sowie dem Erhalt der Mediendichtigkeit.

2.2 Chemische und subtraktiv-mechanische Oberflächenmodifizierung

Viele Fügeanwendungen – insbesondere das klebtechnische Fügen – kommen heute kaum noch ohne entsprechende Oberflächenvorbehandlungen aus. Diese werden auch bei spezielleren Verbindungstechniken, wie dem Umspritzen bei Metall-Kunststoff-Hybridverbindungen oder dem Verschweißen bzw. Direktfügen gleicher oder unterschiedlicher Materialien immer wichtiger. Nach Habenicht [34] lassen sich hierbei grundsätzlich zwei Techniken unterscheiden:

Einerseits die chemische Vorbehandlung, die die Ziele Reinigung der Fügeflächen sowie Verbesserung des Stoffschlusses für nachfolgende Fügeschritte verfolgt. In diese Kategorie zählen zudem Ätztechniken [35] sowie die Aufbringung chemischer Haftvermittler [36]. Zum anderen die topologische Veränderung bzw. Oberflächenstrukturierung, die die Grenzflächen vergrößert, um weitere Ansatzpunkte für Stoff- und Kraftschlüsse zu erzeugen. Typische Methoden zur Oberflächenstrukturierung sind subtraktive Verfahren

wie das Schleifen, Bürsten oder Sandstrahlen [37]. Daneben haben sich ebenfalls Lasersysteme zur Oberflächenstrukturierung und -vergrößerung für Fügeprozesse etabliert [38–42].

Bei den Methoden zum Laserdirekt- und -durchstrahlfügen und bei der Laservorbehandlung sind der *Verband Photonischer Leichtbau* und die assoziierten Forschungsvorhaben *HyBriLight* [43] und *LaserLeichter* [44] hervorzuheben. Weitere Vorarbeiten auf dem Gebiet der Laserstrukturierung und des thermischen Direktfügens mittels Laser finden sich in Rösner und Katayama et al. [45] [46] sowie im Rahmen des EU-Projekts *FlexHyJoin* [37].

Subtraktive Oberflächenmodifikationen an metallischen Oberflächen sind wie oben dargestellt bereits gut untersucht. Systematische Untersuchungen zum Einfluss additiv aufgebracht metallischer Strukturen auf die Verbundfestigkeiten von Hybridverbindungen wurden nach Kenntnis der Forschungsstellen bisher noch nicht publiziert. Aus diesem Grund soll im Vorhaben systematisch untersucht werden, ob sich mittels SLM kleinste Hinterschnitte in die Kontaktfläche einbringen lassen, um so einen Verklammerungseffekt der Fügepartner, über die reine Oberflächenvergrößerung hinaus, zu erreichen. Erste Grundsatzversuche hierzu wurden bei den Antragstellern bereits durchgeführt. Die bisherigen Ergebnisse weisen auf eine generelle Eignung additiver Strukturierungen für das thermische Direktfügen hin.

2.3 Additive Fertigung mittels selektiven Laserschmelzen

Mit dem SLM-Verfahren lassen sich 3D-gedruckte Metallbauteile direkt anhand eines Computermodells erstellen. SLM steht für " selektiven Laserschmelzen " und gehört zu den Verfahren der additiven Fertigung. Die Basis für das 3D-Druckmaterial bietet dabei eine Metalllegierung (Metallwerkstoff) in Pulverform.

In dem 3D-Drucker wird eine dünne Schicht dieses Metallpulvers auf eine Bauplatte aus demselben metallischen Werkstoff aufgetragen. Anschließend schmilzt ein leistungsstarker Laser das Pulver an den von der CAD-Software vorgegebenen Punkten. Auf diese Weise entsteht eine Schicht des 3D-gedruckten Metallteils. Im Folgenden wird die Bauplattform um die Schichtdicke absenkt und über einen Rakel eine neue Schicht Pulver aufgebracht. Der Prozess wiederholt sich, bis das Bauteil vollständig gedruckt ist.

Die SLM-Technologie besteht aus drei sich immer wiederholenden Schritten:

- Der 3D-Drucker verteilt den Metallwerkstoff Schicht für Schicht auf der Baufläche
- Der Laser schmilzt das Pulver lokal und bringt es in die gewünschte Form
- Das 3D-gedruckte Bauteil wächst eine Schicht nach der anderen weiter nach oben

Das Laserschmelzen wird auch **LPBF-Technologie** ("Laser Powder Bed Fusion") genannt und ist eines der weltweit führenden und verlässlichsten 3D-Druckverfahren im Bereich der metallbasierten additiven Fertigung. Diese High-End-Technologie wird für die Serienfertigung industrieller Metallbauteile verwendet und kommt in vielen Branchen zum Einsatz. Die wichtigsten Anwendungsgebiete von DMLS (Direktes Metall Lasersintern) sind Luft- und Raumfahrt, Automobil, Medizin, Werkzeug- und Turbomaschinenbau.

Wie bei allen 3D-Druckverfahren ist auch beim SLM-Verfahren, neben dem 3D-Drucker, die Voraussetzung ein vorhandenes und druckbares 3D-Modell das mit üblicher CAD-Software erstellt wird. Dieses Modell wird computergesteuert in eine Vielzahl von übereinander liegenden Schichten zerlegt (slicen). Diese Schichten werden einzeln auf einen Werkstoff in Pulverform übertragen. An dieser Stelle wird das Pulver mit dem Laser komplett aufgeschmolzen und erstarrt im Anschluss, wodurch eine feste Schicht des verwendeten Materials entsteht. Die Bauplatte fährt anschließend um eine Schichtstärke nach unten (typisch sind Schichtstärken zwischen 20 µm und 50 µm). Nach dem Absenken wird eine neue Schicht des Werkstoffes aufgetragen und der Laser schmilzt die nächste Schicht des 3D-Modells in das Pulver. Dies geschieht so lange, bis das 3D-Modell fertig gedruckt ist. Ähnlich wie bei anderen Pulverdruckverfahren, muss im Anschluss das Objekt von überschüssigem Pulver gereinigt werden.

SLM kommt typischerweise dort zum Einsatz, wo herkömmliche Produktionsverfahren aufgrund der Komplexität der Werkstücke an ihre Grenzen stoßen. Das SLM-Verfahren bietet dabei eine deutlich höhere Designfreiheit im Vergleich zu konventionellen Produktionsverfahren und gibt damit Spielraum für eine hohe Gestaltungsfreiheit und erlaubt es, individuelle Designs zu kreieren. Der metallische 3D-Druck mit dem SLM-Verfahren ermöglicht die Gestaltung hochkomplexer Strukturen, die schwierig oder gar unmöglich mit herkömmlichen Technologien herzustellen sind. Mittels SLM gefertigte Metallbauteile können dadurch sehr leicht und besonders stabil gebaut werden. Das Verfahren erlaubt zudem eine Funktionsoptimierung und die Funktionsintegration ohne zusätzliche Montageschritte. Des Weiteren ermöglicht die SLM-Technologie, Prototypen bereits in einer frühen Entwicklungsphase mittels eines 3D-gedruckten Produktes herzustellen.

Dies führt zu einer schnelleren Produktentwicklung und Markteinführung. Zudem eröffnen Metall 3D-Drucker neue Möglichkeiten für die Massenproduktion industrieller 3D-gedruckter Bauteile.

Das SLM-Verfahren wird hier verwendet, da damit flexibel unterschiedliche und komplexe Oberflächenstrukturen hergestellt werden können, die eine möglichst gute Anhaftung an den zu befestigenden Kunststoff haben. Dabei sind die minimalen Strukturgrößen des SLM-Verfahrens aufgrund der Pulvergröße (maximale Partikelgröße von 54 μm), den Durchmesser des Laserstrahls auf dem Pulverbett sowie der Wärmeverteilung innerhalb des Laserstrahls und der Schichtdicke begrenzt. Die minimale Wandstärke beträgt durch diese Restriktionen etwa 0,4 mm und die minimale vertikale Auflösung ist durch die Schichtdicke auf 0,02 mm festgelegt.

3 Lösungsweg zur Erreichung des Forschungsziels

Um eine Aussage über den Einfluss der additiven Oberflächenstrukturierung und des damit verbundenen Herstellungs- und Fügeverfahrens auf die Verbundfestigkeit von Kunststoff-Metall-Hybridverbindungen zu erlangen, wurden zunächst die Fertigungsparameter für die SLM-Struktur näher betrachtet. Hierbei wurden die Einflüsse von Fertigungsparametern auf die Rauheit, Porosität, Dichte und Toleranzen von Oberflächenstrukturen sowie die im Rahmen der fertigungsbedingten Restriktionen möglichen Grundstrukturen (mögliche Überhänge, Flankenwinkel) untersucht. Diese Untersuchungen konnten aber nicht losgelöst von Fügeversuchen und Prüfungen der Verbundfestigkeit stattfinden, da die daraus ermittelten Erkenntnisse für die weitere Anpassung der Oberflächenstrukturen erforderlich waren und die Bearbeitung somit iterativ in enger Abstimmung mit dem Arbeiten zum Fügen und Prüfen der Verbindungen durchgeführt wurden.

Für das Direktfügen wurden die beiden in der Kunststoffschweißtechnik weit verbreiteten Verfahren Heizelementstumpfschweißen und Infrarotschweißen verwendet. Um gute Fügeverbindungen herzustellen, wurden hier zunächst geeignete Fügeparameter in Abhängigkeit der Probekörpergeometrie und Werkstoffwahl ermittelt. Hierfür wurden die Probekörpermaterialien vorab mit verschiedenen Analysemethoden charakterisiert, um eine passende Fügeparameterwahl zu ermöglichen.

Ausgehend davon konnten dann jeweils unterschiedliche Versuchsreihen durchgeführt werden, um die Einflüsse des Fügeprozesses, der Materialwahl von Kunststoff und Metall, der Fertigungsparameter des Metalls (Porosität, Rauheit) und der Art der Oberflächenstrukturierung (Höhe, Breite, Abstand, Strukturtyp) auf die Verbundfestigkeit zu ermitteln. Für eine spätere Auslegung von solchen Verbindungen ist vor allen auch die Richtungsabhängigkeit sowie die Alterungsbeständigkeit von hohem Interesse, weswegen dies ebenfalls untersucht wurde. Begleitet wurden diese Untersuchungen von Schliffbildanalysen der Fügezonen sowie von optischen und mikroskopischen Analysen der Bruchbilder.

Eine abschließende Bewertung, Verknüpfung und Zusammenfassung der Ergebnisse ermöglicht dann die Beantwortung der in der Zielsetzung des Projektes gestellten Fragen. Diese Ergebnisse eröffnen im Weiteren auch Unternehmen die Möglichkeit bei der zukünftigen Gestaltung von Direktfügeverbindungen an additiv gefertigten Metallstrukturen auf grundlegende Gestaltungsprinzipien für die Oberflächenstruktur und für den Fügeprozess zurückzugreifen.

4 Durchgeführte Arbeiten und Ergebnisse

4.1 Materialdefinition und -charakterisierung

In enger Zusammenarbeit mit dem projektbegleitenden Ausschuss (pbA) wurden zunächst die metallischen und polymeren Werkstoffe definiert und bezogen. Als metallische Substrate wurden der Werkzeugstahl 1.2709 und der Edelstahl PH1 verwendet.

Als polymere Fügepartner sind aufgrund der hohen Bedeutung u. a. für Automotive-Anwendungen Faser-Matrix-Halbzeuge auf Basis von Polyamid und Polypropylen (sog. Organobleche) ausgewählt worden. Im speziellen wurden für die Organobleche die Materialien Tepex® dynalite 102-RG600(x)/47% (Matrixmaterial Polyamid 6) und Tepex® dynalite 104-RG600(x)/47% (Matrixmaterial Polypropylen) des Herstellers Lanxess gewählt. Beide bestehen aus einer Polymermatrix aus teilkristallinem Thermoplast und sind mit 47 Volumenprozenten Köpergewebe aus 2 mm breiten Endlosglasfaser-Rovings verstärkt. Die beiden Materialien wurden aus 3 mm dicke Platten bezogen. Die Probekörper für Fügeversuche wurden daraus mittels Fräsen hergestellt.

Darüber hinaus wurde auch das Polycarbonat (PC) Makrolon 2458 des Herstellers Covestro als Vertreter für einen amorphen Thermoplasten mit aufgenommen. Dieses wurde als Granulat bezogen und mittels Spritzgusses zu Platten in 3 mm und 6 mm Dicke gespritzt. Die Druckscherproben wurden aus den 3 mm Platten mittels Fräsen und die Proben für die winkelabhängige Prüfungen durch Sägen hergestellt.

Im Zuge der Materialauswahl wurde auch eine Charakterisierung der Ausgangsmaterialien durchgeführt, um die thermischen Direktfügeprozesse optimal auslegen und steuern zu können.

4.1.1 Metallischer Fügepartner

Hinsichtlich der metallischen Fügepartner wurde ein Prozessfenster zur Verarbeitung der ausgewählten Werkstoffe an der verwendeten additiven Fertigungsanlage definiert. Damit wurde sichergestellt, dass der Fertigungsprozess für dichte Bauteile hinreichend optimiert und eine definierte Ausgangsbasis für die weiteren fertigungstechnischen Untersuchungen vorhanden ist. Ausgehend von den bereitgestellten Prozessdaten durch den Hersteller der additiven Fertigungsanlage wurden Bauparameter (Laserleistung, Scangeschwindigkeit, Hatchabstand und Schichtstärke) variiert und die Prozessgrenzen definiert. Es wurden zur weiteren Validierung des Prozessfensters Probekörper gefertigt und

hinsichtlich ihrer mechanischen und materialtechnischen Eigenschaften, insbesondere Dichte und Rauheit, analysiert. Die Dichte des Materials ist wichtig für die Festigkeit, da eine reduzierte Dichte durch Poren und loses Pulver im Körper entsteht. Die Rauheit hat dabei einen Einfluss, wie gut sich die Oberfläche des Metallkörpers mit dem Kunststoff benetzen und verbinden lässt.

Die Dichte des PH1 Edelstahl in Abhängigkeit von der Laserleistung ist in Abbildung 1 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass für geringe Laserleistungen die Dichte sehr gering ist, da das Pulver aufgrund des geringen Energieeintrags durch den Laser nur anteilig aufgeschmolzen wird. Dadurch wird nicht aufgeschmolzenes Pulver in den Metallkörper eingebaut, was aufgrund der geringeren Schüttdichte des Pulvers im Vergleich zum soliden Metall zu einer Verringerung der Dichte führt. Die höchste Dichte wird mit über 98 % im Bereich von 170 W Laserleistung erreicht. Oberhalb davon fällt die Dichte wieder leicht, da der Laser tiefer in den Metallkörper eindringt und dort Poren entstehen, die wiederum die Dichte reduzieren. Mit steigendem Hatch-Abstand verschiebt sich der Bereich mit hoher Dichte hin zu höheren Laserleistungen, da ein größeres Schmelzbad benötigt wird, um einen breiteren Bereich und damit mehr Masse aufzuschmelzen.

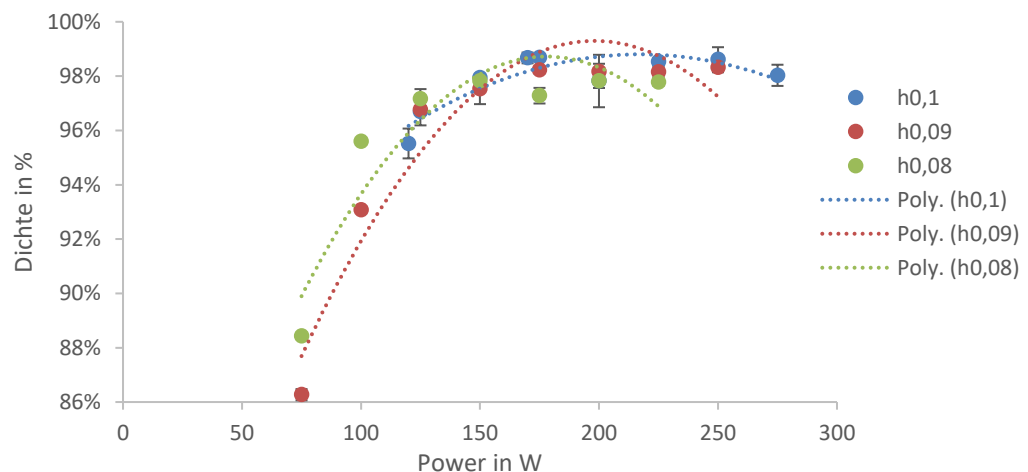


Abbildung 1: Dichte in Abhängigkeit der Laserleistung für verschiedene Hatch-Abstände

Die Dichte in Abhängigkeit des Hatch-Abstandes ist in Abbildung 2 dargestellt. Der Hatch-Abstand ist definiert als Abstand zwischen zwei Scanbahnen, um eine Fläche zu füllen. Da der Laserstrahl eine gaußförmige Leistungsverteilung hat, überlappen sich benachbarte Scanbahnen zwar immer, aber die Leistungsdichte in den Zwischenräumen sinkt mit steigendem Scanabstand. Wie im Abbildung 2 ersichtlich ist, reicht oberhalb

von etwa 1,1 mm Scanabstand die Leistungsdichte zwischen den Scanbahnen nicht mehr aus, um das Pulver aufzuschmelzen und die Dichte verringert sich um bis zu 10 Prozentpunkte im Vergleich zum vollständig soliden Metallkörper.

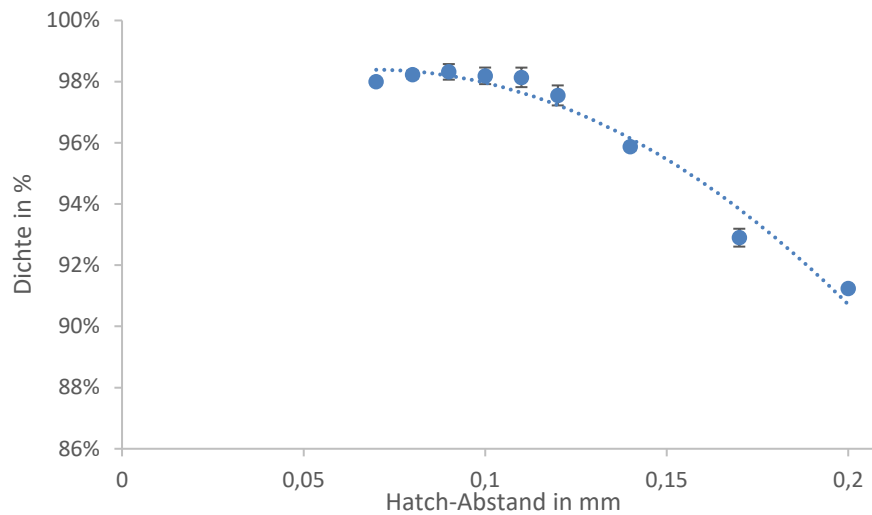


Abbildung 2: Dichte in Abhängigkeit des Hatch-Abstands

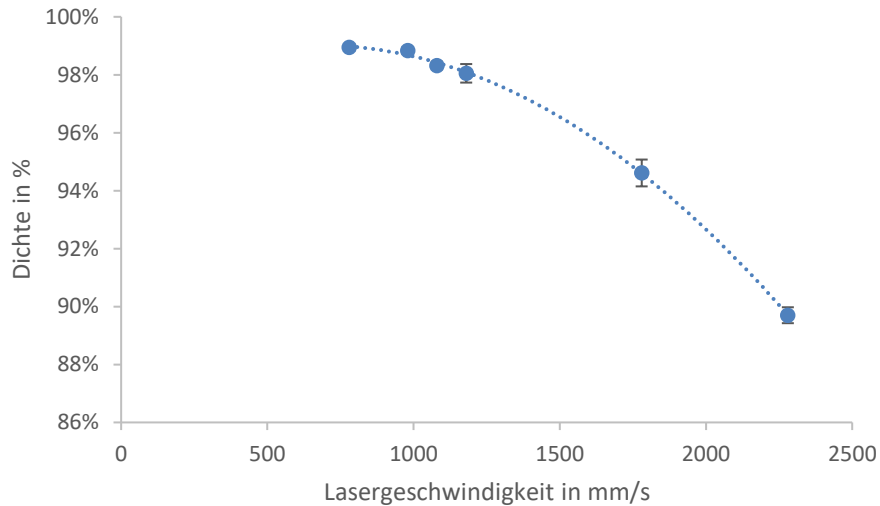


Abbildung 3: Dichte in Abhängigkeit der Laserscangeschwindigkeit

Der dritte wichtige Maschinenparameter im SLM-Prozess ist die Laserscangeschwindigkeit, die angibt, wie schnell der Laser eine Bahn abfährt. Bei Geschwindigkeiten im Bereich von 700 mm/s kann eine sehr hohe Dichte von 99 % erreicht werden, wobei mit steigender Geschwindigkeit die Dichte stark abfällt. Durch die höhere Scangeschwindigkeit

keit reduziert sich der Energieeintrag pro Fläche und besonders zwischen den Scanbahnen, die ohnehin eine geringe Leistungsdichte erfahren, schmilzt das Pulver nur unvollständig auf, was zu einer reduzierten Dichte führt. Zusammenfassend konnte gezeigt werden, dass eine möglichst hohe Dichte am besten mit Laserscangeschwindigkeiten im Bereich von 1.000 mm/s, bei einer Laserleistung von 170 W und einem Hatch-Abstand von 0,1 mm erreicht wird.

Um den Einfluss der Maschinenparameter auf die Rauheit zu untersuchen ist der Mittenrauwert R_a in Abhängigkeit von der Laserleistung in Abbildung 4 dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass die Rauheit mit $13 \mu\text{m}$ bei einer Laserleistung von 170 W am geringsten ist, bei der auch die höchste Dichte gemessen wurde. Mit geringerer Leistung erhöht sich die Rauheit, da das Pulver nur unzureichend aufgeschmolzen wird und sich aufgrund der Scanbahnen wellige Oberflächen ergeben und zudem unzureichend aufgeschmolzene Pulverpartikel an der Oberfläche anhaften. Da die Pulverpartikel eine Größe kleiner $54 \mu\text{m}$ haben, erhöht auch ein halb aufgeschmolzenes Pulverpartikel die Oberflächenrauheit signifikant. Mit Laserleistungen deutlich über 170 W erhöht sich die Rauheit wiederum, da das Schmelzbad wärmer wird, dadurch stärker sprudelt (vergleichbar mit kochendem Wasser) und mehr und größere Schmelzspritzer an der Oberfläche anhaften.

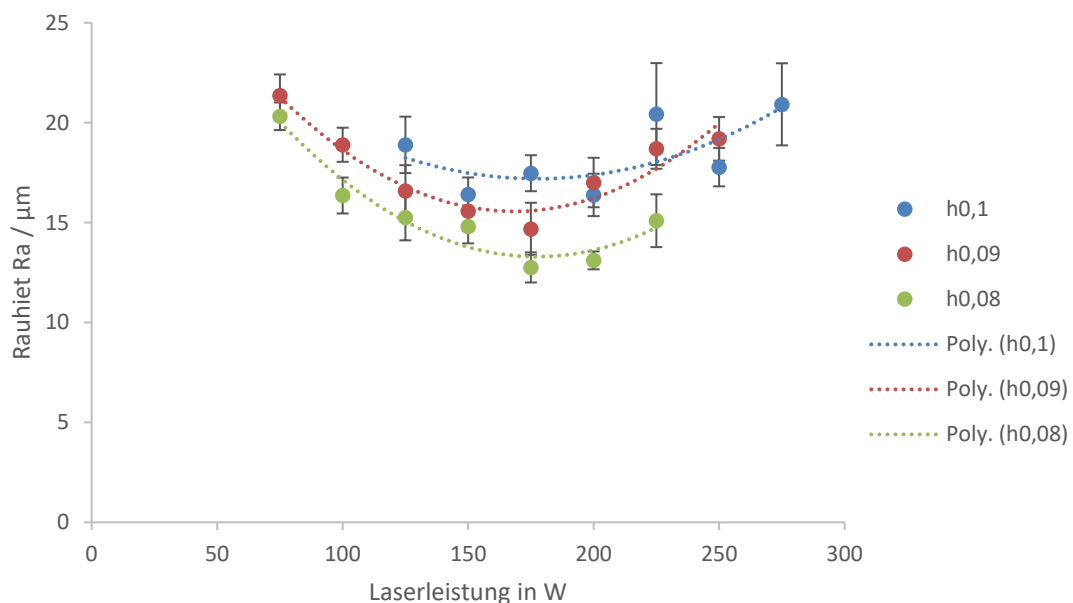


Abbildung 4: Rauheit in Abhängigkeit der Laserleistung

Abbildung 5 zeigt die Rauheit in Abhängigkeit des Hatch-Abstandes. Dabei ist ersichtlich, dass die Rauheit linear mit dem Hatch-Abstand ansteigt und sich dadurch verdoppeln kann. Grund dafür ist, dass durch den höheren Abstand das Pulver zwischen den Bahnen nur anteilig aufgeschmolzen wird. Am Ende des Druckvorgangs wird das verbleibende lose Pulver entfernt, wodurch eine wellige Oberfläche entsteht. Durch größere Hatch-Abstände verbreitern und vertiefen sich die Täler, was zu einer linear ansteigenden Rauheit führt. Für eine optimierte Verbindung zum Kunststoff kann somit die Rauheit gezielt auf den gewünschten Wert eingestellt werden.

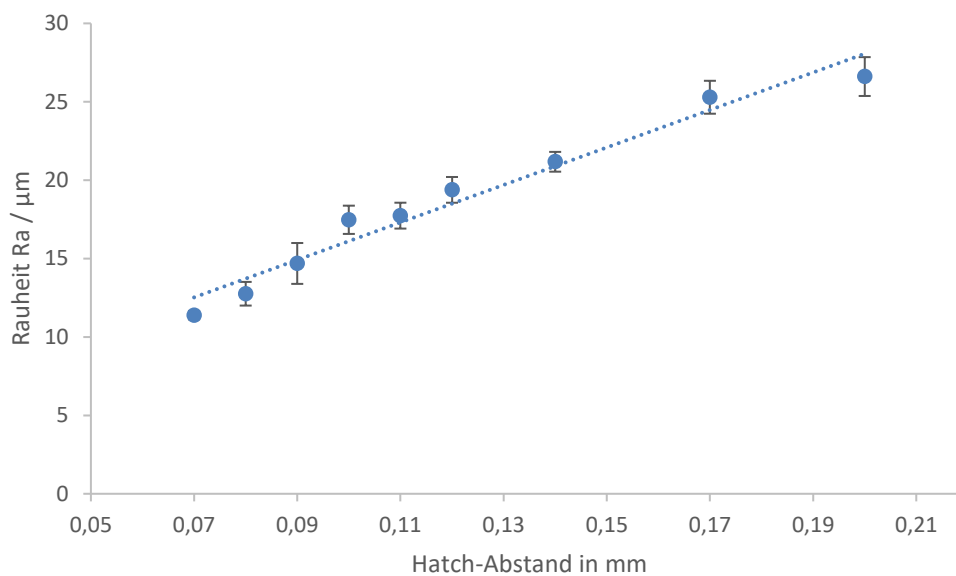


Abbildung 5: Rauheit in Abhängigkeit des Hatch-Abstandes

Die Rauheit in Abhängigkeit der Laserscangeschwindigkeit ist in Abbildung 6 dargestellt. Hierbei ist ersichtlich, dass mit steigender Geschwindigkeit die Rauheit deutlich ansteigt. Aufgrund der höheren Geschwindigkeit reduziert sich der Wärmeeintrag pro Fläche, so dass Pulverpartikel nur anteilig aufschmelzen und an der Oberfläche anhaften. Zusammenfassend kann gesagt werden, dass mit dem SLM-Prozess Rauheiten zwischen 10 μm und 25 μm je nach Bedarf hergestellt werden können. Allerdings verändert sich gleichzeitig mit der Rauheit auch die Dichte, so dass mit steigender Rauheit die Dichte absinkt.

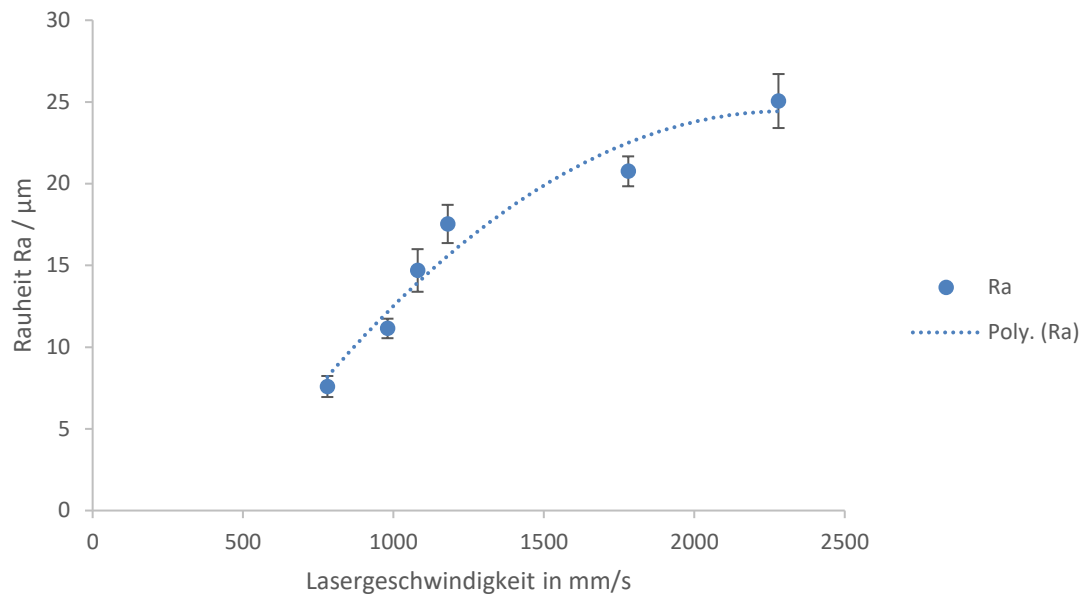


Abbildung 6: Rauheit in Abhängigkeit der Laserscangeschwindigkeit

4.1.2 Kunststoff-Fügepartner

Um den thermischen Direktfügeprozess optimal auslegen zu können, wurden zunächst mittels dynamischer Differenzkalorimetrie (DSC) die Aufschmelzbereiche der Kunststoff-Fügepartner bestimmt. Hierfür kam das Kalorimeter DSC 204 F1 Phoenix® des Herstellers Netzsch Gerätebau GmbH zum Einsatz. Für jede Messung wurden ca. 8,0 mg des Probenmaterials entnommen, in einen Aluminiumtiegel mit gelochtem Deckel überführt und mit einer Presse verkapselt. Anschließend durchliefen die Proben unter Stickstoffatmosphäre ein Prüfprogramm mit zwei Aufheiz- (10 K/min) und einem Abkühlvorgang. Pro Material wurden zwei Proben untersucht.

Die dazugehörigen Thermogramme sind in Abbildung 7 dargestellt. Daraus ist zu entnehmen, dass für das PP-Organoblech der Peak des Aufschmelzbereich bei ca. 180 °C und bei PA6 bei ca. 250 °C ausläuft. Damit stellt dies die Untergrenze für mögliche Fügetemperaturen dar.

Die thermische Ausdehnung der Materialien wurde mit der TMA 402 F3 Hyperion der Fa. Netzsch Gerätebau GmbH in Anlehnung an DIN EN ISO 11359-2 gemessen. In Tabelle 1 sind die Messparameter aufgeführt.

Tabelle 1: Messparameter für TMA-Messungen.

Probenhalter	SiO ₂
Probenthermoelement	Typ K
Messmodus	Expansion
Anpresskraft des Fühlstempels	200 mN
Atmosphäre	Helium (Reinheit 5.0), 50 ml/min
Temperaturprogramm	-50 bis +90 °C mit 3 K/min
Probenlänge	jeweils ca. 3 mm
Messrichtung	innerhalb der Plattenebene, für Organobleche alle drei Raumrichtungen

Es wurde eine Einfachbestimmung mit einem Heizlauf durchgeführt. Die Messkurven sind in den folgenden Abbildungen dargestellt. Die linearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zwischen -40 °C und +80 °C sowie die prozentualen Längenänderungen bei maximaler Prüftemperatur sind direkt in der Abbildung ausgewertet. Für PC liegt diese bei ca. 55×10^{-6} 1/K, für das PP-Organoblech bei ca. 15×10^{-6} 1/K in der Probenebene und für das PA-Organoblech bei ca. 14×10^{-6} 1/K in der Probenebene. Die Organobleche weisen aufgrund des Gewebeaufbaus eine starke Anisotropie bei den thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf. In der Plattenebene ist die Ausdehnung durch die Fasern stark limitiert und passt daher gut zu der thermischen Ausdehnung des verwendeten Edelstahl, die im Bereich von ca. 16×10^{-6} 1/K liegt.

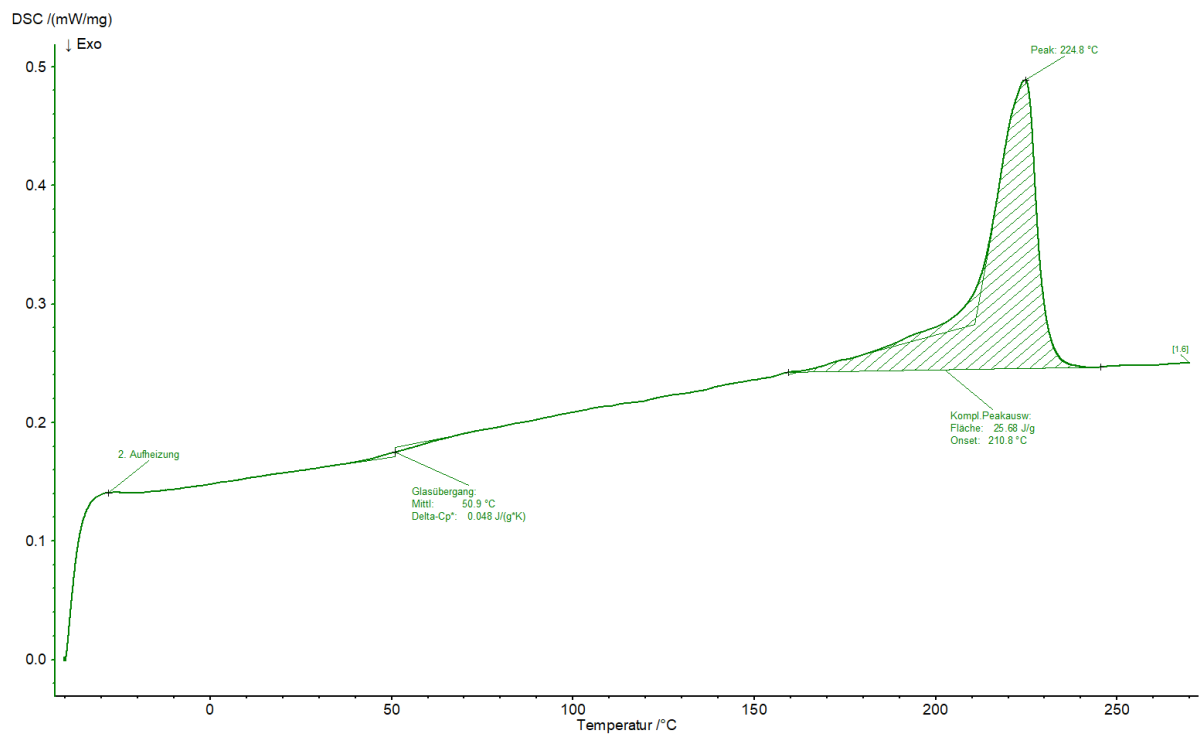
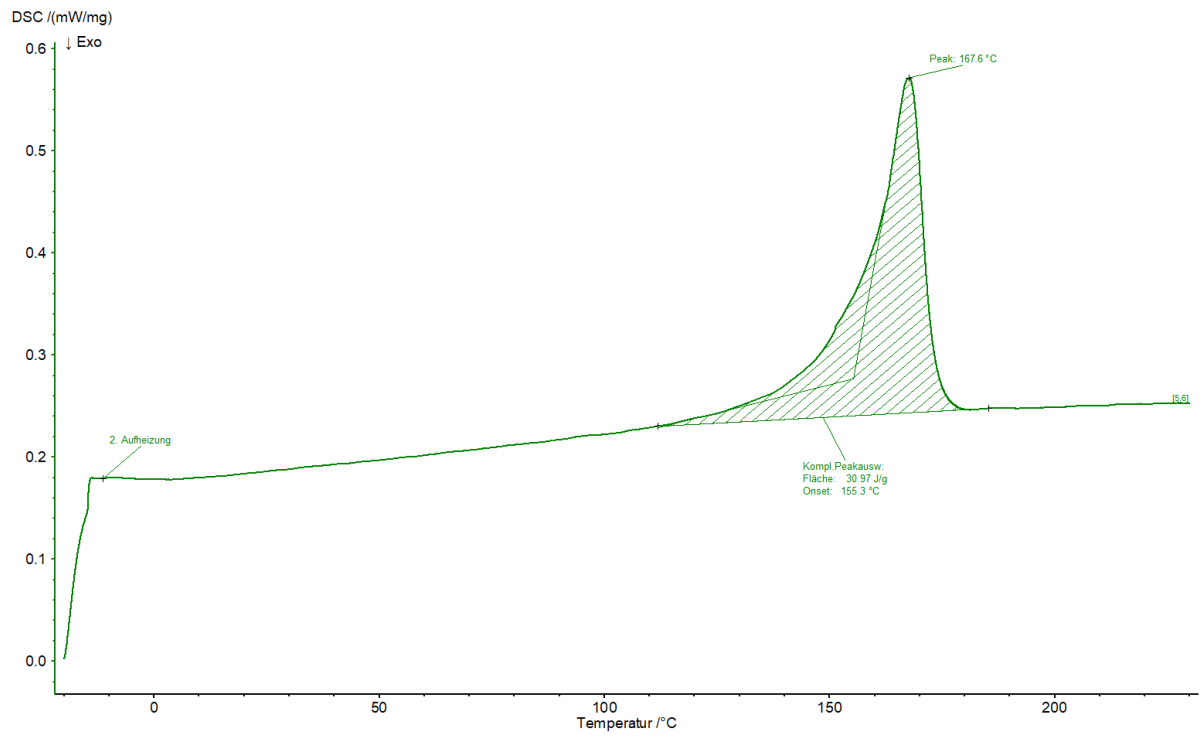


Abbildung 7: Thermogramme der Organobleche mit PP-Matrix (oben) sowie mit PA6-Matrix (unten). Dargestellt ist jeweils die zweite Aufheizung.

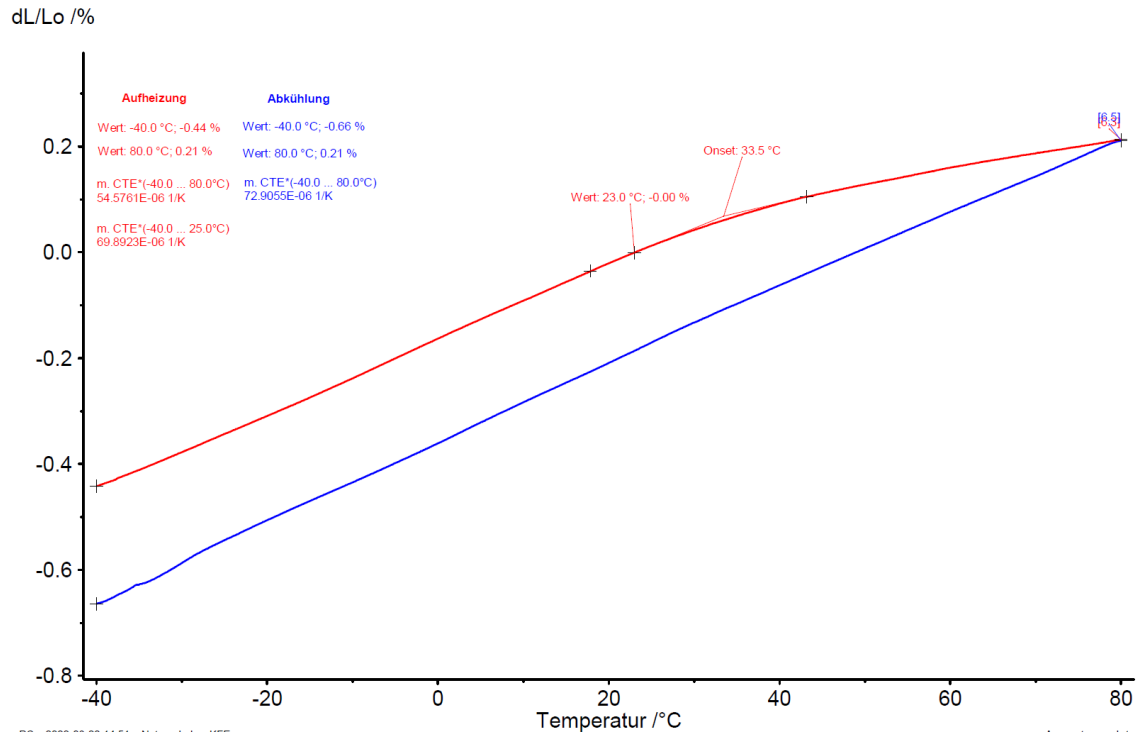


Abbildung 8: Prozentuale thermische Ausdehnung von PC. Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

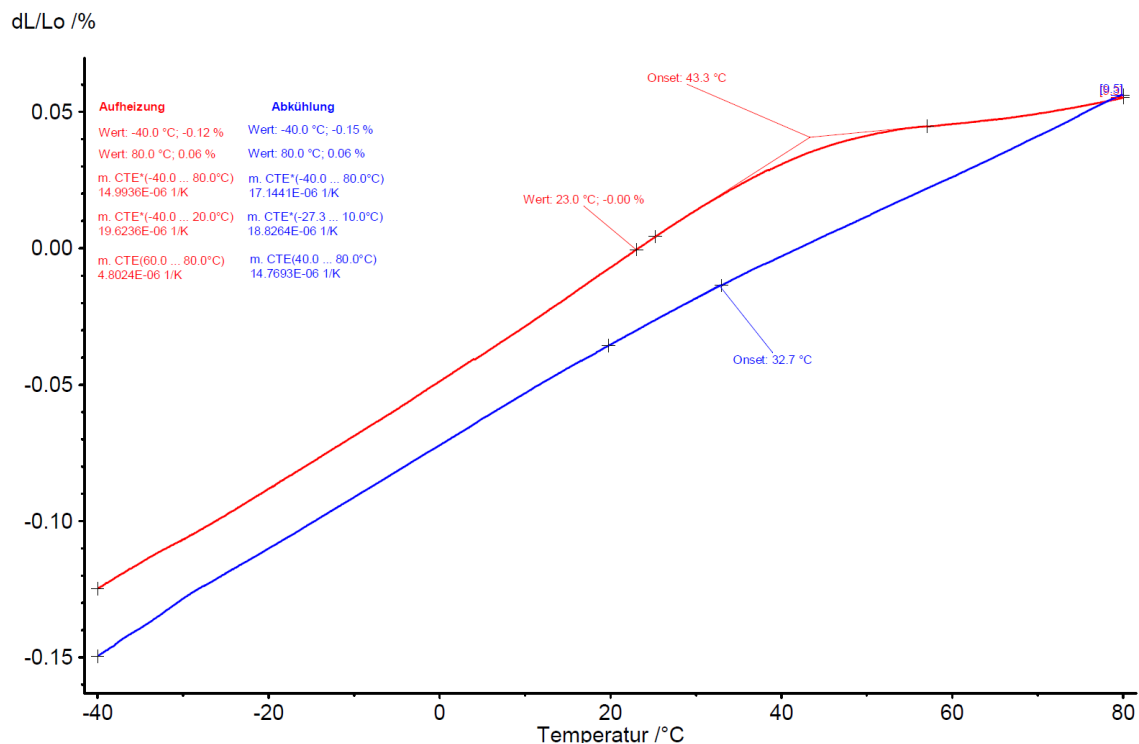


Abbildung 9: Prozentuale thermische Ausdehnung von PP-Organoblech in der Probenebene (x-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

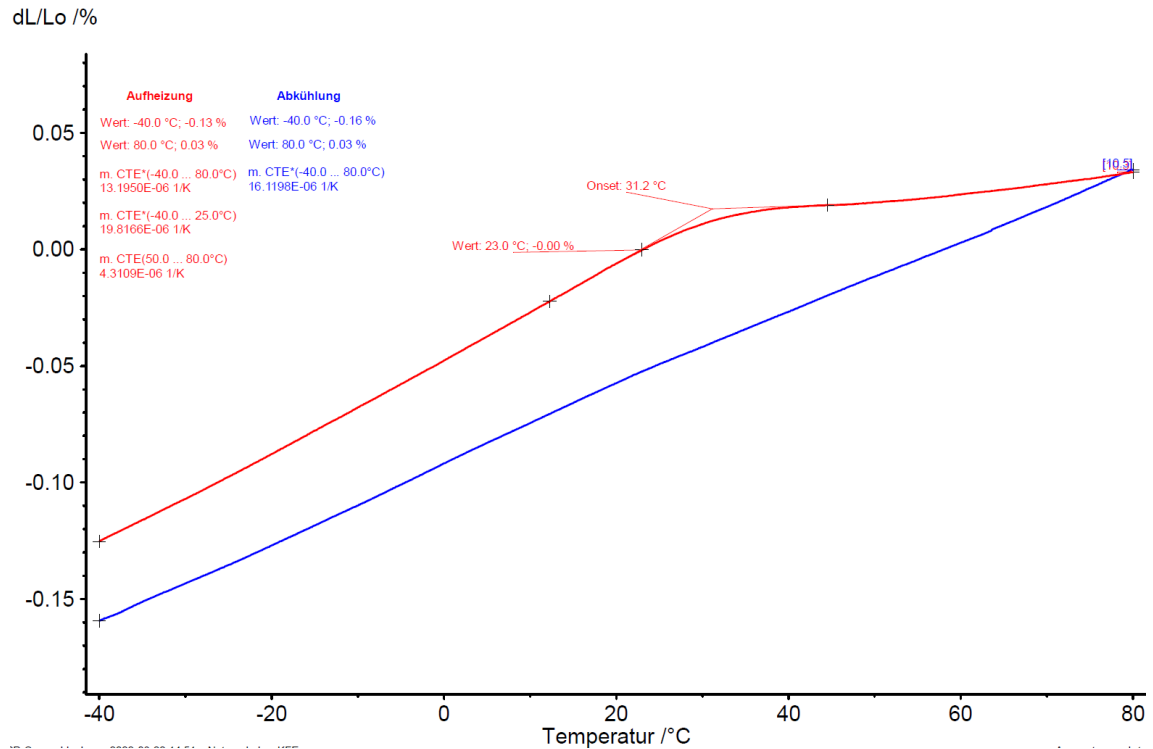


Abbildung 10: Prozentuale thermische Ausdehnung von PP-Organoblech in der Probenebene (y-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

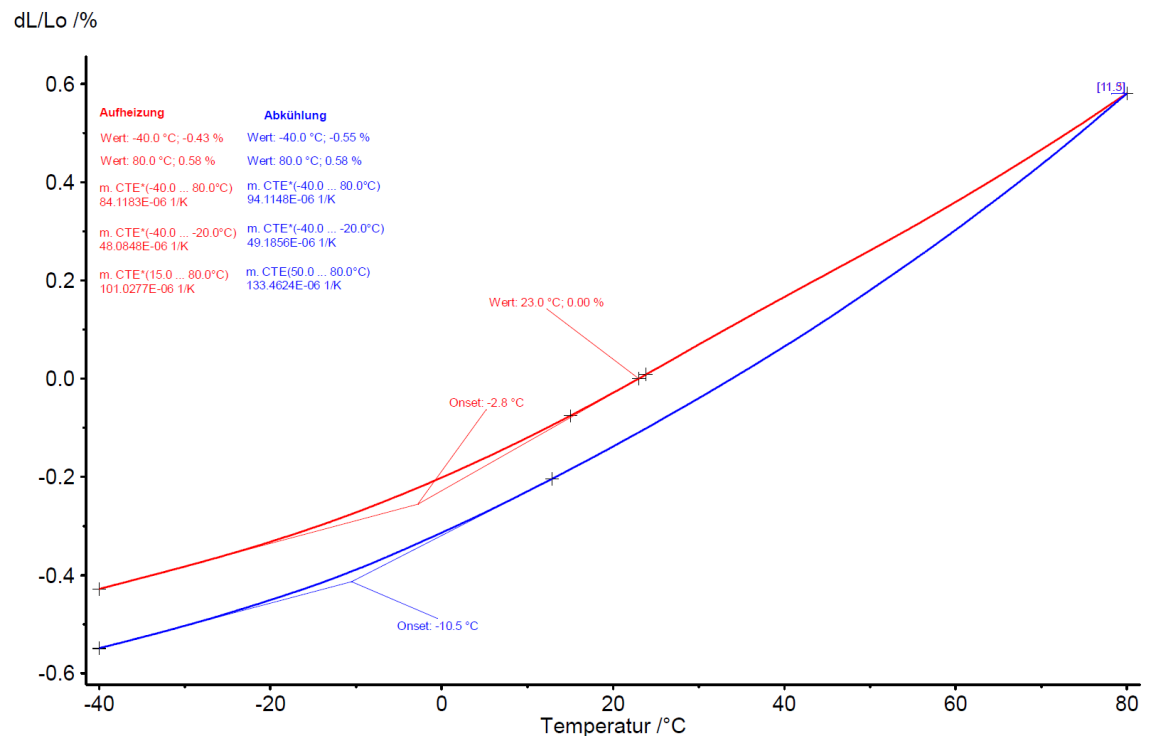


Abbildung 11: Prozentuale thermische Ausdehnung von PP-Organoblech in der Dickenrichtung (z-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

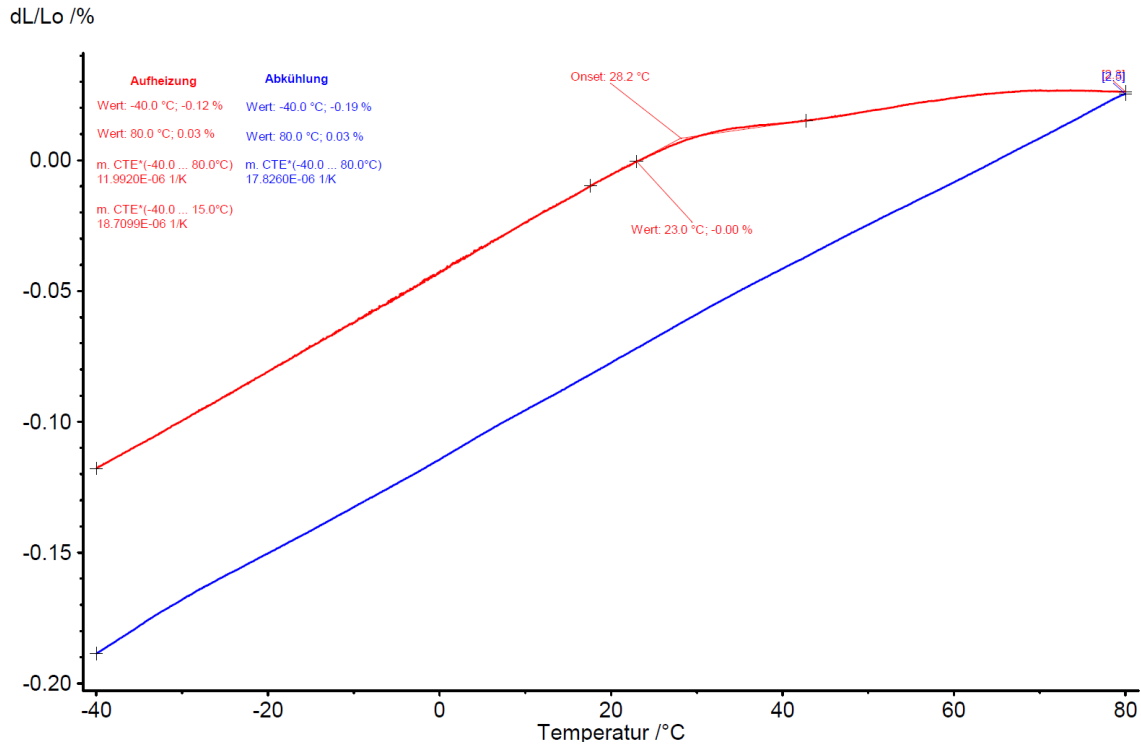


Abbildung 12: Prozentuale thermische Ausdehnung von PA6-Organoblech in der Probeneben (x-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

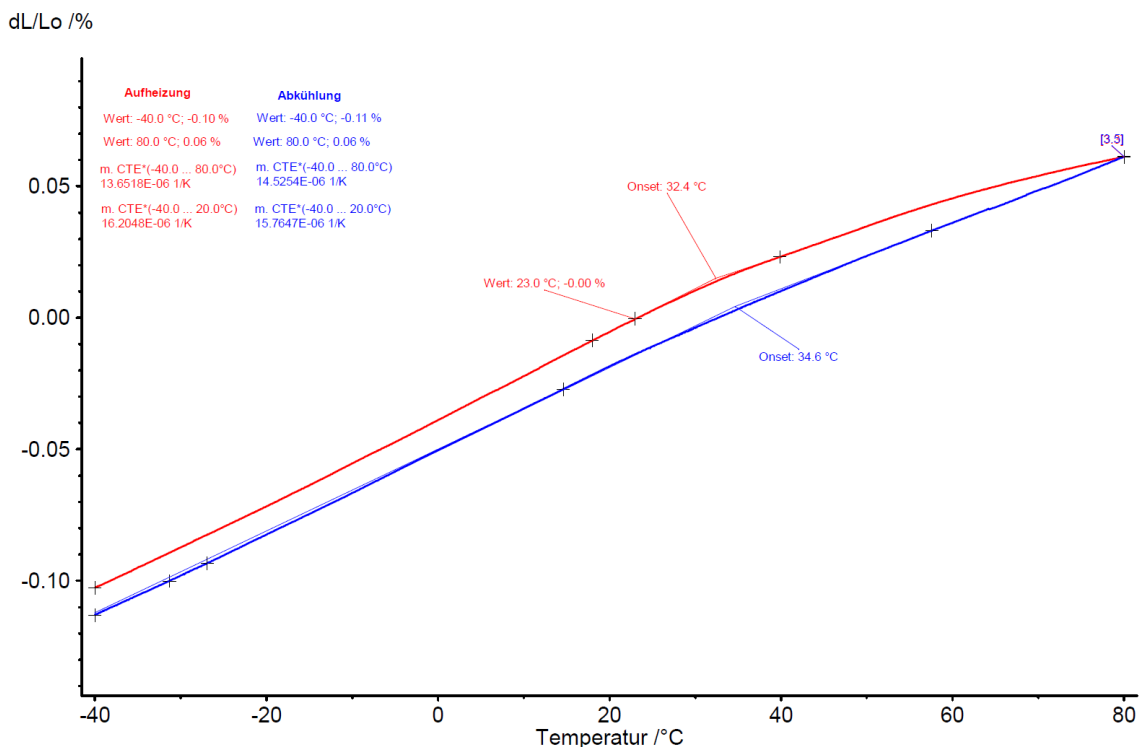


Abbildung 13: Prozentuale thermische Ausdehnung von PA6-Organoblech in der Probeneben (y-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient so-wie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

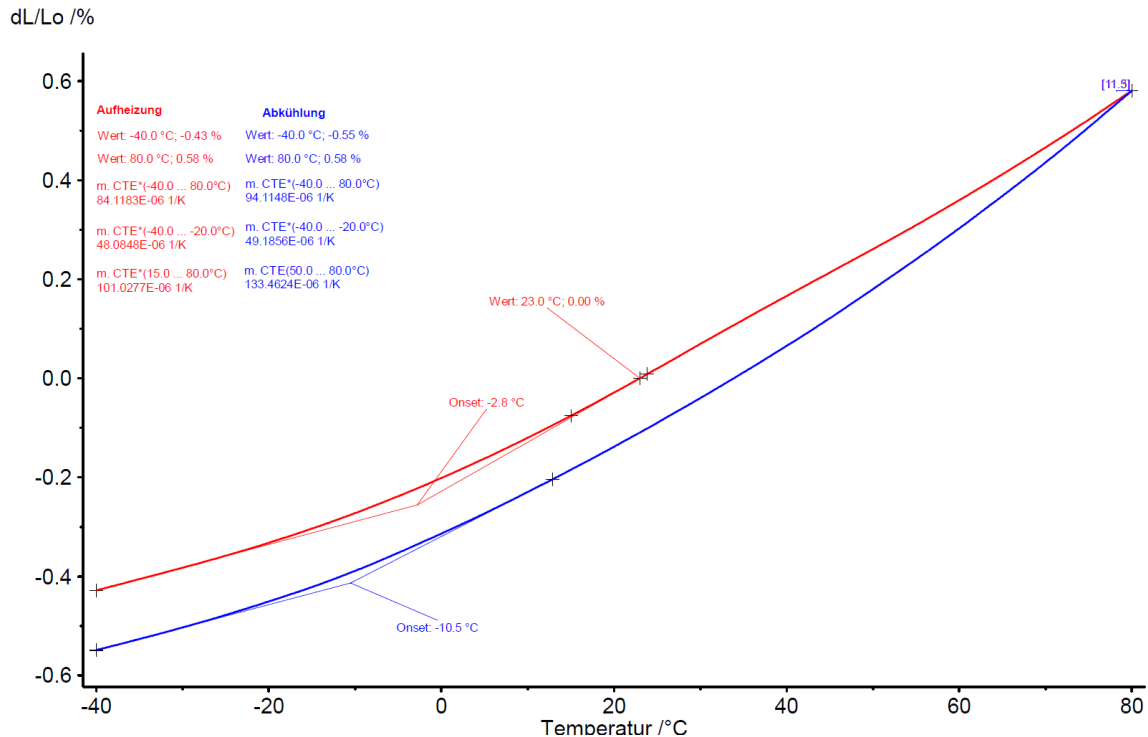


Abbildung 14: Prozentuale thermische Ausdehnung von PA6-Organoblech in der Dickenrichtung (z-Ebene). Weiterhin sind der lineare thermische Ausdehnungskoeffizient sowie die prozentuale Ausdehnung bei maximaler Prüftemperatur ausgewertet.

4.2 Charakterisierung und Optimieren der metallischen Fügestruktur

4.2.1 Definition der Grundstrukturen für das thermische Direktfügen

Es wurden die vorab ermittelten Bauparameter zur Erstellung von dichten Volumenkörpern auf die Herstellung der spezifischen Oberflächenstrukturen erweitert. Hierzu werden zunächst verschieden Grundstrukturen für das thermische Direktfügen entwickelt und auf ihre Herstellbarkeit untersucht. Insbesondere wurden Strategien zur Schaffung von Hinterschneidungen in Betracht gezogen. Zu porösen Volumenstrukturen liegen Arbeiten seitens der Arbeitsgruppe alp vor, sodass diese aufgegriffen und angepasst wurden. Die Arbeitsschritte gliedern sich wie folgt:

- Definition verschiedener Grundstrukturen für das thermische Direktfügen
- Untersuchung der Herstellbarkeit der Grundstrukturen
- Identifikation der charakteristischen Parameter der Grundstruktur, die systematisch variiert werden können

Als Strukturgeometrie wurden dabei verschiedene Strukturtypen untersucht, die hier in Abbildung 15 dargestellt sind. Als Strukturgeometrien wurden Säulen und Quader (1 und

2), Kegelstumpf und Pyramidenstumpf (3 und 4) Torbogen mit dreieckiger Aushöhlung (5, 6 und 7) gewählt, siehe Abbildung 15. Hierfür erfolgte die Erstellung einer kleinen Metallplatte als Basis, auf welche die Strukturen aufgebaut wurden. Der Abstand zwischen den Strukturen untereinander beträgt 2 mm.

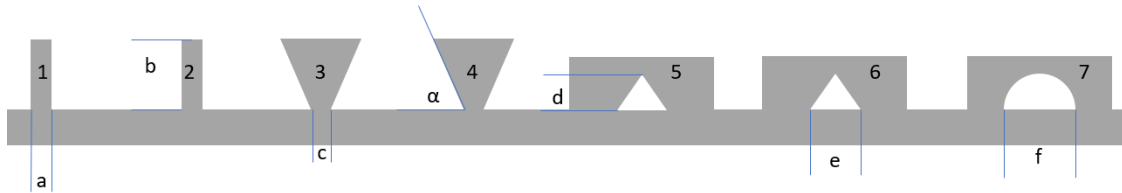


Abbildung 15: Verschiedene Strukturtypen deren Eigenschaften bestimmt wurden

Der Anteil an fehlerfrei produzierten Strukturen für verschiedene Laserleistungen P ist in Abbildung 16 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass bei 0,1 mm und 0,2 mm breite Strukturen kaum hergestellt werden können. Bei 0,3 mm steigt der Anteil schon deutlich und bei 0,4 mm großen Strukturen sind beinahe alle Strukturen fehlerfrei, solange eine geeignete Laserleistung P gewählt wurde. Daraus lässt sich bei Struktur 1 schließen, dass eine Mindestbreite von 0,4 mm benötigt wird, da sonst Strukturen gegebenenfalls fehlen oder Fehler in ihrem Aufbau besitzen. Dies ist auch der Wert, der im Datenblatt der SLM-Maschine als minimale Wandstärke für ein Bauteil angegeben ist. Für die Maßgenauigkeitsbestimmung wurden die Breite der Strukturen mit dem Parametersatz Laserpower 175 W und Hatch-Abstand 0,09 mm sowie die Strukturen mit dem Hatch-Abstand 0,1 mm ausgewertet. Aus den Ergebnissen der Geometrievermessung ist ablesbar, dass die Breite der Strukturen mit dem Hatch-Abstand von 0,09 mm und 0,1 mm genaue Strukturen erzeugt werden können.

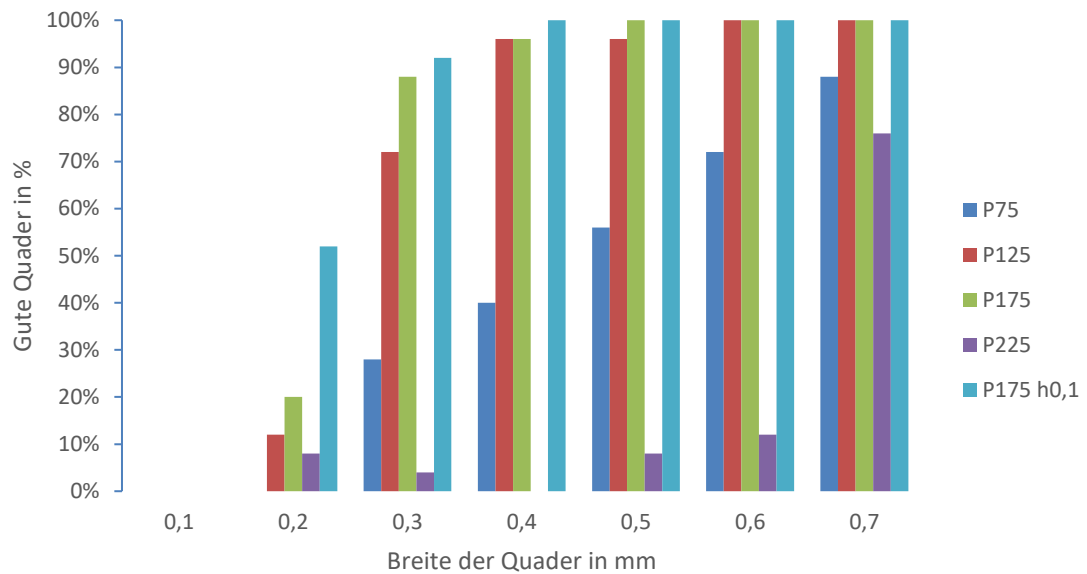


Abbildung 16: Anteil der brauchbaren Strukturen in Abhängigkeit der Strukturgröße

4.2.2 Untersuchung der charakteristischen Parameter der Grundstruktur

Zur Anpassung und Optimierung wurden Grundstrukturen hinsichtlich ihrer Eignung für das thermische Direktfügeverfahren ermittelt, auf welche SLM-Fertigungsparameter Einfluss nehmen. Hierzu wurde eine Parameterstudie zu den jeweils definierten Grundstrukturen durchgeführt. Ziel war es, einen Zusammenhang zwischen den Bauparametern des additiven Fertigungsprozesses und den Struktureigenschaften der gewünschten Fügeoberfläche herzustellen. Die Fertigungsgrenzen und das Potenzial für das Direktfügeverfahren der jeweiligen Grundstruktur wurden damit bestimmt und abgeleitet. Aus den gewonnenen Erkenntnissen wurde eine Versuchsmatrix aus den vielversprechendsten Grundstrukturen entwickelt.

Um die Rauheit in Abhängigkeit vom Überhangwinkel und vom Hangwinkel zu vermessen, wurden Parallelepipeds mit unterschiedlichen Winkeln der schrägen Kanten gegenüber der Horizontalen gedruckt. Dabei ist ersichtlich, dass mit geringerem Winkel die Rauheit deutlich ansteigt. Dies gilt sowohl für die Flächen auf der Hangseite (V und R) als auch für die Flächen auf der Überhangseite (H und L) die sich in der Höhe nur marginal unterscheiden. Dies bedeutete, dass die Rauheit mit zunehmendem Überhang (kleinerer Winkel) ansteigt, wobei kleinere Winkel als 50° nicht mehr druckbar sind, da der Druckjob sonst abbricht (der Rakel zerstört die Struktur oder bleibt am Bauteil hängen).

Aus diesem Grund wird im weiteren Projektverlauf auf Winkel kleiner 50° gegenüber der Vertikalen verzichtet.

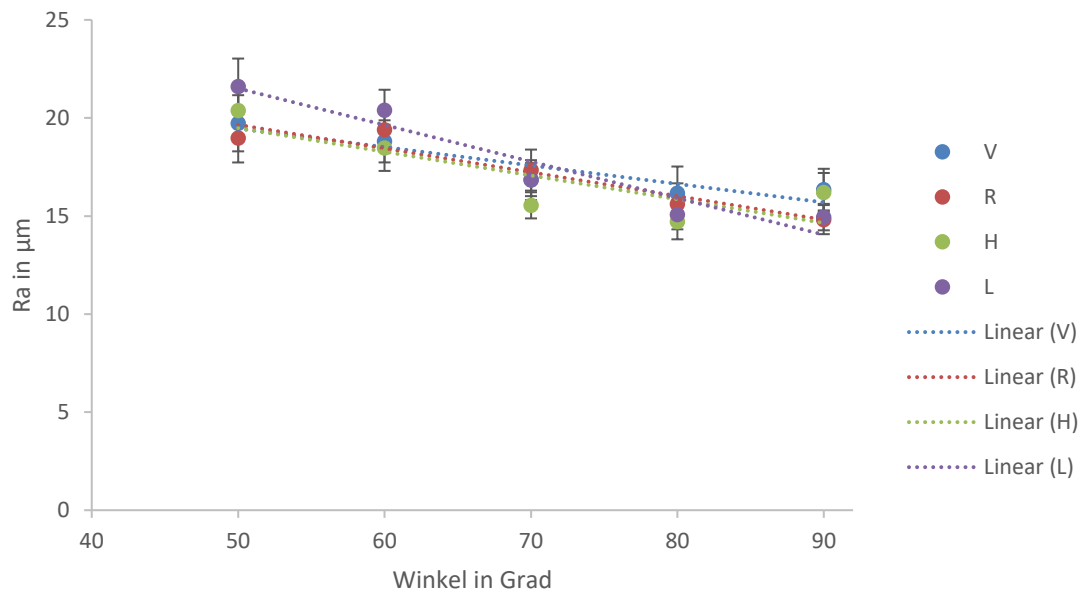


Abbildung 17: Rauheit R_a an den überhängenden Seiten (L und H) sowie an den Hangseite (V und R) eines gedruckten Parallelepeds in Abhängigkeit des Winkels

Um die Winkeltreue der SLM-Strukturen zu untersuchen, wurden Pyramiden mit unterschiedlichen Steigungswinkeln gedruckt und die Steigungswinkel mittels Streifenlichtmikroskop gemessen. Die gemessenen Winkel in Abhängigkeit von den eingestellten Winkeln sind in Abbildung 18 zu sehen. Darin ist zu erkennen, dass die gemessenen Winkel den eingestellten Winkeln über den kompletten untersuchten Bereich entsprechen. Einzig im Bereich von 40° bis 50° wurde eine höhere Standardabweichung innerhalb der Messgruppe festgestellt. Dennoch ist der gemessene Mittelwert im eingestellten Größenbereich.

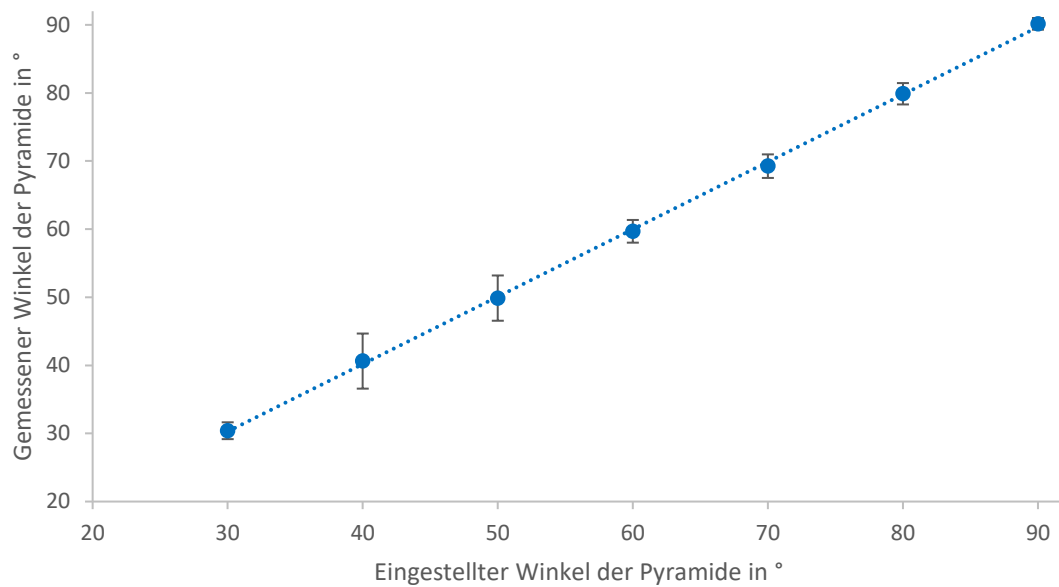


Abbildung 18: Winkeltreue an einer Pyramide für unterschiedliche Winkel

Um gezielt Strukturen mit definierter Höhe herzustellen ist die Höhenabweichung besonders wichtig, da dadurch die Kontaktfläche zum Kunststoff eingestellt wird. Die gemessene Höhe von Quadern in Abhängigkeit von der eingestellten Höhe ist in Abbildung 19 dargestellt. Dabei ist ersichtlich, dass die eingestellte Höhe mit einer Abweichung von weniger als $10\ \mu\text{m}$ erreicht wird, einzig bei der $40\ \mu\text{m}$ -Gruppe ist die Abweichung etwas höher. Dies liegt daran, dass bei $40\ \mu\text{m}$ Höhe ohnehin nur zwei Pulverlagen mit je $20\ \mu\text{m}$ übereinander gebaut werden. Liegt die Grundfläche der Quader zwischen zwei Bauebenen, entstehen allein dadurch schon Abweichungen bis zu $10\ \mu\text{m}$. Zudem sind die Abweichung innerhalb der Messgruppen gering. Als Resultat kann gesagt werden, dass die Höhen- und Winkelabweichungen gering sind und die geplanten Strukturen hinreichend genau hergestellt werden können.

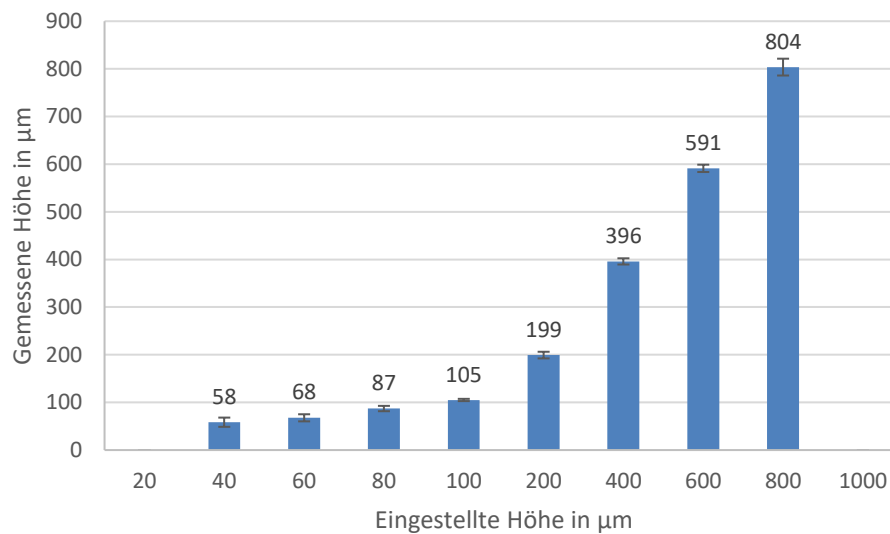


Abbildung 19: Höhentreue von Quadern

4.2.3 Vorversuche zur Eignung poröser SLM-Strukturen zum thermischen Direktfügen

Als Vorversuche wird der Einfluss von porösen SLM-Strukturen auf die Eigenschaften beim thermischen Direktfügen untersucht. Grundlegend ist bekannt, dass eine hohe Oberflächenrauheit des Metalls beim thermischen Direktfügen für bessere Haftung sorgt, als glatte Flächen. Um dies zu ermitteln wird die Oberflächenrauheit der SLM-Strukturen bewusst verändert. Dies geschieht über die Variation von Laserparametern während des SLM-Prozesses, wie bereits in Abschnitt 4.1.1 beschrieben ist. Als grundlegende Geometrie des metallischen Fügepartners dient dabei eine 3 mm dicke Platte auf der quaderförmige Zinnen wie in Abbildung 20 zu sehen sind. Die Quader sind 0,5 mm hoch, 0,5 mm breit (quadratischer Querschnitt) und haben einen Abstand von 1,7 mm zueinander, wodurch ein Feld von 15x15 Quadern entsteht. Zur Identifizierung der Proben wird der Probenname auf einer freien Fläche neben den Zinnen mit eingedruckt. Die komplette Probe wird mittels laserbasiertem 3D-Druck im SLM-Verfahren hergestellt. Ebenfalls sind zwei Materialien verwendet worden, der PH1 Edelstahl und ein 1.2709 Werkzeugstahl. Aufgrund des unterschiedlichen Maschinendesigns auf den die beiden Materialien verarbeitet werden, sind poröse Strukturen nur im PH1 Edelstahl herstellbar. Die Variation der erreichten Oberflächenrauheit durch die porösen Strukturen beträgt dabei zwischen 7 μm und 25 μm .

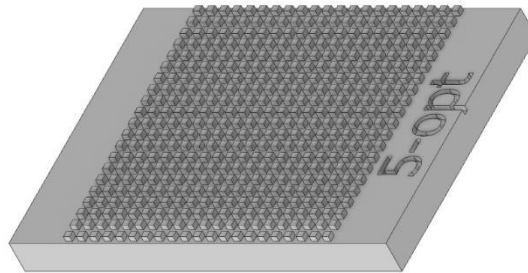


Abbildung 20: Beispiel der Druckscherprobe mit quaderförmigen Zinnen.

4.2.4 Proben für Druckscherversuche

Um für den Kunststoff die bestmögliche Anhaftung zu ermöglichen, wird die Höhe, die Breite und der Abstand der Quader (beide Raumrichtungen immer gleich) auf dem metallischen Fügepartner verändert. In Abbildung 21 ist die Definition, wie die jeweiligen Größen gemessen werden, bildlich dargestellt. Darunter ist das Fenster der Parametervariation angegeben. Der Bereich der Parametervariation richtet sich nach den minimal möglichen Größen, die mittels SLM herstellbar sind, und sinnvollen Maxima, so dass noch ein erwartbarer Effekt vorhanden ist und die Herstellung wirtschaftlich ist. Beim Abstand ist zu beachten, dass nicht der Zwischenraum zwischen den Proben angegeben ist, sondern der Zwischenraum plus die Breite genannt ist, was auf die Konstruktion der Probe zurückzuführen ist. Sowohl der Abstand als auch die Breite der Probe sind in beide Raumrichtungen in der Ebene gleich, so dass ein doppelter Abstand zu einem Viertel der Quader pro Fläche führt.

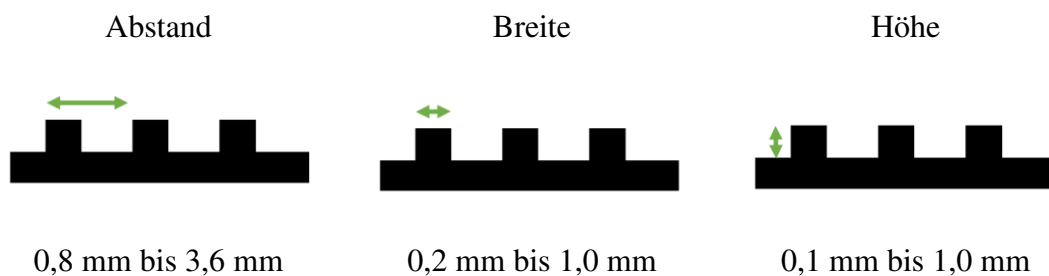


Abbildung 21: Parametervariation mit Parameterraum der Versuchsmatrix.

4.2.5 Proben zur winkelabhängigen Prüfung

Neben dem Druckschertest sollen auch Proben für winkelabhängige Belastungen der direktgefügt Schicht hergestellt werden. Dies geschieht über Proben, die sich winkelabhängig in die Prüfmaschine einspannen lassen, wodurch die Proben umkonstruiert werden müssen. Anstatt einer planen Fläche zur Einspannung in Spannbacken wird die Probe mit zwei Löchern konstruiert, um sie in eine winkelverstellbare Halterung zu verschrauben. Auf der Oberseite der Probe befinden sich verschiedene Strukturen für den Kontakt mit dem Kunststoff, wie in Abbildung 22 dargestellt ist. Die Breite und der Abstand der Strukturen werden auf das vorher ermittelte Optimum von 0,6 mm Breite (nominale Breite) und 1,2 mm Abstand eingestellt, wodurch sich ein Feld von 5x13 Objekten ergibt. Die Höhe der Strukturen wird in 3 Stufen auf 0,5 mm, 1,0 mm und 1,5 mm eingestellt, wodurch der Einfluss der Höhe für die verschiedenen Strukturen gemessen werden kann. Die einzelnen Strukturen sind folgendermaßen strukturiert: Die Pyramide hat eine quadratische Grundfläche und an der Spitze die minimale Breite, die die Maschine herstellen kann. Der Pilz besteht aus zwei Kegelstümpfen, wobei der Obere nach unten bis zur nominalen Breite von 0,6 mm breiter wird. Der untere Kegel verjüngt sich von 0,6 mm an der Oberseite bis zu 0,4 mm an der Unterseite, um noch eine gute Festigkeit an der Unterkante sicher zu stellen. Die Quader haben eine quadratische Grundfläche mit nominaler Breite, ebenso die Zylinder, die den Durchmesser der nominalen Breite haben. Um Hinterschneidungen zu erzeugen, wird zudem eine inverse Pyramide mit quadratischer Grundfläche hergestellt, die an der Oberseite die nominale Breite und an der Unterseite eine Breite von 0,4 mm aufweist. Durch die Hinterschneidungen soll Kunststoff unter das Metall fließen und so eine verbesserte Verzahnung entstehen, so dass insbesondere bei der Zugbelastung der Verbindung eine erhöhte Festigkeit entsteht.

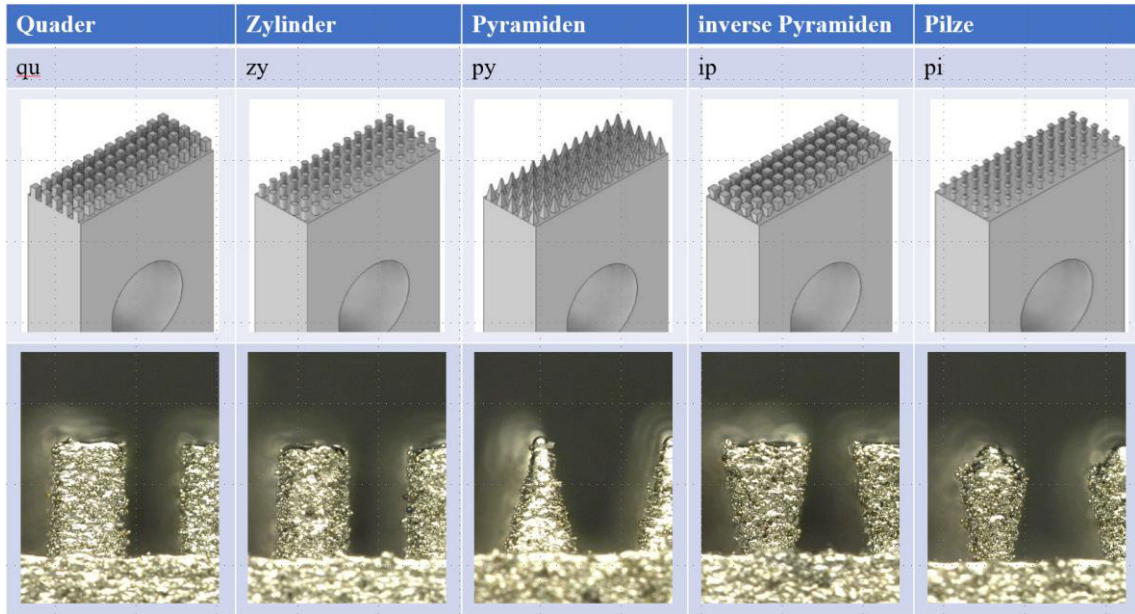


Abbildung 22: Unterschiedliche Strukturen an der Oberfläche für eine winkelabhängige Belastung.

4.3 Thermisches Direktfügen

4.3.1 Aufbau der Fügeanlage

Die Herstellung der Hybridverbunde erfolgt mit einer Fügeanlage, die mit den Fügeverfahren HS- und IR- ausgestattet werden kann. Orientiert am Heizelementstumpfschweißen ist die Anlage mit einem ein- und ausfahrbarem Aufsatz für die Wärmequelle, mit zwei pneumatisch gesteuerten Halterungswerkzeugen für die Fügekomponenten und einer integrierten Steuereinheit ausgestattet. Der maximale Betriebsdruck ist durch die Anlage begrenzt und ist im Bereich zwischen 0,6 bar und 6,0 bar einstellbar. Die zueinander parallelen Halterungen können als Spannwerkzeuge fungieren oder fixieren die jeweiligen Proben mit einer Unterdruckleitung an der Bauteilrückseite. Um die Unterdruckhalterung zu nutzen, müssen glatte Rückseiten an den Komponenten vorliegen, da diese über einen Dichtring an den Druckleitungen anliegen.

Für das thermische Direktfügen können unterschiedliche Wärmequellen in der Anlage verwendet werden. Die direkte Erwärmung der Fügeproben erfolgt hierbei mittels Heizelement, welches pneumatisch gesteuert wird. Dabei fahren die Probenhalterungen während der Angleich- und Anwärmphase bündig an das Heizelement. Neben dem Heizelement kann für die indirekte Erwärmung die Wärmequelle mit IR-Strahlern ausgetauscht

werden. Beim Einsatz der indirekten Erwärmung fahren die Probenhalterungen nicht bündig an die IR-Strahler heran, da ein festgelegter Abstand zwischen Strahlern und Proben eingehalten werden muss. Der Abstand wird hierbei konstruktiv umgesetzt. Die folgende Abbildung 23 zeigt die Labormaschine mit Heizelement als Wärmequelle, montierter Spannvorrichtung und angeschlossener Unterdruckleitung.

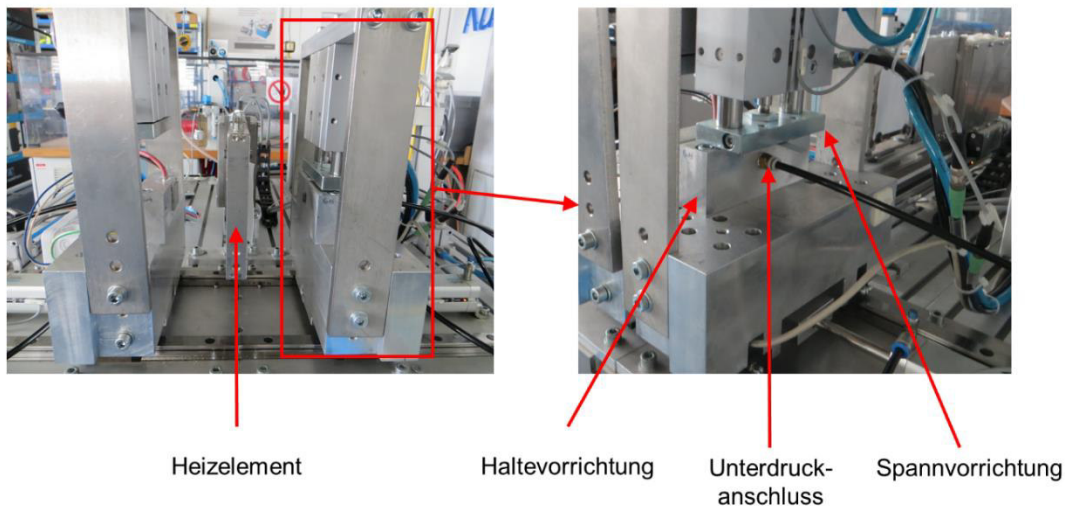


Abbildung 23: Aufbau der Fügeanlage mit Heizelement als Wärmequelle für die direkte Erwärmung.

4.3.2 Erwärmen der Metallkomponente

Beim Fügeprozess ist es vorteilhaft, wenn die Temperaturdifferenz der Fügeflächen der Kunststoff- und Metallkomponente niedrig gehalten werden. Ist die Temperaturdifferenz der Proben beim Direktfügen zu hoch, können nach der Abkühlphase unterschiedliche Wärmeausdehnungen der Fügekomponenten auftreten. Dies kann zu Steifigkeitssprüngen bzw. Spannungsspitzen im FVK-Metall-Verbund bzw. an der Grenzfläche führen [47].

Beim HS kann die additive Strukturierung der Metallprobe dazu führen, dass aufgrund des punktuellen Kontaktes der Probe der Wärmefluss in die Metallprobe begrenzt ist und die aufgenommene Wärme sofort wieder an die Spannvorrichtung abgeben wird. Um die Wärmeabgabe zur Spannvorrichtung während dem Fügeprozess für die Metallkomponente zu minimieren, wird die Spannvorrichtung mit einer Heizpatrone erwärmt.

4.3.3 Thermisches Direktfügen mittels Heizelement

Eine Möglichkeit thermisch direktgefügte Verbindungen herzustellen ist das Fügen mittels Heizelement, das sich in Anlehnung an das Heizelementstumpfschweißen umsetzen lässt. Dieses gehört aktuell zu den wichtigsten Schweißtechniken von Kunststoffbauteilen, da sich eine große Vielfalt an Geometrien und Produktgrößen mit dem HS wirtschaftlich umsetzen lässt. Ein weiterer Vorteil des Prozesses mit Heizelement ist der hohe Automatisierungsgrad, durch den eine genaue Reproduzierbarkeit und eine sichere Handhabung gegeben ist [48]. Somit lässt sich eine große Bandbreite an Thermoplasten verarbeiten [48]. Der Fügeprozess besteht dabei aus den folgenden vier Phase: dem Angleichen bzw. Anwärmen, Umstellen, Fügen und anschließend dem Entnehmen der gefügten Bauteile.

Beim Fügeprozess von thermoplastischen Kunststoffen werden die zu verbindenden Fügeflächen mit einem Heizelement erwärmt [49]. Dieser Prozess findet ohne Schweißzusätze statt und kann indirekt mit einer Beheizung der Rückseite oder mit einer direkten Erwärmung erfolgen, indem die Fügeflächen parallel auf dem Heizelement aufliegen [48, 49]. Die Wärmezufuhr beim direkten Aufliegen erfolgt unter leichtem Andruck auf das Heizelement, bis die Materialien aufgeschmolzen sind und sich an den Oberflächen eine Wulst bildet [49]. Das Anwärmen unter Druck dient dabei dem Angleichen der Fügepartner, damit diese vollflächig für die darauffolgenden Phasen aufliegen. Anschließend werden die Fügeflächen, nachdem das aufgeheizte Metallelement entfernt wurde, unmittelbar unter einem Druck im Bereich von 0,1 bis 2,0 MPa gefügt, womit das aufgeschmolzene Material seitlich verdrängt wird und eine möglichst homogene Verbindung entsteht [49]. In Abbildung 24 wird der Prozessablauf des Heizelementschweißen schematisch in Angleichen, Erwärmen, Umstellen, Fügen und Abkühlen anhand einer planen Verbindung zweier Bauteile dargestellt.

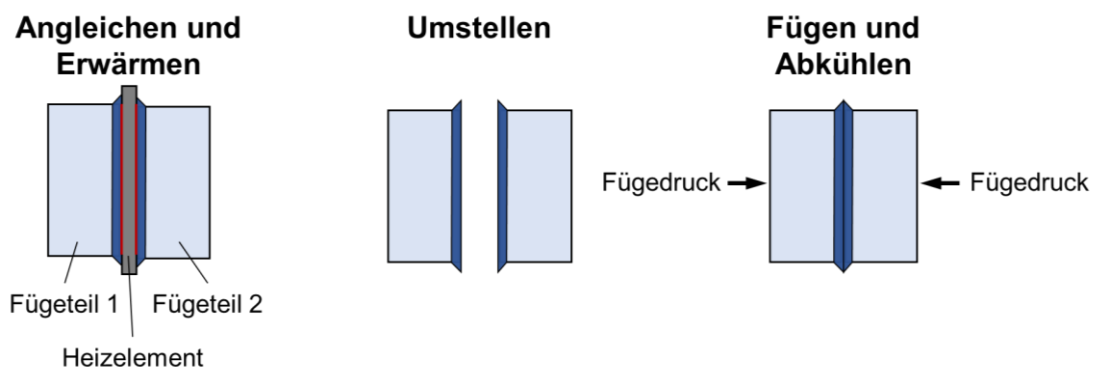


Abbildung 24: Schematischer Prozessablauf des Heizelementstumpfschweißens.

Das Heizelement ist meistens mit einer Antihafschicht, bestehend aus Polytetrafluorethylen (PTFE) versehen, damit die Schmelzschichten der Polymere nicht haften bleiben [49]. Dadurch können Thermoplaste mit einer Temperatur bis 270 °C erwärmt und gefügt werden. Bei Temperaturen über 270 °C verliert die PTFE-Antihafschicht ihre antiadhäsive Wirkung und es bleibt ein Rückstand der Kunststoffschmelze am Heizelement haften. [49]. Daneben begrenzt auch die Dauertemperaturbeständigkeit von PTFE den Einsatzbereich.

In der verwendeten Fügeanlage wurde ein unbeschichtetes Heizelement aus Aluminium verwendet, das im Temperaturbereich bis 270 °C eingesetzt wurde. Die Antihafschicht am Heizelement wurde im Laufe der Versuchsdurchführung mit unterschiedlichen PTFE-Folien realisiert. Verwendet wurden dabei PTFE-beschichtete Glasgewebefolien, die feine Strukturierungen aufweisen und reine PTFE-Schweißfolien mit glatter Oberfläche. Für die Versuche hat sich schließlich die glatte unverstärkte PTFE-Folie, PTFE-6100 von Kastilo Technische Gewebe GmbH als am besten geeignet herausgesellt.

4.3.4 Thermisches Direktfügen mit Infrarotstrahlung

Neben dem Direktfügen mittels Heizelement eignet sich die Infrarotstrahlung als indirekte Erwärmung für das Fügen von teilkristallinen Kunststoffen. Gegenüber dem HS, erfolgt beim IR-Fügen die Energieübertragung mithilfe emittierender Wärmestrahlung, weshalb auch das Fügen von hochtemperaturbeständigen oder abrasiven Thermoplasten geeignet ist. Der Energieeintrag durch berührungslose Strahlung wird durch Kunststoffbauteile absorbiert, womit thermoplastische Kunststoffe in kurzer Zeit schonend erwärmt werden können. Das kontaktfreie Erwärmen der Fügepartner verhindert eine mögliche mechanische Abnutzung der Wärmequelle und ermöglicht bei Faserverbundkunststoffen ein Aufschmelzen ohne Faserverschiebung.

Eine kontinuierliche Infrarotstrahlung wird dabei nicht nur an der Fügeoberfläche absorbiert, sondern kann auch tiefer in den Kunststoff eindringen. Dabei dringt kurzwellige Infrarotstrahlung tiefer in Thermoplaste ein und erwärmt somit verstärkt das Bauteilinnere, während langwellige IR-Strahlung an der Fügeoberfläche durch Kunststoffe absorbiert wird. Nach Abbildung 25 werden Infrarotstrahler nach ihrem emittierenden Wellenlängenmaximum in kurzwellige, mittelwellige und langwellige Strahler kategorisiert [50].

Durch den Einsatz von Füllstoffen wie z. B. Ruß oder Verstärkungszusätzen wie z. B. Glasfasern im Thermoplast erhöht sich in der Regel der Absorptionsgrad des Kunststoffes bemerklich. Dadurch dringt auftreffende Strahlung weniger tief in das Fügebauteil ein und erwärmt den Kunststoff verstärkt an der Fügeoberfläche. Um eine ausreichende Schmelzschichttiefe zu erreichen, muss daraufhin länger erwärmt werden, da die Wärmeleitung von FVK, im Vergleich zu Kunststoffen ohne Fasern, niedriger ist. Von links anfangend, ist in der Abbildung 26 die Strahlungsabsorption von unverstärkten Kunststoffen und faserverstärkten Kunststoffen schematisch dargelegt. [51]

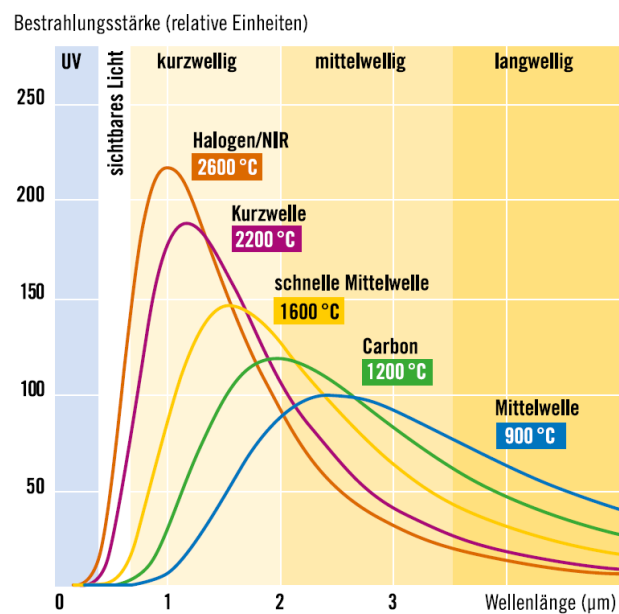


Abbildung 25: Emissionsspektrum unterschiedlicher IR-Strahler. [23]

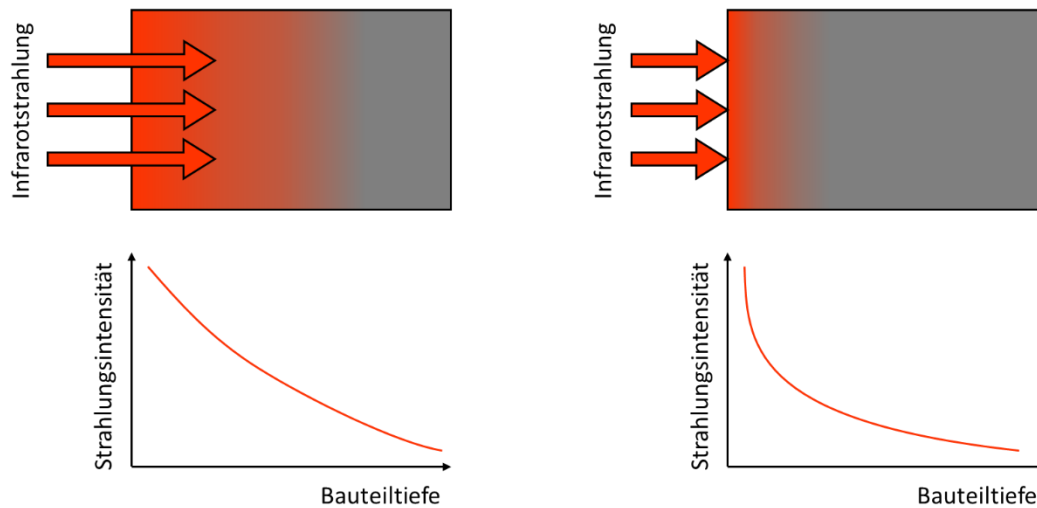


Abbildung 26: Schematische Darstellung der Strahlungsabsorption im Vergleich additiver Kunststoffe (links) zu faserverstärkten Kunststoffen (rechts).

Für die Versuche in diesem Projekt wurde ein kurzwelliger Rundrohr-Infrarotstrahler aus Quarzglas mit 10 mm Durchmesser, 100 mm beheizter Länge und 400 W Leistung (IR-Strahler KRS, Typ-Nr. 80008999 der Firma Heraeus Noblelight GmbH) eingesetzt. In Abbildung 27 ist der realisierte Aufbau dargestellt.

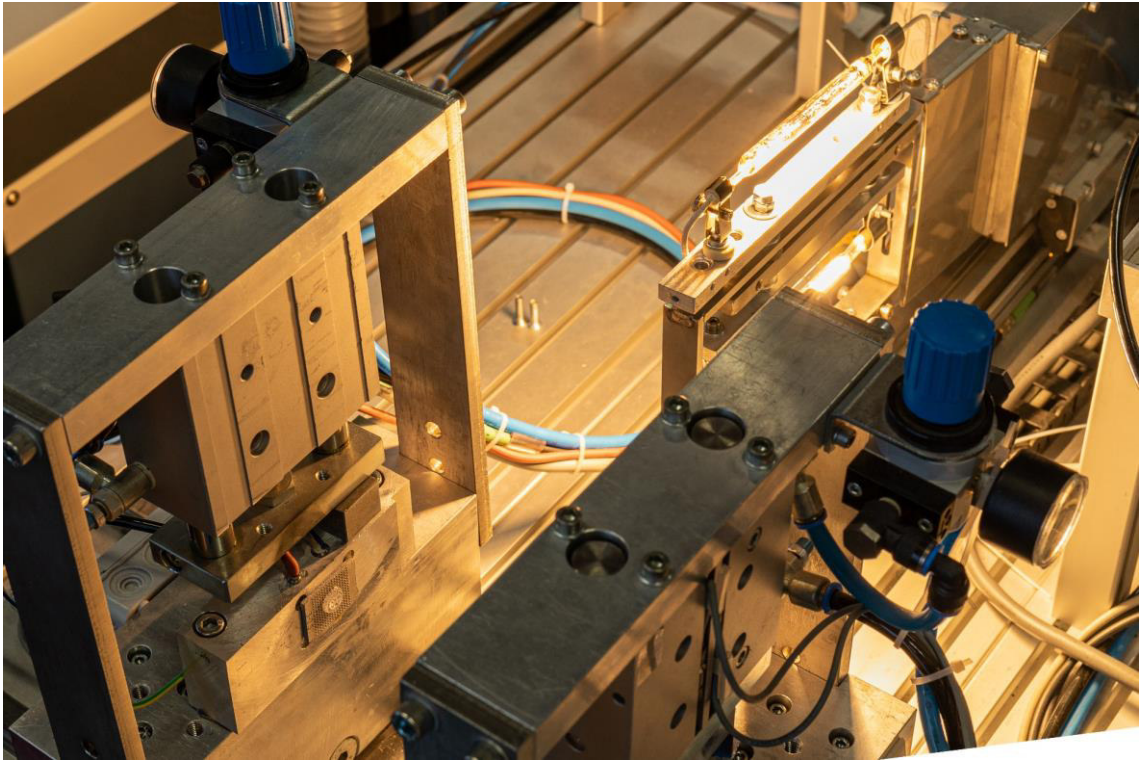


Abbildung 27: Mit IR-Strahler ausgerüstete Fügeanlage. Der oben angebrachte Strahler wurde nicht für das Fügen verwendet, sondern war zur Einhaltung der elektrischen Betriebspunkte des Strahlers erforderlich.

4.3.5 Richtungsabhängiger Prüfkörper

Die in Kapitel 4.2.5 beschriebenen Proben zur richtungsabhängigen Prüfung der Fügeverbindung wurden an der in Kapitel 4.3.1 beschriebenen Anlage gefügt. Hierfür wurden die in Abbildung 28 gezeigten Probekörperhalterungen eingesetzt.

Die Fügeversuche wurden aufgrund der vorangegangenen Erfahrung zum Fügen des Druckscher-Probekörpers nur mittels IR-Fügen durchgeführt, da sich dieses als passendere Fügemethode herausgestellt hat. Nach vorangegangener Ermittlung von passenden Fügeparametern wurden die Fügeversuche mit den in Tabelle 2 aufgelisteten Parametern durchgeführt.

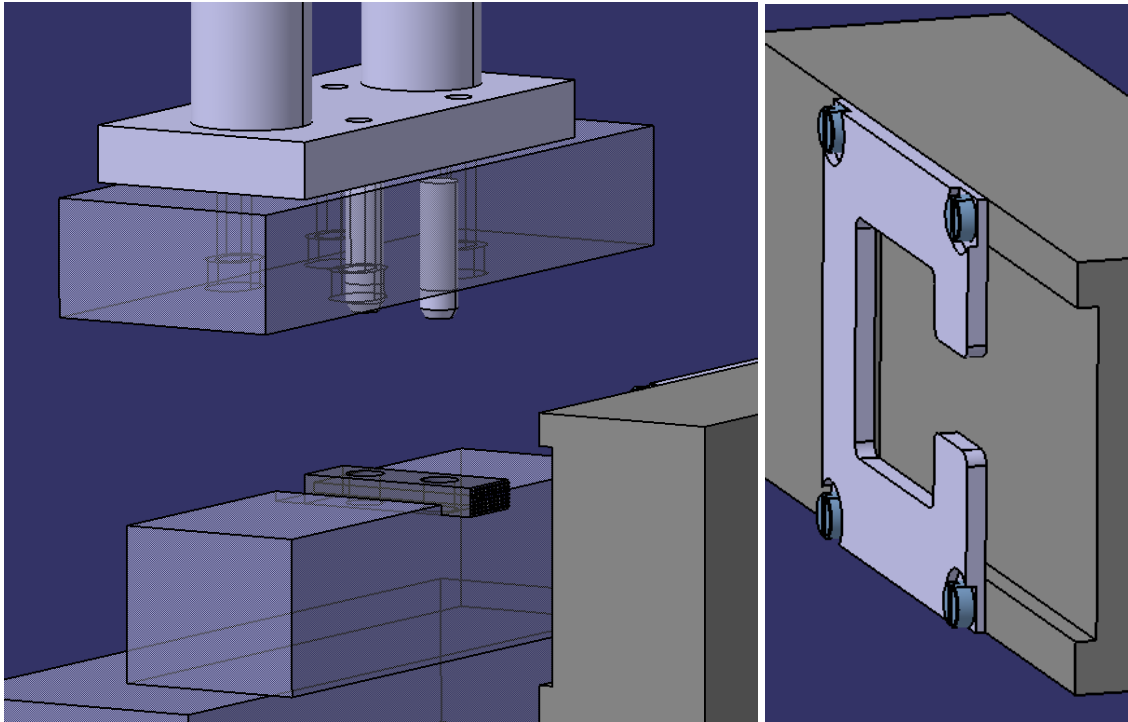


Abbildung 28. Fügevorrichtung zum Fügen der Probe der Halterung für die metallische Probe (links) und der Halterung für die Kunststoffprobe (rechts).

Tabelle 2: Verwendete Parameter zum Direktfügen.

Kunststoff	Abstand zum IR-Strahler / mm	Strahler- leistung / %	Anwärmdauer / s	Fügedruck / MPa
PA	3	90	50	2,0
PP	3	50	65	2,0
PC	6	90	60	2,0

Der Abstand zum Strahler für die metallische Komponente wurde konstant gehalten und betrug 5 mm.

4.3.6 Parameterfindung

Um die besten Einstellungen für das Fügen zu ermitteln, wurde im Vorfeld der eigentlichen Versuche Testreihen zur Parameterfindung mit der Quaderstruktur qu in 0,5 mm Höhe angelegt. Dies wurde für jede der drei Kunststoffe durchgeführt, wobei die Parameter wie Anwärmdauer, Strahlerleistung / Heizelementtemperatur und Fügedruck variiert wurden.

Die erste Eingrenzung der Fügeparameter erfolgte zunächst durch eine optische Beurteilung testweise gefügter Verbindungen. War nach dem Fügen die Oberflächenstrukturierung der Metallprobe noch sichtbar und nicht vollständig in den Kunststoff eingedrungen, deutete das auf eine zu kurze Erwärmungsdauer hin. Die obere Grenze stellte die thermische Degradation des Materials und eine damit verbundene starke Rauchentwicklung dar (siehe Abbildung 29). Begleitet wurde die Parameterfindung durch die berührungslose Messung der Oberflächentemperatur der erwärmten Kunststoffproben mit der Thermokamera (Abbildung 30). Die dabei gemessenen Temperaturen konnten mit den in der DSC ermittelten Aufschmelzbereichen verglichen werden (Abbildung 7), um hier sicherzugehen, dass der Kunststoff vollständig aufgeschmolzen ist.

In einem somit sinnvoll abgesteckten Parameterraum wurden dann verschiedenen Parameterkombinationen variiert. Es wurden je Parametersatz 5 Probekörper gefügt und daran die Festigkeit ermittelt. Diejenigen Kombinationen, die die höchste Festigkeit erzielten, wurden dann für weitere Versuche ausgewählt.

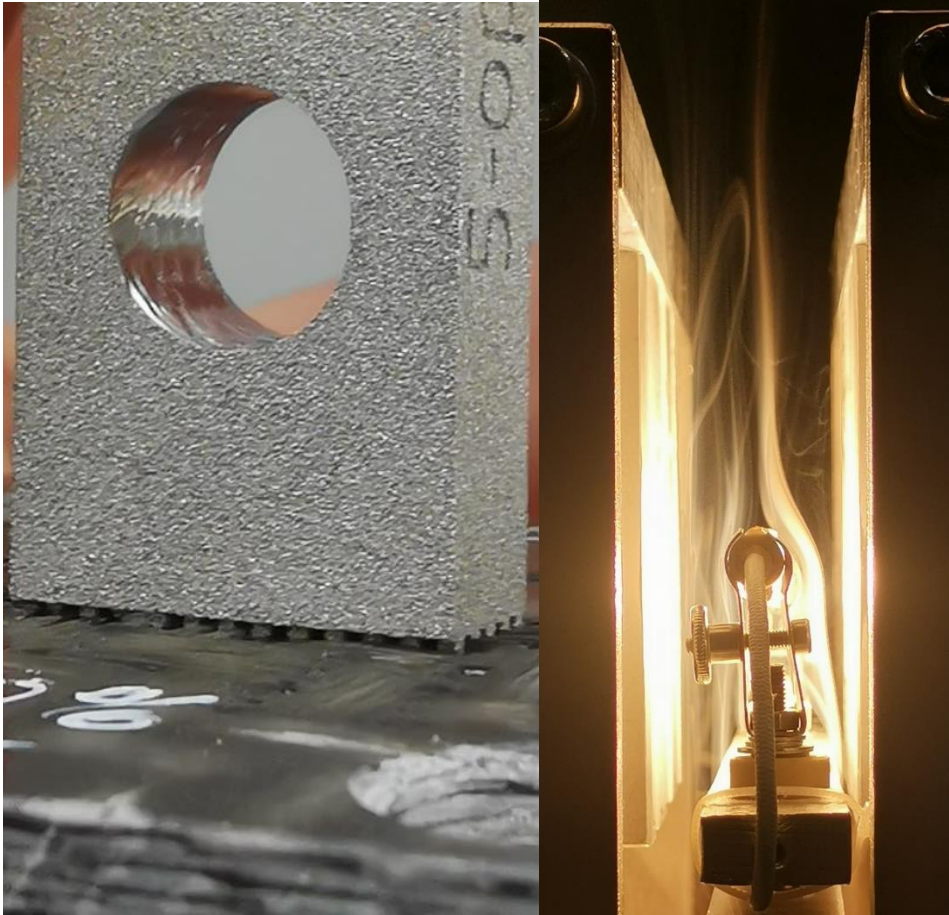


Abbildung 29: Optische Eingrenzung der Fügeparameter: Struktur dringt nicht tief genug in den Kunststoff ein (links). Bei zu lange Anwärzeit kommt es zur Degradation durch Rauchbildung (rechts).

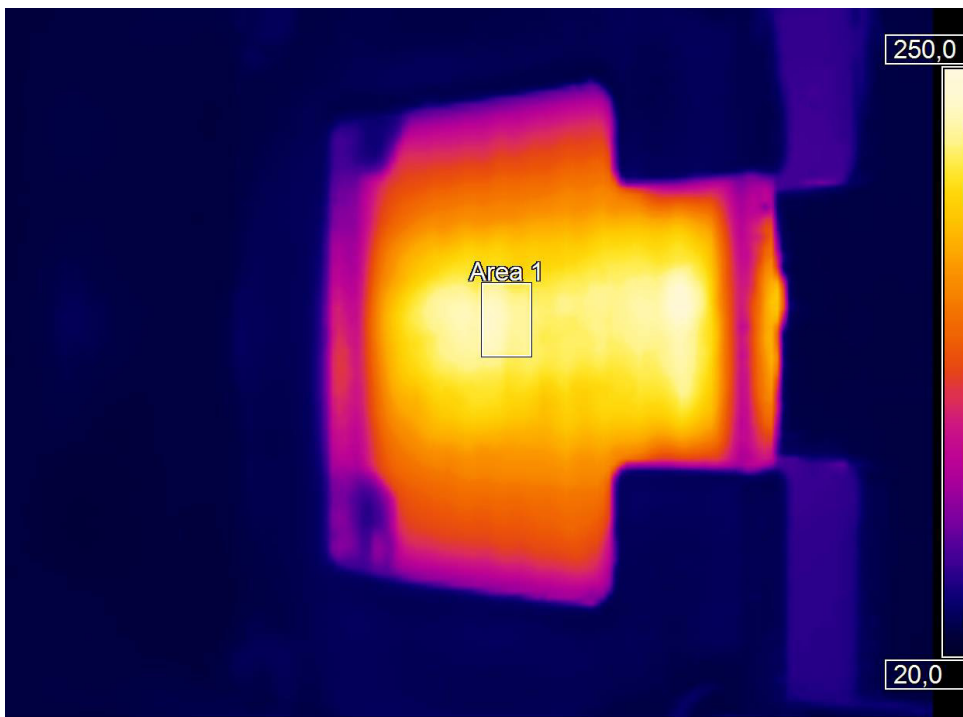


Abbildung 30: Thermographie-Aufnahme an einer erwärmten PP-Probe.

4.4 Prüfen der Hybridverbindungen

Zur Grundcharakterisierung der Hybridverbunde wurden zunächst Scherprüfungen eingesetzt. Im späteren Projektverlauf wurde eine weitere Prüfmethode angewendet, die auch die Prüfungen in unterschiedlichen Belastungsrichtungen erlaubt.

4.4.1 Linearscherversuch

Für die Druckscherprüfungen des Kunststoff-Metall-Verbundes wurde der Linearscherversuch verwendet. Dieser wurde vom SKZ ursprünglich zur Prüfung heizwendelgeschweißter Muffen entwickelt und lässt sich auch als nicht genormte Prüfung zur Bestimmung der Druckscherfestigkeit von Klebverbindungen einsetzen [52]. Die Probe wird dafür im Prüfgerät eingespannt und anschließend auf Scherung mit einer festgelegten kontinuierlichen Prüfgeschwindigkeit von 1,0 mm/min belastet. Während des Prüfvorgangs wird die Kraft bzw. die Spannung mit einer Kraftmessdose aufgezeichnet und mithilfe einer Software als Tabelle bzw. Graphen ausgegeben. In Abbildung 31 ist die LSV-Prüfmaschine mit detaillierter Einspannung des Prüfkörpers dargestellt [52].

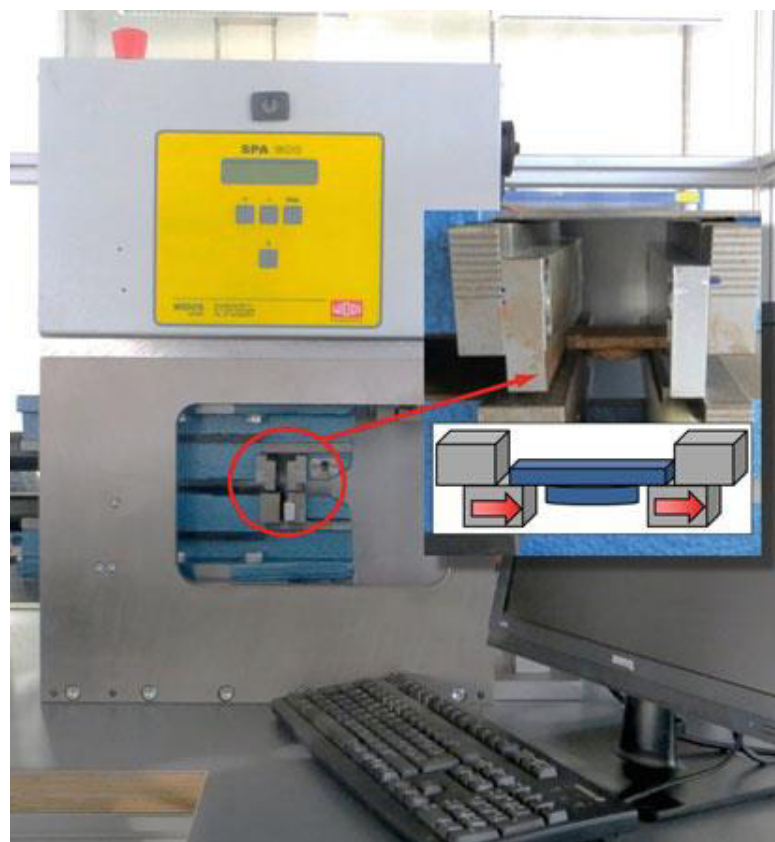


Abbildung 31: Prüfapparatur für den Linearscherversuch [28].

Um den linearen Scherversuch für den Hybridverbund zu optimieren, wurde eine weitere Aufnahme für den Prüfkörper angebracht. Die Einspannung ist mit einer Rundung gefertigt, damit die Aufnahme für die Rundprobe des Verbundes nicht linienartig, sondern über die halbe Mantelfläche flächenartig aufliegt. Eine linienartige Belastung auf den FVK fördert während der Prüfung Delaminationen und Schälungen der Fasergewebe und beeinflusst negativ das Messergebnis. Es wird somit auftretendes Materialversagen des faserverstärkten Thermoplasts, wie beispielsweise Schälung und Delamination reduziert. Links anfangend sind Angriffslinie und Angriffsfläche der Prüfkraft beim LSV in der nachfolgenden Abbildung 32 schematisch dargestellt. Die Darstellung rechts zeigt dabei die Kraftverteilung durch Anpassung der Prüfkörperaufnahme.

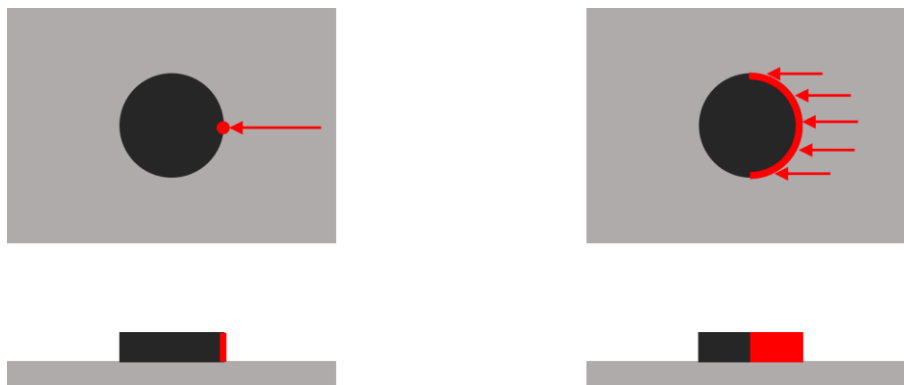


Abbildung 32: Darstellung des Angriffspunktes bzw. der Angriffsfläche im Linearscherversuch vor Anpassung der Probenaufnahme (links) und nach Optimierung der Probeneinspannung (rechts).

4.4.1.1 Ermittlung von Fügeparametern für das Heizelementfügen

Für die unterschiedlichen Werkstoffe war es erforderlich, jeweils passende Fügeparameter zu ermitteln. Dies betrifft sowohl den Fügeprozess mit einem Heizelement, als auch den Fügeprozess mit einem IR-Strahler. Eine erste Orientierung zur Wahl der Parameter lieferte das IGF-Projekt „Junction-Bond“ (IGF-Nr. 19609 N), in dem Organobleche untereinander verschweißt wurden. Im Weiteren wurde sich auch an der DVS 2207-11 zum Heizelementschweißen von PP-Halbzeugen orientiert sowie die DSC-Messungen zur Ermittlung des Aufschmelzbereichs berücksichtigt. Im Vergleich zum Schweißen von Kunststoffen untereinander spielt aber auch die aufgeschmolzene Schichtdicke des zu fügenden Thermoplasts in der Fügezone beim Direktfügen eine größere Rolle, da diese

gewährleisten muss, dass die additiv gefertigten Strukturen ausreichend tief in das aufgeschmolzene Kunststoffmaterial eindringen können. Daher wurden hier auch zunächst Anwärmversuche bei verschiedenen Temperaturen und Anwärmzeiten durchgeführt, um anschließend optisch unter dem Mikroskop zu beurteilen wie tief das Material aufgeschmolzen ist. Anschließend wurden Fügeversuche an der Standard-Quaderstruktur mit 0,5 mm Strukturhöhe unternommen.

Für PP wurde für die Heizelementtemperatur 210 °C festgelegt. Zur Ermittlung der Fügeparameter wurden die Anwärmzeit von 15 s bis 60 s und der Fügedruck von 0,2 MPa bis 2,0 MPa variiert.

Die Ergebnisse der Prüfungen sind in Abbildung 33 dargestellt. Hohe Fügedrücke und längere Anwärmzeiten zeigen einen deutlichen Trend zu höheren Festigkeiten. Bei niedrigen Festigkeiten dominiert das adhäsive Versagen an der Grenzschicht das Bruchbild. Bei den höchsten erzielten Festigkeiten kommt es zum Substratbruch im Organoblech-Grundwerkstoff (siehe Abbildung 34). Um die Ausfüllung der Struktur mit Kunststoff bewerten zu können wurden Schlitze quer zur Grenzfläche angefertigt und unter dem Auflichtmikroskop betrachtet. Hierbei wurden Proben verwendet, bei denen der Fügedruck von 0,2 MPa bis 2,0 MPa variiert wurde. In den Aufnahmen ist zu erkennen das bei 0,2 MPa der Fügedruck scheinbar nicht ausreicht, um den Metall-Pin komplett in der Kunststoffschmelze einzudrücken. Es verbleiben Hohlräume durch die dann auch weniger Kraft übertragen werden kann. Der beste Formschluss zwischen Pin und Kunststoff ist bei einem Fügedruck von 2,0 MPa zu erkennen. Hier ist auch zu sehen, dass die Faserbündel in hellgrau im Bereich des Pins umgelenkt werden.

Für weitere Versuch wurde der Parametersatz mit 2,0 MPa Fügedruck und 45 s Anwärmzeit ausgewählt.

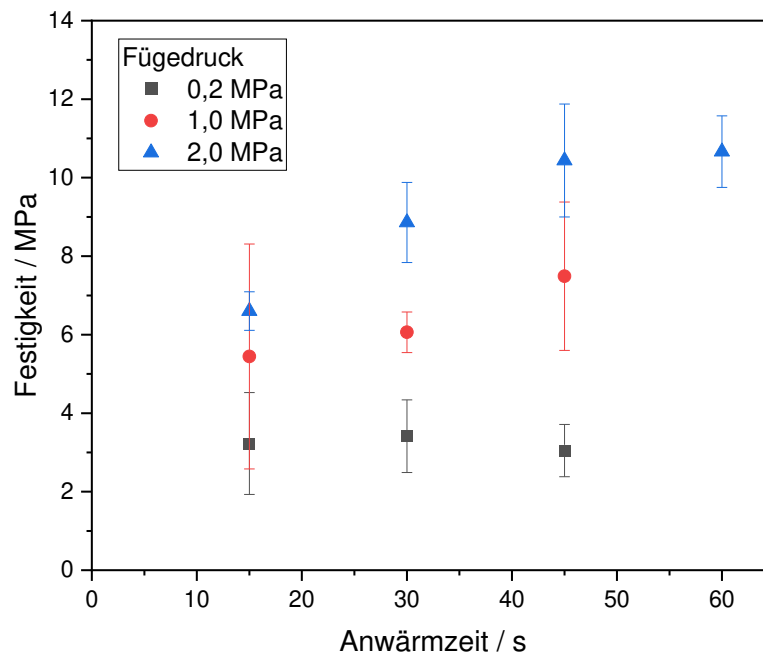


Abbildung 33: Ergebnisse der Druckscher-Prüfungen von Fügeverbindungen mit PP an der Standard-Quader-Struktur.

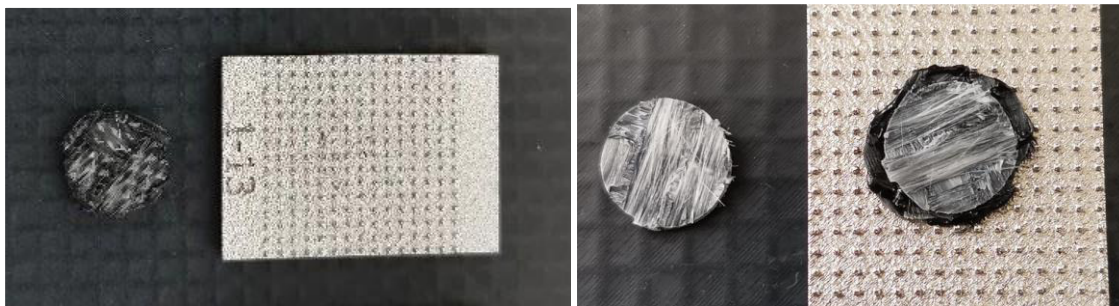


Abbildung 34: Bruchbilder der geprüften Proben: Überwiegend adhäsiver Bruch bei niedrigen Festigkeiten (links) und delaminatives Versagen im Grundwerkstoff bei hohen Festigkeiten von 10 MPa (rechts).

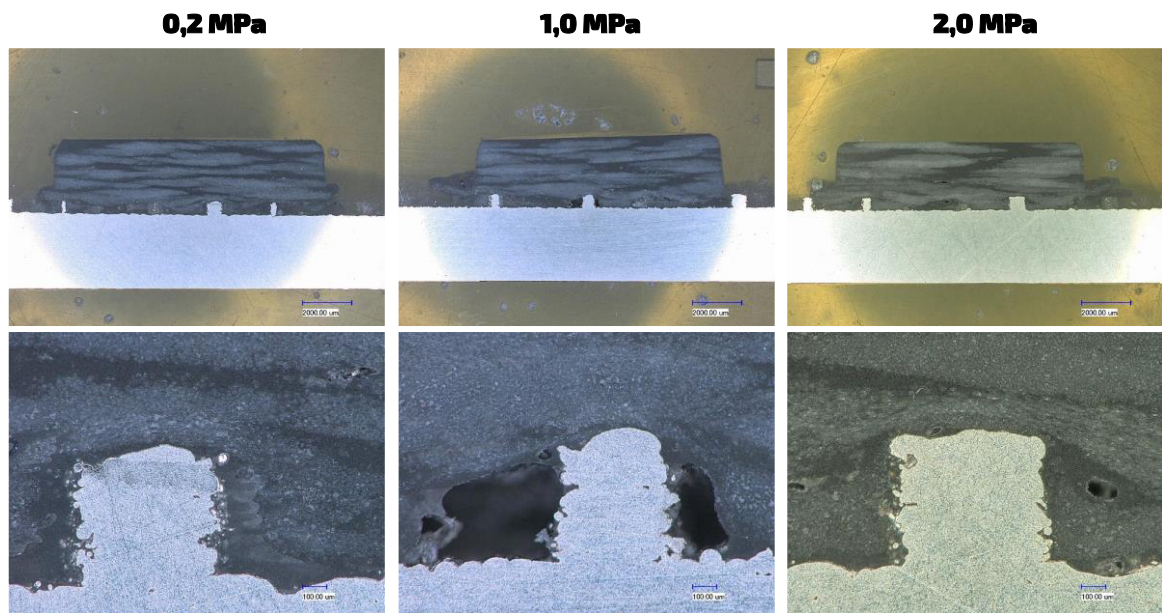


Abbildung 35: Schlichtbilder an gefügten PP-Proben, bei denen im Fügeprozess der Fügedruck im Bereich von 0,2 MPa bis 2,0 MPa variiert wurde.

Zur Ermittlung der Fügeparameter für das PA6-Organoblech wurde ähnlich vorgegangen. Die Hezelementtemperatur wurde mit 270 °C gewählt, da tiefere Temperaturen den Kunststoff nicht ausreichend plastifizieren. Ab ca. 60 s Anwärmzeit kam es vermehrt zu Anhaftungen von Schmelze und einzelnen Faserlagen des Organoblechs am Hezelement und der Prozess konnte nicht mehr stabil ausgeführt werden. Die maximalen Scherfestigkeiten die damit erzielt werden konnten lagen im Bereich von $6,5 \pm 2,5$ MPa. Das Bruchbild zeigte auch einen überwiegend adhäsiven Bruch und wenig Wechselwirkung von Fasern und Matrix mit der Pin-Struktur. Um einen besseren Verbund zu erlangen, musste der Kunststoff besser bzw. tiefer aufgeschmolzen werden. Eine Erhöhung der Temperatur über 270 °C war allerdings aufgrund des PTFE-beschichteten Hezelements nicht möglich. Daher ist dieses Fügeverfahren nicht für diese Probekörper geeignet.

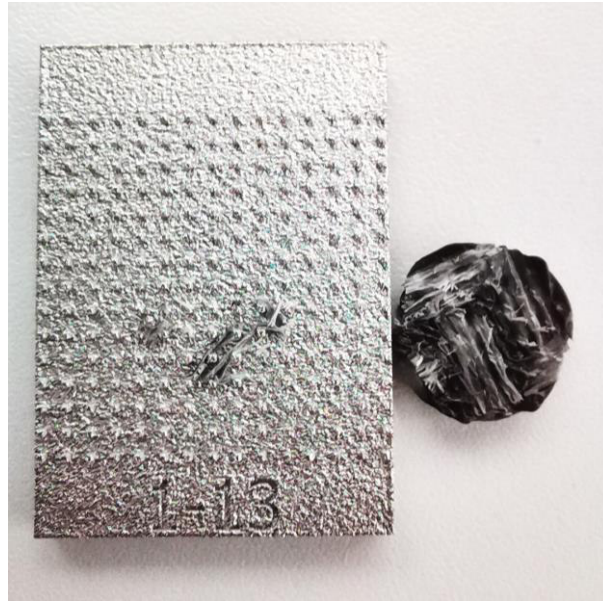


Abbildung 36: Bruchbild einer direktgefügtten Probe aus PA6 bei 270 °C Heizelementtemperatur und 60 s Anwärmdauer. Es ist ein überwiegend adhäsives Versagen an der Grenzschicht zu erkennen, das auf keinen guten Verbund hindeutet.

Für PC wurde exemplarisch versucht mit einer DOE-Software und einem faktoriellen 2^3 -Versuchsplan ein Prozessmodell für den Fügeprozess zu ermitteln. Hierfür wurde die Heizelementtemperatur von 230 °C bis 270 °C, die Anwärmdauer von 30 s bis 60 s und der Fügedruck von 0,5 MPa bis 2,0 MPa variiert. Die Ergebnisse und das daraus ermittelte Prozessmodell zeigt eine starke Abhängigkeit der Heizelementtemperatur, des Fügedrucks und der Anwärmdauer auf die ermittelten Festigkeiten (siehe Abbildung 37 und Abbildung 38). Die höchsten Festigkeiten wurden mit $28,3 \pm 0,8$ MPa bei 270 °C Heizelementtemperatur, 60 s Anwärmdauer und 2,0 MPa Fügedruck erreicht. Hierbei versagte das PC teilweise zwischen den einzelnen Pins im Grundmaterial (Abbildung 39).

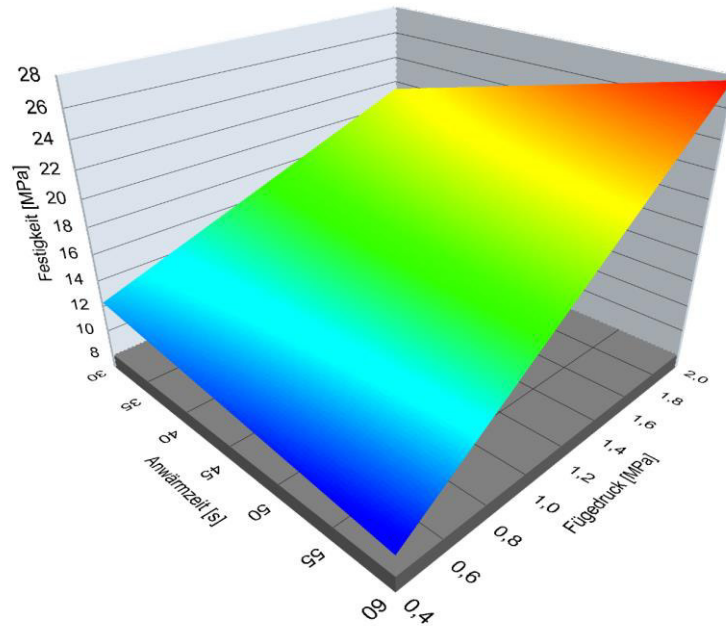


Abbildung 37: Grafische Darstellung des Prozessmodells für die Abhängigkeiten der Anwärmzeit und des Fügedruck auf die Festigkeit der Verbindung.

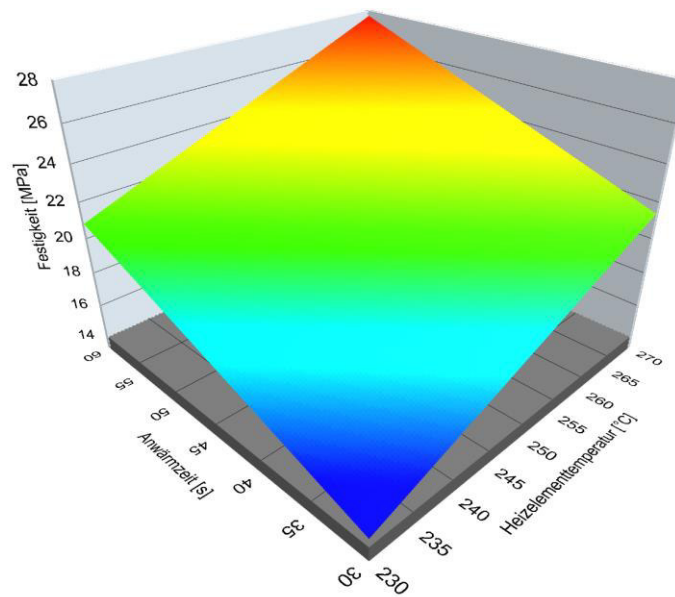


Abbildung 38: Grafische Darstellung des Prozessmodells für die Abhängigkeiten der Anwärmzeit und der Heizelementtemperatur auf die Festigkeit der Verbindung.



Abbildung 39: Bruchbild einer PC-Probe. Der Kunststoff versagt teilweise im Bereich der PIN-Struktur im Grundmaterial.

4.4.1.2 Ermittlung von Fügeparametern für das IR-Fügen

Zur Ermittlung der Fügeparameter beim IR-Fügen wurde ähnlich vorgegangen wie beim Heizelementfügen. Allerdings wurde auf die Variation des Fügedrucks verzichtet und nur der maximal mögliche Fügedruck von 2,0 MPa angewendet. Ansonsten beeinflussen hauptsächlich der Abstand der Probe zum Strahler, die Strahlerleistung und die Anwärmezeit die Qualität der Fügeverbindung. Zur Ermittlung von geeigneten Fügeparametern wurde zunächst der Abstand bei 7,0 mm und die Strahlerleistung bei 70 % der maximalen Leistung festgelegt und die Anwärmdauer variiert. Exemplarische Ergebnisse der Prüfungen sind in Abbildung 40 gezeigt. Zu kurze Anwärmezeiten unter 50 s waren bereits nach optischer Beurteilung an unzureichend eingedrungenen Strukturen und an den erzielten Festigkeiten zu erkennen. Ab ca. 55 s werden die höchsten Festigkeiten erreicht. Längere Anwärmezeiten generieren einen größeren Wulst, haben aber keinen Einfluss mehr auf die Festigkeit. Für weitere Versuche wurden der Parameter bei 60 s Anwärmezeit verwendet. Identisch wurde auch für die PP-Proben vorgegangen (Abbildung 41). Die direktgefügten Proben versagen bei der Prüfung delaminativ im PP-Organoblech, wie in Abbildung 42 gezeigt. Das Vorgehen beim PA6-Organoblech war ähnlich. Durch Steigerung der Anwärmezeit konnte die Verbundfestigkeit auf bis zu $20,0 \pm 2,0$ MPa gesteigert werden, gegenüber ca. 7 MPa beim Heizelementfügen. Das Bruchbild zeigt auch ein teilweises Versagen des Organoblechs im Grundmaterial. Für weitere Versuche wurde der Parameter bei 40 s Anwärmezeit verwendet.

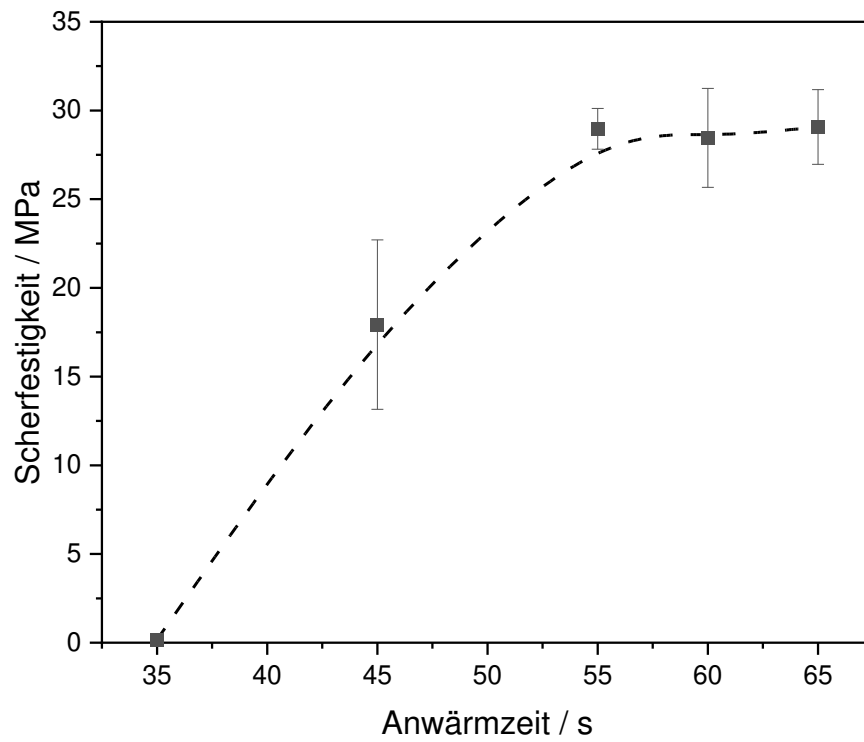


Abbildung 40: Variation der Anwärmzeit beim IR-Direktfügen für PC.

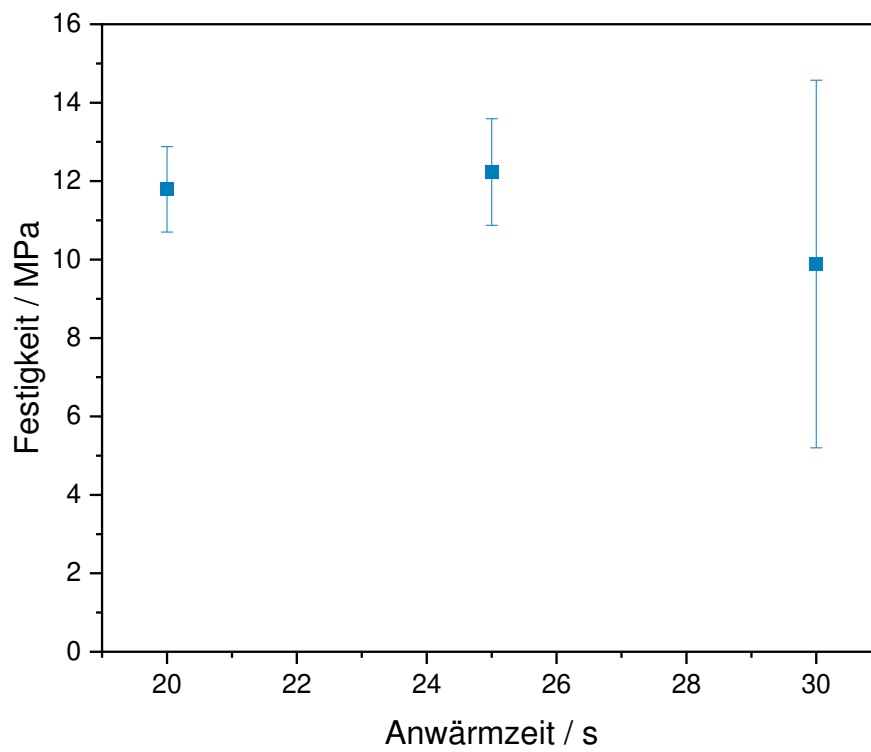


Abbildung 41: Variation der Anwärmzeit beim IR-Direktfügen für PP.

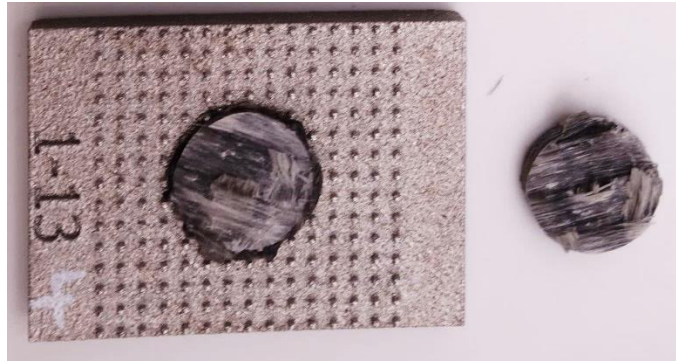


Abbildung 42: Bruchbild der direktgefügten PP-Probe.

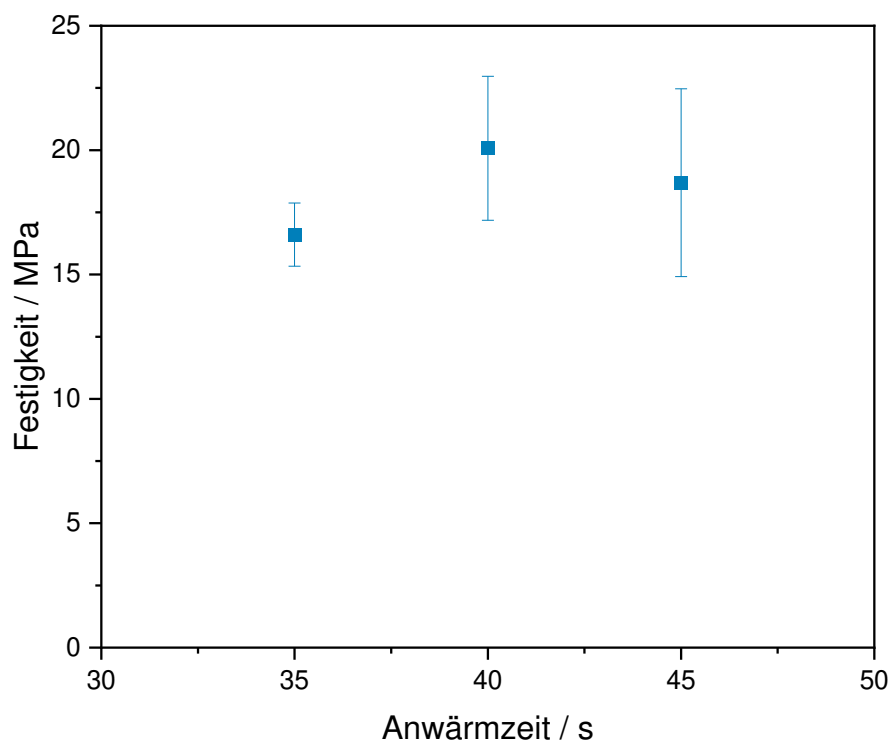


Abbildung 43: Variation der Anwärzeit beim IR-Direktfügen für PA6.

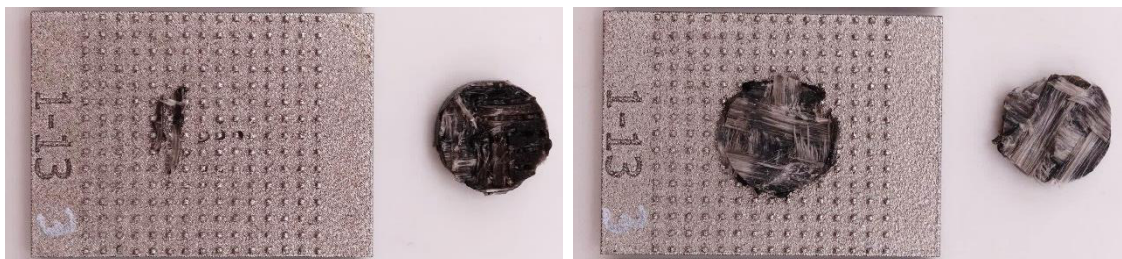


Abbildung 44: Bruchbild der direktgefügten PA6-Proben. Links bei 35 s Anwärzeit und rechts bei 40s Anwärzeit.

4.4.1.3 Variation der SLM Fertigungsparameter

Wie in 4.2.3 beschrieben wurden auch die Fertigungsparameter der SLM-Struktur variiert, um gezielt porösere Oberflächenstrukturen zu schaffen. Durch Heizelementfügen und Prüfen der Fügeverbindung sollte dann ermittelt werden, ob sich diese Variation dazu eignet die Verbindungsfestigkeit zu erhöhen. Die Variation der Fertigungsparameter gliedert sich in drei Blöcke. Im ersten Block wurden die Fertigungsparameter wie Laserleistung, Scangeschwindigkeit und Hatch-Abstand bei Edelstahlproben variiert. Die Ergebnisse der Prüfung an den gefügten Proben sind in Abbildung 45 dargestellt. Die Serie mit Fertigungsparameter 1 ist ohne Struktur und die Serien 2-16 haben die Standard-Quaderstruktur. Der Parametersatz 13 stellt dabei den Standardparametersatz zur Verarbeitung dieses Edelstahlpulvers dar. Es ist zu erkennen, dass ohne Struktur (Serie 1) keine Verbindungsfestigkeit ermittelbar war. Bei Serie 2 mit additiver OF-Struktur ist allerdings ein deutlicher Anstieg der Festigkeit zu erkennen. Die erzeugte Metallstruktur ist allerdings noch so porös, dass es teils zum Versagen der Metallstruktur kommt und resultiert in einer geringeren Festigkeit als bei den anderen Proben. Die Probenserien 3-16 zeigen im Mittel ähnliche Festigkeiten, das Versagen tritt als Mischbruch aus adhäsiver Ablösung und Versagen im Grundwerkstoff des PP auf. Ein Einfluss der Fertigung der SLM-Struktur auf die Verbindungsfestigkeit war nicht zu erkennen.

Im zweiten Block wurden auch die Fertigungsparameter an der glatten Edelstruktur in den Serien 17-19 variiert. Die Ergebnisse der Prüfung sind in Abbildung 46 links dargestellt. Die Probe 17 hat eine geringe, die Probe 18 eine mittlere und die Probe 19 eine vergleichsweise hohe Rauheit mit R_a im Bereich von ca. 25 μm . Bei der höchsten Rauheit ist auch ein Festigkeitsanstieg auf ca. 4 MPa zu erkennen. Dies ist allerdings deutlich weniger als mit den additiven Strukturen erzielbar war. Als nächster Block wurde der metallische Grundwerkstoff variiert und statt Edelstahl ein Werkzeugstahl eingesetzt. Die Serie 20 war wiederum ohne Struktur und die Serie 21 mit der Standard-Quaderstruktur versehen. Ohne Struktur waren wiederum keine Festigkeiten messbar, wohingegen an der additiv strukturierten Oberfläche Festigkeiten im Bereich von ca. 10 MPa messbar waren. Damit war ein ähnliches Verhalten zu den Ergebnissen am Edelstahl erkennbar und kein Einfluss des metallischen Grundwerkstoffs festzustellen.

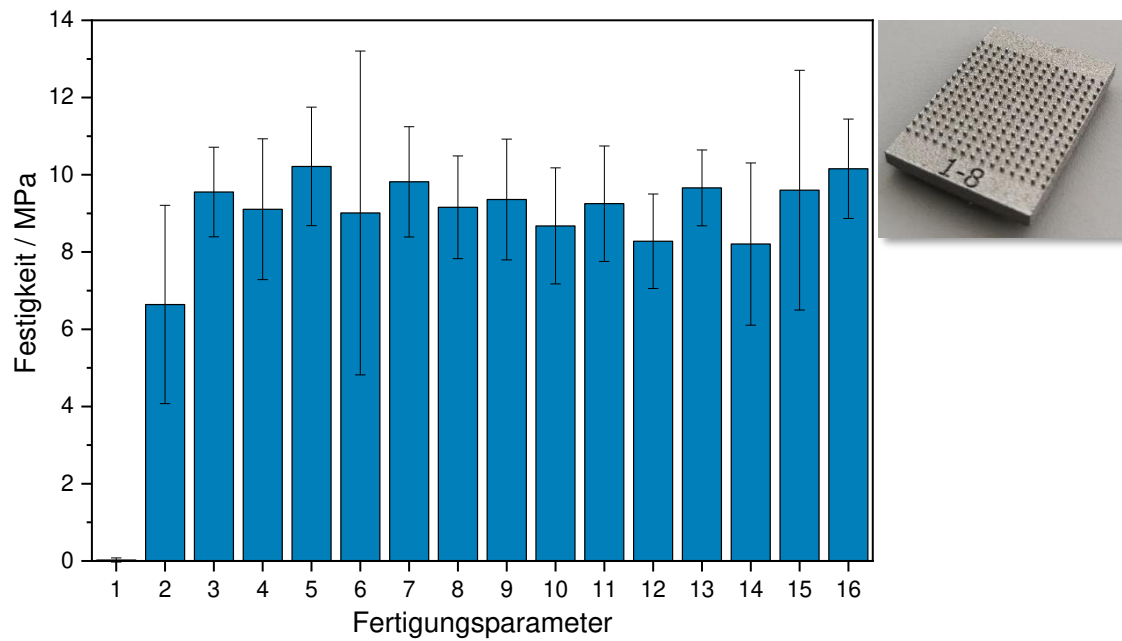


Abbildung 45: Variation der Fertigungsparameter an Edelstahlproben. Die Serie mit Fertigungsparameter 1 ist ohne Struktur und die Serien 2-16 haben die Standard-Quaderstruktur. Oben rechts ist die Standard-Struktur im Edelstahl-Werkstoff dargestellt.

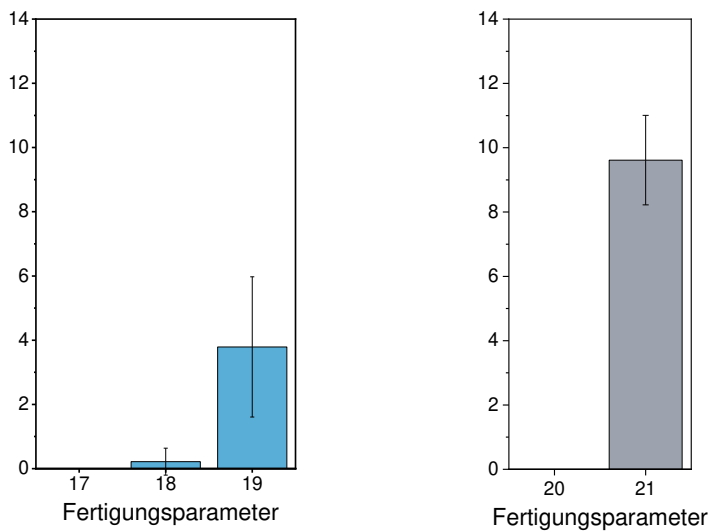


Abbildung 46: Ergebnisse der Variation der Oberflächenrauheit der Edelstahlprobe (links), Ergebnisse der Fügeversuche an Werkzeugstahl (Mitte) und eine Werkzeugstahlprobe (rechts).

4.4.1.4 Variation der Grundstruktur

Im weiteren Verlauf wurden ausgehend von der Standard-Quaderstruktur die Basiskenngrößen wie Strukturabstand, Strukturbreite und Strukturhöhe variiert. Anschließend wurden mittels IR-Fügen Verbindungen mit dem PA6-Organoblech und dem PC hergestellt. Die Ergebnisse für die Variation der Strukturhöhe im Bereich von 0,1 mm bis 1,0 mm sind in Abbildung 47 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass mit zunehmender Strukturhöhe die Scherfestigkeit des Verbundes ansteigt und ab ca. 0,5 mm Strukturhöhe ein Plateau erreicht wird. Diese Tendenz ist für beide betrachtete Kunststoffe gleich. Bei dem PA6-Organoblech ist ab einer Strukturhöhe von 0,6 mm auch eine Veränderung des Bruchbilds zu erkennen (Abbildung 47). Die Proben versagend dabei zunehmend in der Faserlage des Organoblechs. Zur Erklärung kann hier der lagenweise Aufbau des Organoblechs mit Gewebelagen mit einer Dicke von ca. 0,5 mm herangezogen werden. Wenn die Struktur wie in diesem Fall ausreichend hoch ist, findet eine gute Wechselwirkung statt, dass das Versagen zwischen den einzelnen Lagen stattfindet.

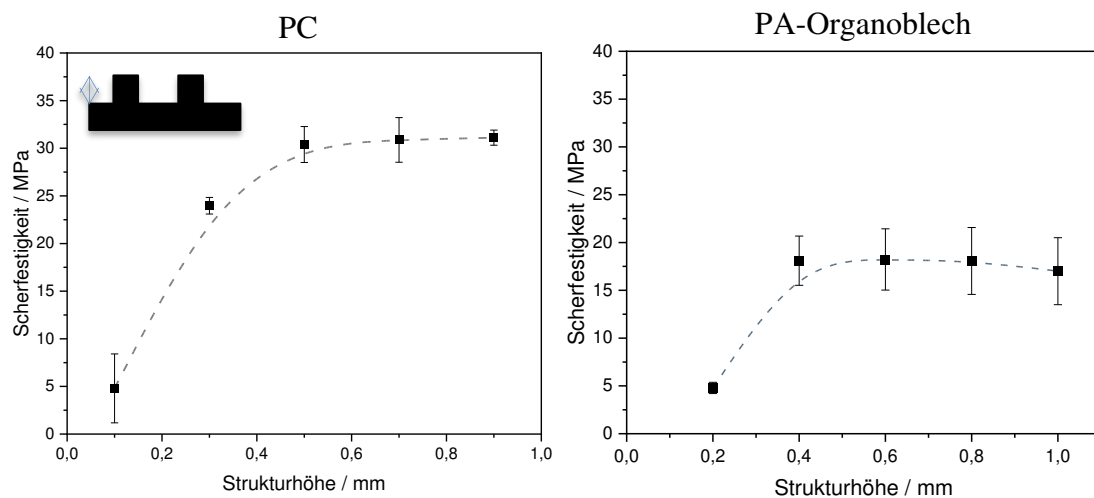


Abbildung 47: Variation der Strukturhöhe der Quaderstruktur an Fügeverbindungen mit PC- und PA6-Organoblech.

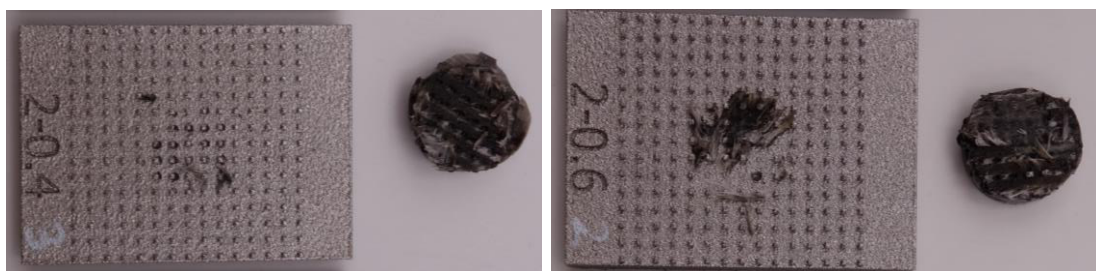


Abbildung 48: Bruchbilder der Fügeverbindungen für PA6-Organoblech bei 0,4 mm Strukturhöhe (links) und 0,6 mm Strukturhöhe (rechts).

Die Ergebnisse für die Variation der Strukturbreite sind in Abbildung 49 dargestellt. Hier ist für beide Varianten der Trend zu erkennen, dass mit zunehmender Strukturbreite bis ca. 0,5 mm die Festigkeiten zunächst deutlich ansteigen. Für das PC wird hier dann ein Plateau erreicht, beim PA6-Organoblech dagegen ein Maximum und bei weiterer Zunahme der Strukturbreite sinken die Scherfestigkeiten wieder. Die Bruchbilder an dünnen Strukturen (bis 0,5 mm) zeigen ein Versagen der Metallpins (Abbildung 51). Somit ist die Verbundfestigkeit durch die Scherfestigkeit der Metallpins limitiert. Durch Verbreiterung der Pins nimmt diese zunächst zu. Ab 0,5 mm Strukturbreite tritt kein Versagen der Metallpins mehr auf. Die Abnahme der Scherfestigkeit der Organoblech-Verbindungen mit Strukturen über 0,5 mm Strukturbreite lässt sich eventuell dadurch erklären, dass es bei breiteren Pins, und damit auch schmäleren Zwischenräumen zwischen den einzelnen Pins, dem Gewebe im Organoblech deutlich erschwert wird in die Zwischenräume einzudringen und einen Formschluss aufzubauen.

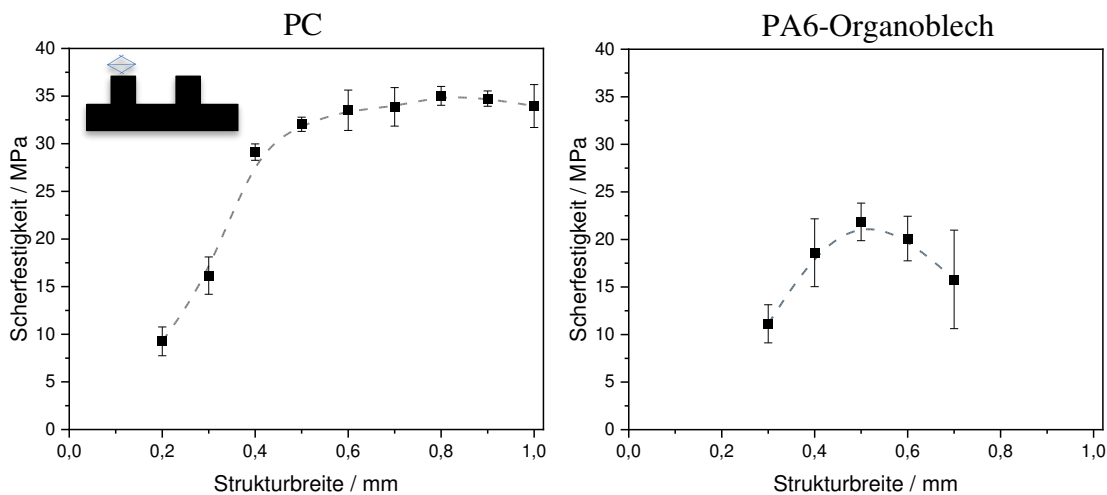


Abbildung 49: Variation der Strukturbreite der Quaderstruktur an Fügeverbindungen mit PC und PA6-Organoblech.

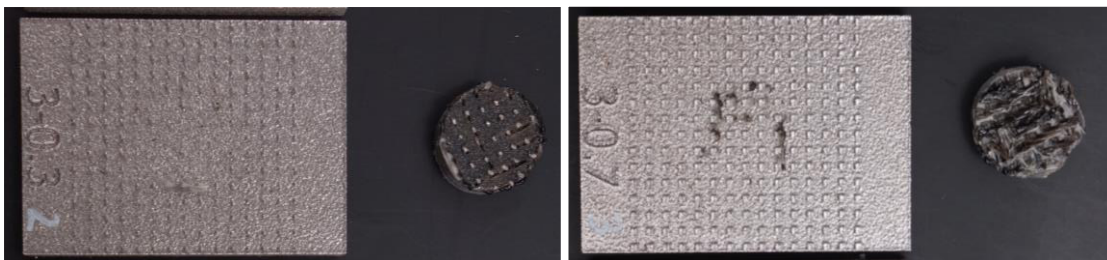


Abbildung 50: Bruchbilder der Fügeverbindungen für PA6-Organoblech bei 0,3 mm Strukturbreite (links) und 0,7 mm Strukturbreite (rechts).

Die Ergebnisse für die Variation des Strukturabstands sind in Abbildung 51 dargestellt. Für die beiden Materialien sind diesmal unterschiedliche Trends zu erkennen. Die Fügeverbindungen mit dem PC zeigen mit zunehmendem Strukturabstand geringere Scherfestigkeiten. Möglicherweise lässt sich das darauf zurückzuführen, dass mit zunehmendem Pin-Abstand die Anzahl der Pins pro Fläche, über die Kräfte übertragen werden können, abnimmt. Die Scherfestigkeiten für die PA6-Organobleche sind dagegen relativ konstant. Die Bruchbilder zeigen für geringe Strukturabstände, dass nur Polymer und kaum Fasern in den Zwischenräumen eindringen konnte (Abbildung 52). Bei größeren Abständen sind im Bruchbild deutlich mehr Fasern zu erkennen. Damit wird sich wahrscheinlich auch die Art der Krafteinleitung hin zu einer größeren Kraftübertrag auf die Fasern verändern. Die abnehmende Anzahl an Pins pro Fläche wird dann möglicherweise durch eine bessere Krafteinleitung über die Fasern kompensiert.

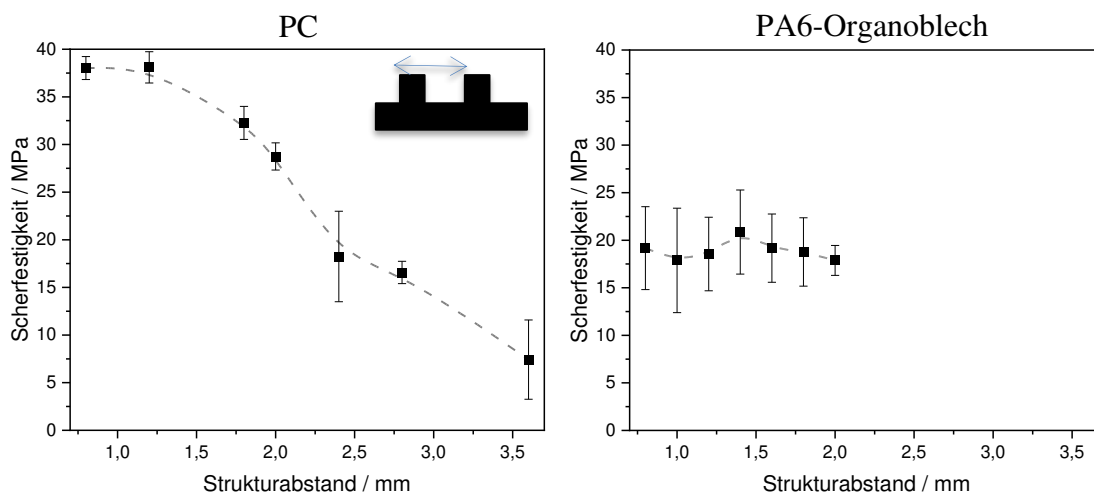


Abbildung 51: Variation der Strukturbreite der Quaderstruktur an Fügeverbindungen mit PC und PA6-Organoblech.



Abbildung 52: Bruchbilder der Fügeverbindungen für PA6-Organoblech bei 1,0 mm Strukturabstand (links) und 1,8 mm Strukturabstand (rechts).

Als Ergebnis wurden folgende Parameter zur weiteren Optimierung der Struktur ermittelt: Höhe der Quader von 0,5 mm, Breite der Quader von 0,6 mm bei einem Abstand von 1,2 mm zueinander. Dies führt zu einem Feld von 21x21 Quadrern auf der Probe. Diese Information wurde zur weiteren Optimierung und Auslegung der Proben für die winkelabhängige Prüfung verwendet.

4.4.1.5 Simulation der Druckscherprüfung

Um das Bruchverhalten der Verbindungsstelle zu verstehen, wird eine mechanische Simulation der auftretenden mechanischen Spannungen vorgenommen, deren Ergebnis in Abbildung 53 dargestellt ist. Die Simulation wird mit dem Programm Inventor durchgeführt. Dabei sind folgende Rahmenbedingungen gegeben: Die Simulation ist eine zweidimensionale Finite Elemente Simulation, um die benötigte Rechenleistung zu simulieren, da davon ausgegangen wird, dass die Breite der Probe im Druckversuch (hier in Abbildung 53 die Tiefe) linear skaliert und keine besonderen Randeffekte über die Breite auftreten. Des Weiteren wird eine statische Simulation gewählt, da die Geschwindigkeit während des Druckscherversuchs gering ist und somit keine dynamischen Effekte wie Schwingungen auftreten. Der untere Körper in der Simulation ist die Metallseite der Probe, der die Materialeigenschaften des verwendeten PH1 Stahls zugewiesen sind. Die Oberseite ist dabei aus Kunststoff, dem die Materialeigenschaften des verwendeten Polycarbonat zugewiesen sind. Faserverstärkte Kunststoffe wurden nicht simuliert, da die dafür benötigte genaue Position einzelner Faserlagen (sind die Fasern um die Metallpins gewickelt, welche Orientierung hat die Fasermatte, wieviel Faseranteil ist zwischen den Metallpins, die für eine sinnvolle Simulation nötig sind, nicht bekannt sind. Für das untere Drittel der Metallprobe wird als Randbedingung eine feste Einspannung in der Simulation gewählt. Damit keinerlei Bewegung in der Simulation zugelassen. Für den Kunststoff ist definiert, dass wie im realen Druckschertest, eine Kraft, die zwischen 3 mm oberhalb des Bleches und der Oberkante des Kunststoffs, den Kunststoff nach rechts drückt (gelber Pfeil in Abbildung 53). Die Grenzfläche zwischen Metall und Kunststoff ist als verbunden definiert, so dass keine Bewegung direkt an der Grenzfläche möglich ist. Der Betrag der einwirkenden Kraft ist so groß gewählt, dass die Festigkeit der PH1 Stahls von 1.450 MPa erreicht wird. Die Simulation berechnet dabei die Von-Mises-Spannungen und die auftretende Verformung (nicht maßstabsgetreu zur besseren Veranschaulichung) im Stahl und im Kunststoff.

Das Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 53 dargestellt. Dabei zeigen die beiden Bilder das gleiche Simulationsergebnis, nur mit unterschiedlicher Farbskalierung der mechanischen Spannung, um verschiedene Aspekte hervorzuheben. Die Farbskalierung in Abbildung 53a ist auf die maximale Festigkeit des Metalls normiert, während in Abbildung 53b die Farbskalierung auf die Festigkeit des Kunststoffs normiert ist. Dass der rote Bereich im Metall sehr groß ist bedeutet allerdings keinen Schaden im Metall, da die Spannung im Metall dabei noch deutlich unter der Festigkeit des Metalls liegt (lediglich die Skalierung ist geändert). Die höchste mechanische Spannung tritt an der linken oberen Kante der ersten Zinne im Metall auf. In den anderen Bereichen sind die Spannungen (deutlich.) geringer und es treten keine Schädigungen auf. Bei Betrachtung der Spannungen im Kunststoff in Abbildung 53b wird deutlich, dass die Spannungen wesentlich geringer als im Metall sind. Dies liegt an der höheren Elastizität (geringeres E-Modul) des Kunststoffs im Vergleich zum Metall und der damit höheren Verformung. Die Zugfestigkeit von Polycarbonat in Höhe von ca. 70 MPa wird jedoch mit 200 MPa besonders an der linken unteren Kante überschritten. Dies zeigt, dass an der Grenzfläche zwischen Kunststoff und Metall die erste Bruchbildung entstehen sollte. Die Versuche an realen Druckscherproben haben dies bestätigt (siehe Kapitel 4.4.1.1 ff.). Bricht der Kunststoff oder die Verbindung zwischen Metall und Kunststoff in diesem Bereich, ist eine weitere Simulation mit geänderten Parametern nötig.

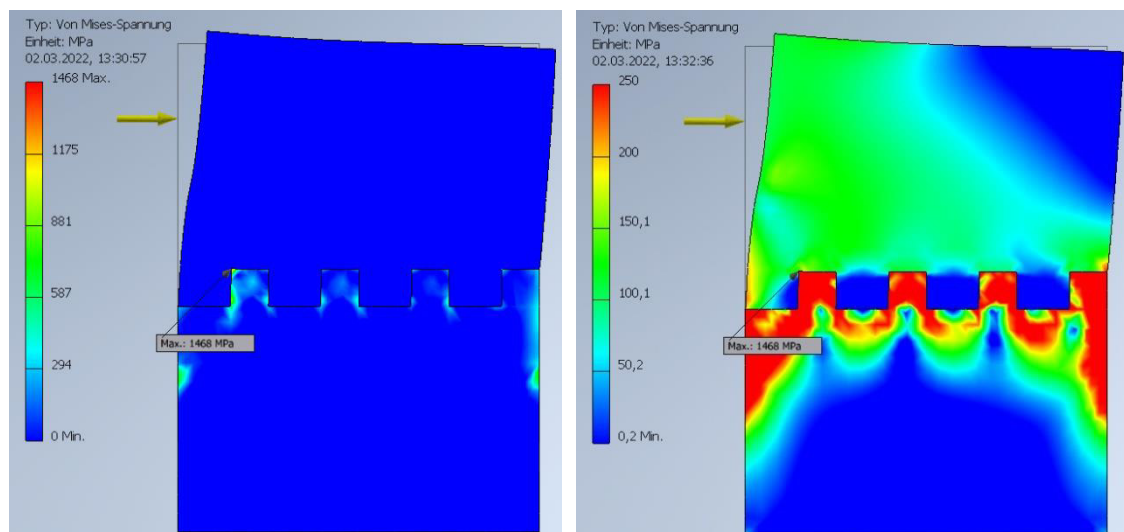


Abbildung 53: Simulation der mechanischen Spannung mit festem Kontakt an der linken Grenzfläche (links) normiert auf maximaler Spannung im Metall und (rechts) auf maximaler Spannung im Kunststoff

Bei dieser folgenden Simulation wird die Verbindung zwischen Metall und Kunststoff an der linken Waagerechten nicht mehr als fest, sondern als lose eingestellt, was einem Bruch an dieser Stelle simuliert. Das Ergebnis der sich daraus ergebenden Spannungen ist in Abbildung 54 dargestellt. Dabei ist in Abbildung 54 links ein deutlicher Spalt an der linken Grenze zwischen Metall und Kunststoff erkennbar. Im Metall treten die größten Spannungen an der linken Seite der ersten Zinne auf, die Zone hohe Spannungen ist aber deutlich größer im Vergleich zur ersten Simulation. Sollte die Zinne aufgrund der Überbelastung versagen, wird eine Zinne nach der anderen überlasten und führt bis zur finalen Trennung von Metall und Kunststoff. Dies ist im Experiment auch bei sehr dünnen Zinnen erkennbar. Im Kunststoff tritt ebenfalls an der ersten Zinne die höchste Spannung auf, allerdings ist die Spannung deutlich höher im Vergleich zur ersten Simulation und übersteigt die Festigkeit des Kunststoffs bei weitem. Somit wird der Kunststoff an der ersten Zinne versagen und von dort einen Bruch initiieren. Mit Hilfe dieser Simulation kann das Bruchverhalten während des Druckscherversuchs erklärt werden.

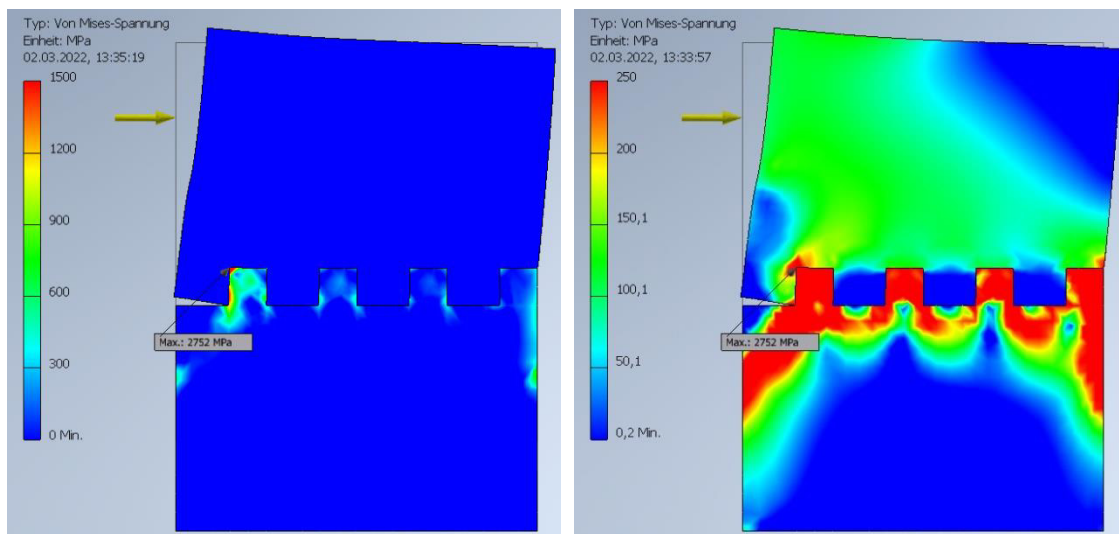


Abbildung 54: Simulation der mechanischen Spannung mit gelöstem Kontakt an der linken Grenzfläche (links) normiert auf maximaler Spannung im Metall und (rechts) auf maximaler Spannung im Kunststoff

4.4.2 Richtungsabhängige Prüfung

Für die Prüfung der gefügten Proben wurde eine Z020 Universalzugprüfmaschine mit der Typenbezeichnung BT1-FR020TEW.A1K der Firma ZickRoell verwendet. Gemessen wurde mit dem Kraftaufnehmer Xforce P desselben Herstellers.

Zur Einspannung der Probekörper wurde am SKZ eigens eine Prüfvorrichtung konstruiert und aus dem hochfesten Aluminium AlZnMgCu1,5 – EN AW 7075 651 gefertigt. Die Vorrichtung wurde so konzipiert, dass mit ihr die Festigkeit der Verbindung sowohl in 0°-Richtung (Zugfestigkeit) und 90°-Richtung (Scherfestigkeit), als auch in den Zwischenstufen 30°, 45° und 60° geprüft werden kann.

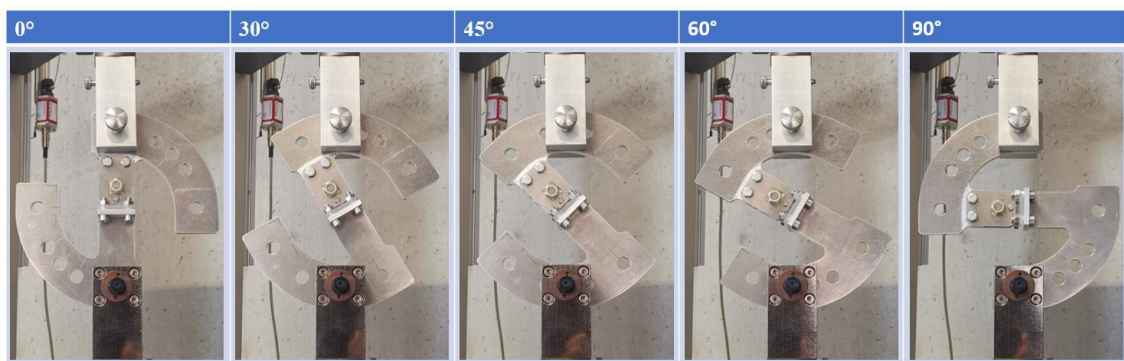


Abbildung 55: Prüfvorrichtung eingespannt in Universalprüfmaschine

Die Prüfvorrichtung setzt sich aus zwei Hälften zusammen. Beide Hälften bestehen aus einem Kreissegment mit fünf Bohrungen für die Ausrichtung in verschiedenen Winkeln und einem Verbindungsstück zur Befestigung der Proben. An der unteren Hälfte wurde dieses in Form einer rechteckigen Aluminiumplatte mit den Abmessungen der Kunststoffkomponente (50 mm x 50 mm) umgesetzt, auf der selbige mit vier M8-Schrauben fixiert werden kann. Da die Polycarbonat-Proben sich von den Organoblechen in ihrer Höhe um 3 mm unterscheiden, wurden zwei verschiedene Platten mit entsprechender Höhe verwendet (siehe Abbildung 56) Dadurch ist gewährleistet, dass bei beiden Materialien die Belastung genau in der Fügeebene stattfindet.

In der oberen Hälfte befindet sich die Metallkomponente zwischen zwei Aluminiumplatten und wird über die Bohrungen mit zwei Bolzen gehalten.

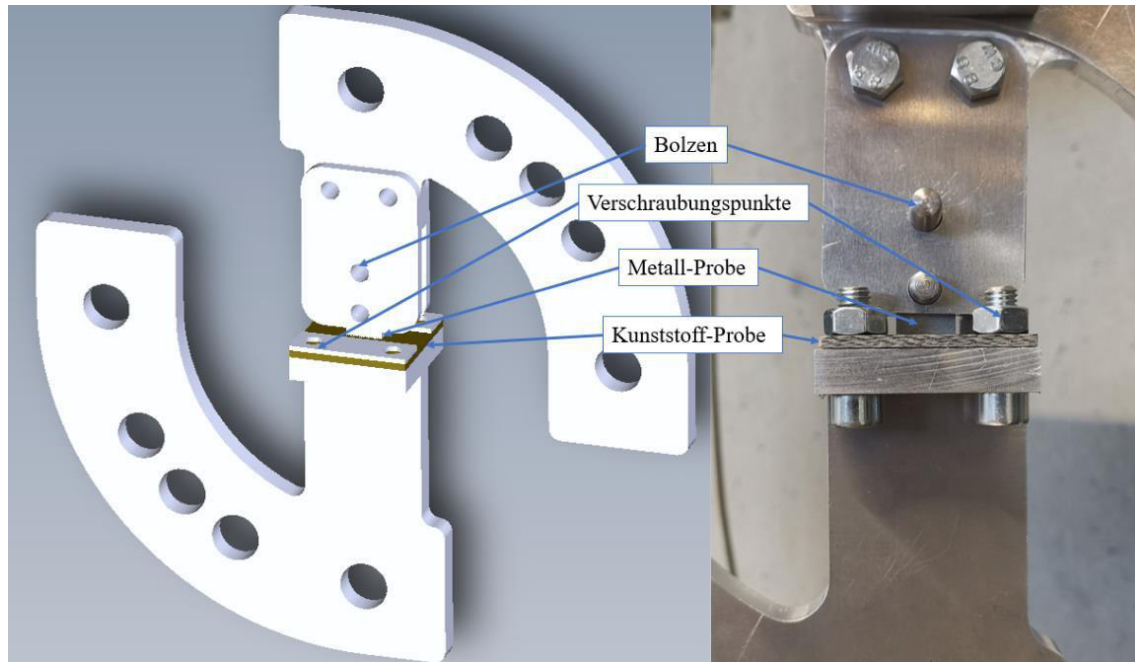


Abbildung 56: Prüfvorrichtung zur richtungsabhängigen Prüfung.

Zur zerstörenden Prüfung wurde die Traverse mit einer Geschwindigkeit von 1,0 mm/min bis zum Versagen der Fügeverbindung verfahren. Aus der gemessenen Kraft wurde in der testXpert-Software von ZwickRoell über die Größe der Fügefläche von (Länge x Breite: 15,14 mm x 6,13 mm = 92,8 mm²) die aufgenommene Spannung errechnet.

Pro Parameterkombination wurden fünf Messungen durchgeführt und jeweils aus den Maximalwerten ein Mittelwert und die Standardabweichung für die anschließende Auswertung ermittelt.

4.4.2.1 Einfluss der Belastungsrichtung auf die Verbundfestigkeit

Die erzielten Verbundfestigkeiten in Abhängigkeiten der Belastungsrichtung sind in folgender Abbildung 57 dargestellt. Auf der metallischen Seite der Verbindung wurde die optimierte Quader-Struktur mit 0,5 mm Höhe verwendet. Auf der Kunststoffseite kam das PC und das PA6-Organoblech zum Einsatz.

beiden Materialien ist der Trend einer Festigkeitssteigerung mit steigendem Scher-Anteil der Belastungsrichtung zu erkennen. Beim PA6 fällt der Wert der aufgenommenen Spannung von 60° auf 90° leicht ab, was jedoch auch an der Streuung der einzelnen Messwerte liegen kann.

Bei PC steigen die Festigkeitswerte ab 45°-Belastungsrichtung stark an. Neben der besseren Übertragung von Scherkräften über die Oberflächenstruktur kann hier aber auch ein

Teil der Kräfte durch den Kunststoffwulst, der beim Fügen entsteht, aufgenommen werden und somit das Ergebnis etwas verfälschen. Ein exemplarisches Bruchbild ist in Abbildung 58 gezeigt.

Werden die hier ermittelten Scherfestigkeiten (90°) mit den in Kapitel 4.4.1.4 ermittelten Druckscherfestigkeiten verglichen, so liegen diese um ca. 50 % niedriger. Die ist wahrscheinlich zu einem großen Teil auf den realisierten Prüfaufbau zurückzuführen. Die Vorrichtung zur Druckscherprüfung ist sehr massiv und steif, sodass Schälkräfte größtenteils unterbunden werden. Bei der Vorrichtung zur winkelabhängigen Prüfung hingegen ist die Vorrichtung weniger steif, sodass auch in Scherrichtung ein Schälanteil auftreten kann, vor allem auch, wenn sich aufgrund hoher Kräfte die Platte aus Kunststoff verformt.

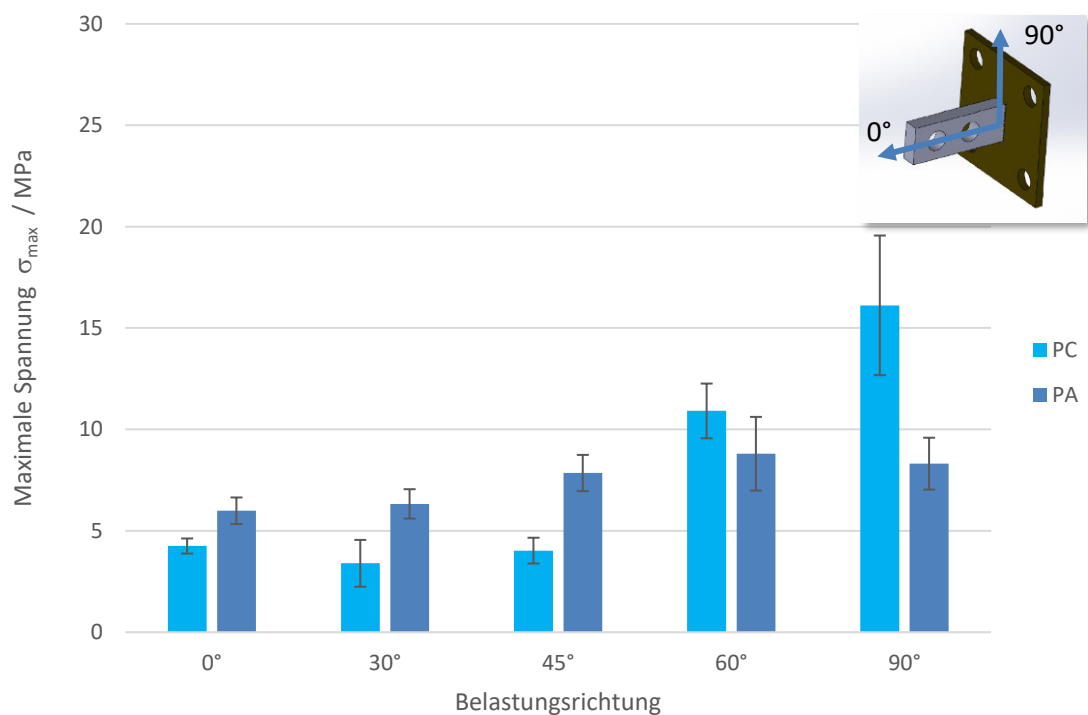


Abbildung 57: Vergleich der Belastungsrichtungen bei der 0,5 mm hohen Quader-Struktur.



Abbildung 58: Bruchbild einer PC bei 90°-Belastungsrichtung bei der der Wulst an der linken Seite zum Teil ausgebrochen ist.

4.4.2.2 Einfluss der Strukturtypen auf die Verbundfestigkeit

Zur Untersuchung der Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der verschiedenen Strukturtypen standen die Quader (qu), Pyramide (py), inverse Pyramide (ip), und Pilz (pi) Geometrien jeweils in den Ausführungen mit 0,5 mm und 1,0 mm Strukturhöhe zur Verfügung. Die Untersuchung der Performance der Strukturtypen in Zug- und Scherbelastung wurde hauptsächlich mit den Strukturen mit 0,5 mm Höhe durchgeführt. Die Ergebnisse für Untersuchungen an PA6-Organoblech sind in Abbildung 59 und die für PC in Abbildung 61 gezeigt.

Bei den Ergebnissen für das PA6-Organblech mit 0,5 mm hohen Strukturen ist zu erkennen, dass die besten Ergebnisse mit inversen Pyramiden und Pilz-Strukturen erzielt werden konnten. Das deutet darauf hin, dass die Ausbildung von Hinterschneidungen funktioniert hat. Die Mikroskopie-Aufnahmen in Abbildung 60 untermauern dies. In Zugrichtungen fallen die Steigerungen der Festigkeit am geringsten und bei Scherbelastung am höchsten aus. Zum Vergleich wurde exemplarisch auch eine Verbindung mit Pyramidenstruktur in 1,0 mm Höhe betrachtet. Es ist zu erkennen, dass die Erhöhung der Struktur vor allem die Scherfestigkeit drastisch erhöht. Durch die tiefere Verzahnung der Pins im Material können deutlich höhere Scherkräfte übertragen werden. Die Steigerung der Kopfzugfestigkeit fällt deutlich geringer aus und liegt auf ähnlichem Niveau wie die erzielten Festigkeiten bei anderen 0,5 mm hohen Strukturen.

Die Ergebnisse für PC zeigen einen ähnlichen Trend. Die Variation der Struktur hat bei den meisten Strukturen keinen so großen Einfluss auf die erzielten Zugfestigkeiten. Die

Struktur der inversen Pyramide (ip) sticht allerdings hier besonders heraus. Es sind in der Konfiguration bis zu 10 MPa Verbundfestigkeit erzielbar und damit doppelt so hohe Verbundfestigkeiten wie bei den anderen Hybridverbunden in Zugbelastung. Die Schlißbilder für die Verbindungen sind in Abbildung 62 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass vor allem bei den Proben mit Hinterschnitt (ip und pi) kein vollständiger Form- und Stoffschluss zu erkennen ist. Dies deutet auf eine nicht so hohe Schmelzviskosität wie bei PA6 hin.

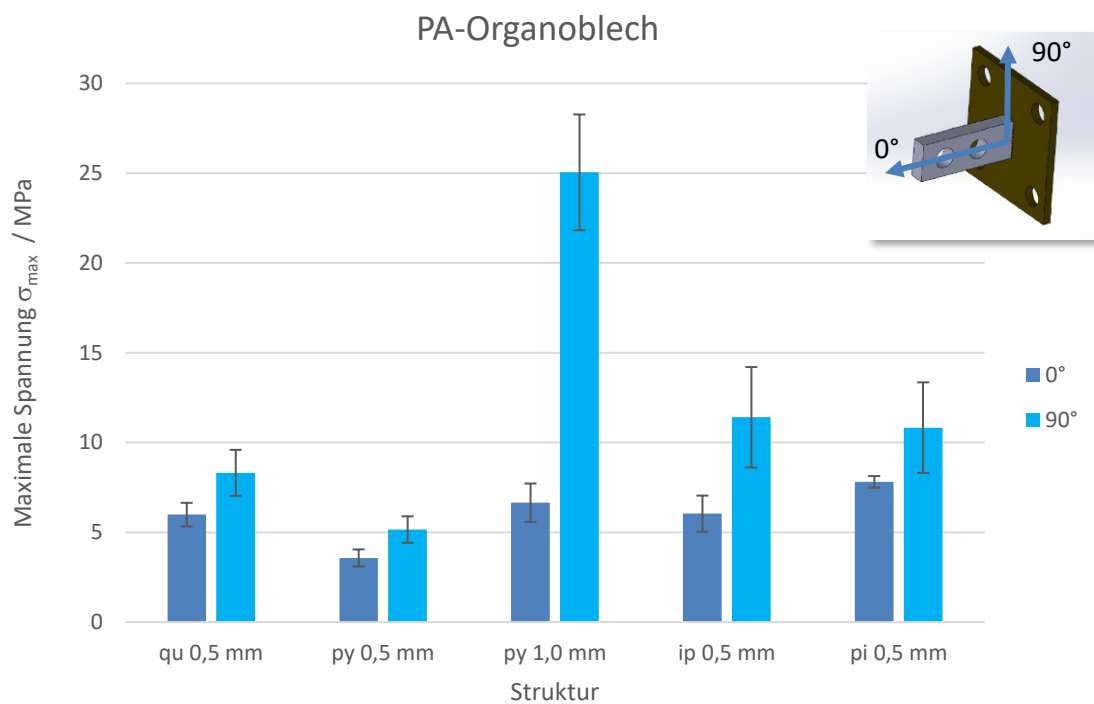


Abbildung 59: Zug- (0°) und Scherfestigkeiten (90°) von Hybridverbindungen mit PA6-Organoblech, die mit unterschiedlichen Strukturtypen hergestellt wurden.

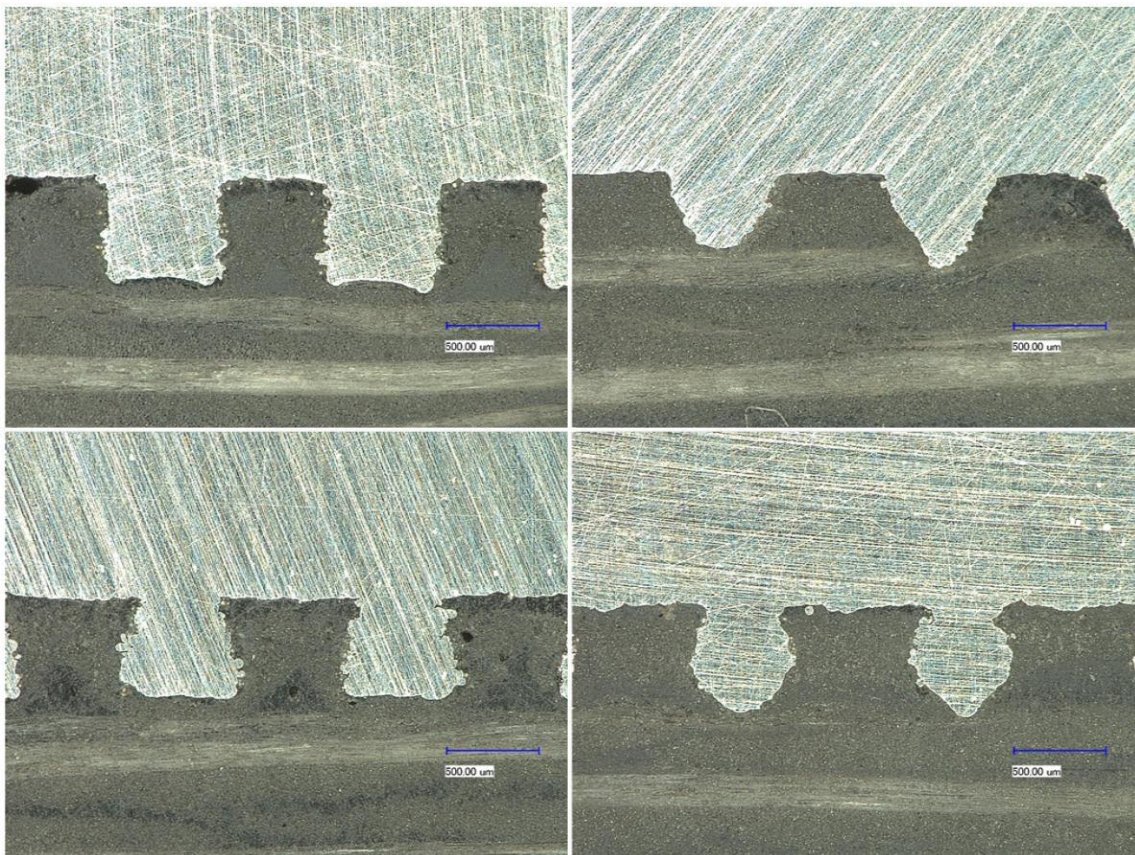


Abbildung 60: Schliffbilder unterschiedlicher Strukturtypen mit 0,5 mm Strukturhöhe, gefügt mit PA6-Organoblech. Oben links qu, oben rechts py, unten links ip und unten rechts pi.

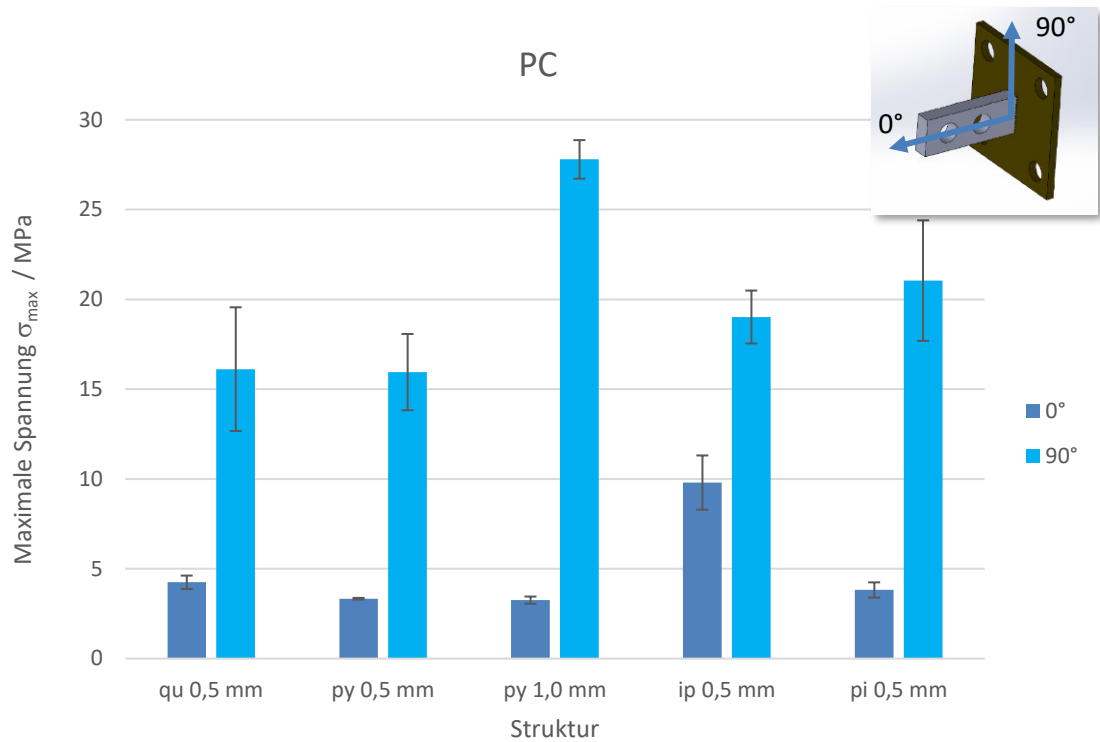


Abbildung 61: Zug- und Scherfestigkeiten von Hybridverbindungen mit PC die mit unterschiedlichen Strukturtypen hergestellt wurden.

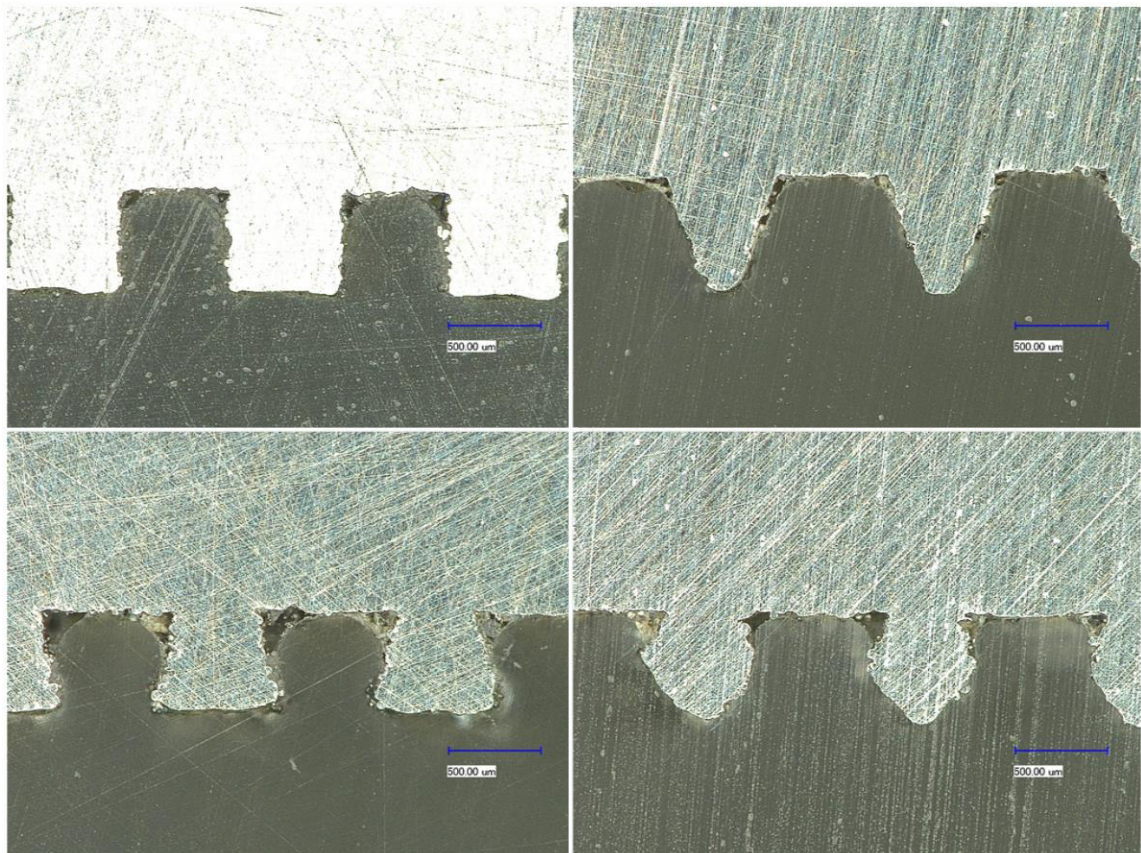


Abbildung 62: Schlibbilder unterschiedlicher Strukturtypen mit 0,5 mm Strukturhöhe, gefügt in PC. Oben links qu, oben rechts py, unten links ip und unten rechts pi.

4.4.2.3 Einfluss der Strukturhöhe auf die Verbundfestigkeit im Kopfzug

In den vorausgegangenen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass die Verbundfestigkeiten in Zugbelastung immer deutlich niedriger ausfallen wie bei Scherbelastung. Somit stellt die Zugbelastung die kritischste Belastungsart dar. Um zu beurteilen, ob eine weitere Erhöhung der Strukturhöhe einen positiven Einfluss auf die Verbundfestigkeit hat, wurde eine weitere Versuchsreihe durchgeführt. Die erzielten Verbundfestigkeiten von PA6-Hybridverbindungen mit unterschiedlich hohen Strukturen sind in Abbildung 63 dargestellt. Hierbei sind keine deutlichen Steigerungen der Verbundfestigkeit bei einer Verdopplung der Strukturhöhe auf 1,0 mm zu erkennen. Die dazugehörigen Schlifffbilder zeigen, dass eine vollständige Füllung der Struktur mit Polymerschmelze stattgefunden hat.

Die Ergebnisse für die Hybridverbindungen in PC sind in Abbildung 65 und die dazugehörigen Schlifffbilder in Abbildung 66 dargestellt. Für die Strukturen qu, py und ip sind keine deutlichen Steigerungen der Festigkeit durch Erhöhung der Pins zu erkennen. Bei der Oberflächenstruktur pi dagegen wird die Zugfestigkeit von ca. 4 MPa bei 0,5 mm hohen Strukturen auf ca. 20 MPa bei 1 mm hohen Strukturen um den Faktor 5 erhöht. Der Vergleich der Schlifffbilder mit 0,5 mm hohen Strukturen (Abbildung 62) zu den mit 1,0 mm hohen Strukturen (Abbildung 66) lässt auch erkennen, dass eine bessere Füllung der Kavität bei 1,0 mm hohen Strukturen und damit einer besserer Form- und Stoffschluss gewährleistet ist. Im Falle der pi-Struktur verändert sich bei Erhöhung der Struktur auch der Flankenwinkel, sodass es der Kunststoffschmelze beim Fügen eventuell vereinfacht die Struktur zu umfließen und die Kavität zu füllen.

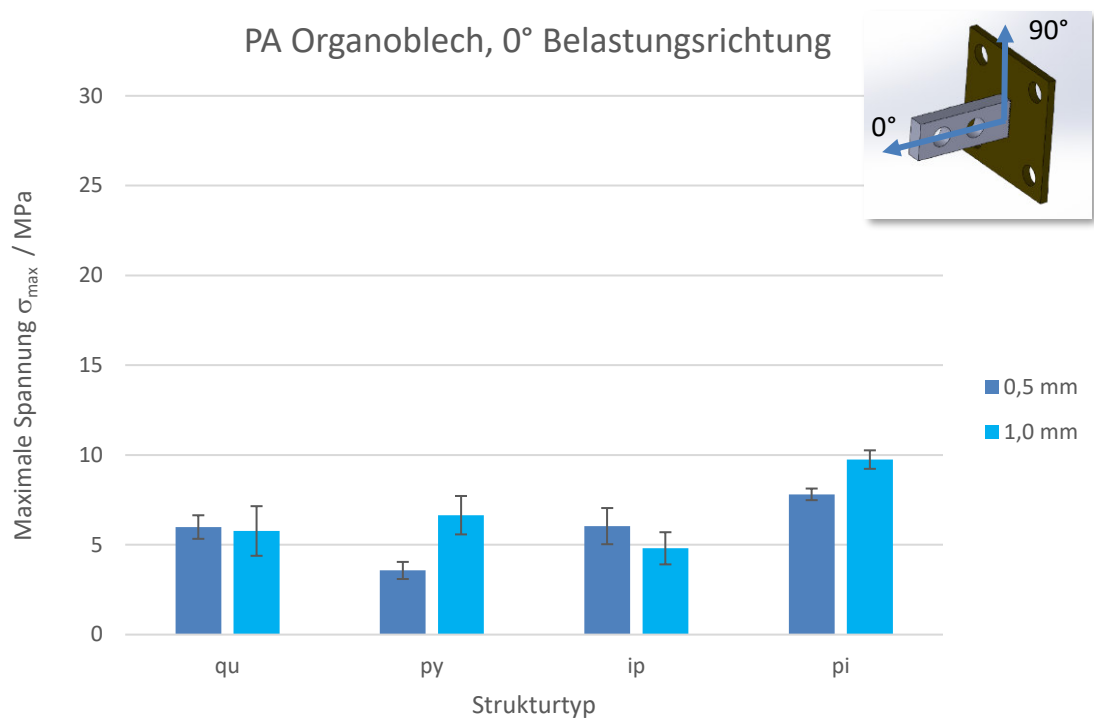


Abbildung 63: Zugfestigkeiten von Hybridverbindungen mit PA6-Organoblech bei denen die Strukturhöhe der unterschiedlichen Strukturtypen variiert wurde.

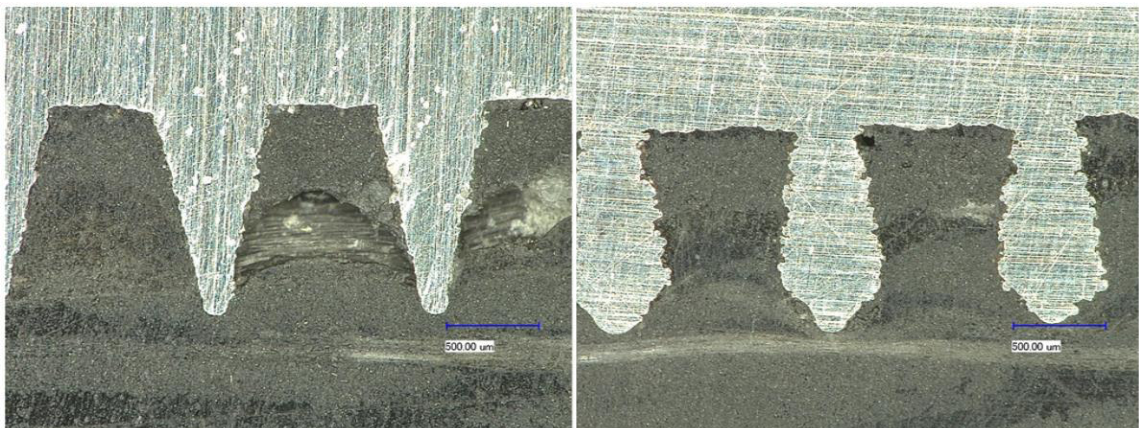


Abbildung 64: Schliffbilder von Hybridverbindungen mit PA6-Organoblech mit 1,0 mm Strukturhöhe. Links py und rechts pi.

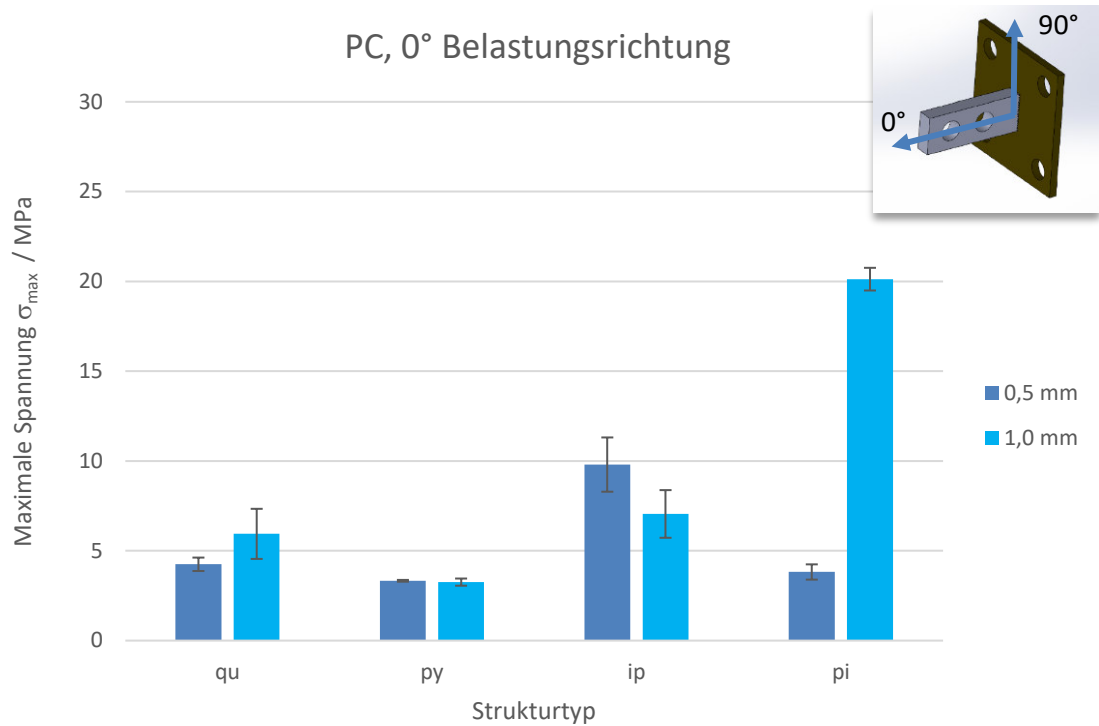


Abbildung 65: Zugfestigkeiten von Hybridverbindungen mit PC bei denen die Strukturhöhe der unterschiedlichen Strukturtypen variiert wurde.

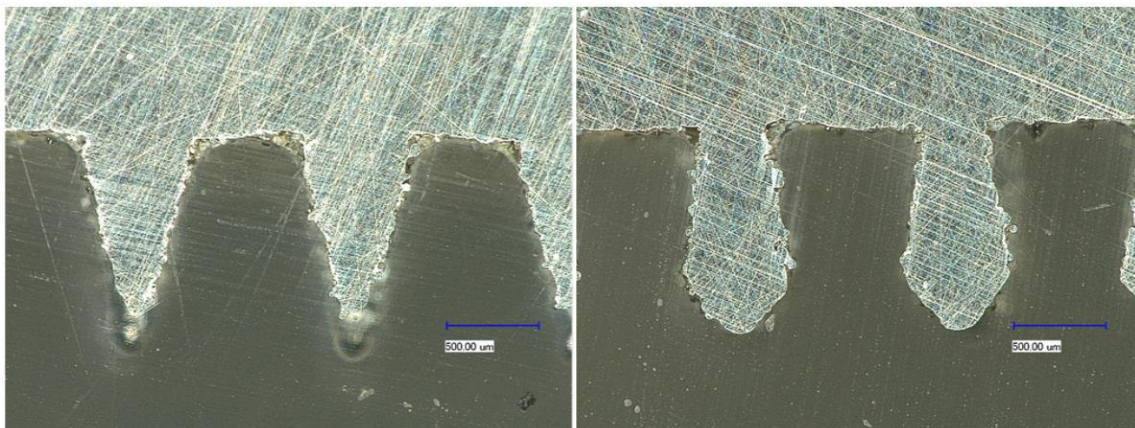


Abbildung 66: Schliffbilder von Hybridverbindungen mit PC mit 1,0 mm Strukturhöhe. Links py und rechts pi.

4.5 Untersuchungen zur Verbundalterung

Zur Bewertung der Langzeitbeständigkeit wurden die Proben mittels Klimawechseltest, Ofenlagerung und Thermoschocktest gealtert. Hiermit sollte eine Aussage getroffen werden, ob der Verbund durch Einwirkung von höheren Temperaturen oder Temperaturwechsel geschwächt wird. Vor allem die Unterschiede der thermischen Längenausdehnungskoeffizienten zwischen Metall und Kunststoff kann zu einer Belastung der Fügezone führen.

4.5.1 Klimawechseltest und Temperaturlagerung

Der Klimawechseltest wurde entsprechend der Prüfvorschrift PV 1200 der Volkswagen AG durchgeführt [53]. Bei diesem beschleunigten Alterungsverfahren werden die Proben zyklisch mit Temperatur und Feuchtigkeit belastet. Die Schritte eines Zyklus sind im Folgendem aufgelistet und in Abbildung 67 dargestellt:

1. Eine Stunde lineare Aufheizphase auf +80 °C und 80 % rel. Feuchte
2. Vier Stunden Isotherme bei +80 °C und 80 % rel. Feuchte
3. Zwei Stunden lineare Abkühlphase auf -40 °C, bei 0 °C ca. 30 % rel. Feuchte, darunter ungerichtet
4. Vier Stunden Isotherme bei -40 °C, Luftfeuchte bleibt ungerichtet
5. Lineare Aufheizphase auf 23 °C, ab 0 °C wird rel. Feuchte auf 30 % geregelt

Diesem Zyklus wurden die Proben 28-, 56- oder 84-mal unterzogen, dies entspricht bis zu 6 Wochen Auslagerung. Nach der Auslagerung erfolgte für PC und PA6 eine Rücktrocknung der Proben für 48 Stunden bei 80 °C im Trockenschrank. Anschließend erfolgte die Prüfung auf Zug- und Scherfestigkeit.

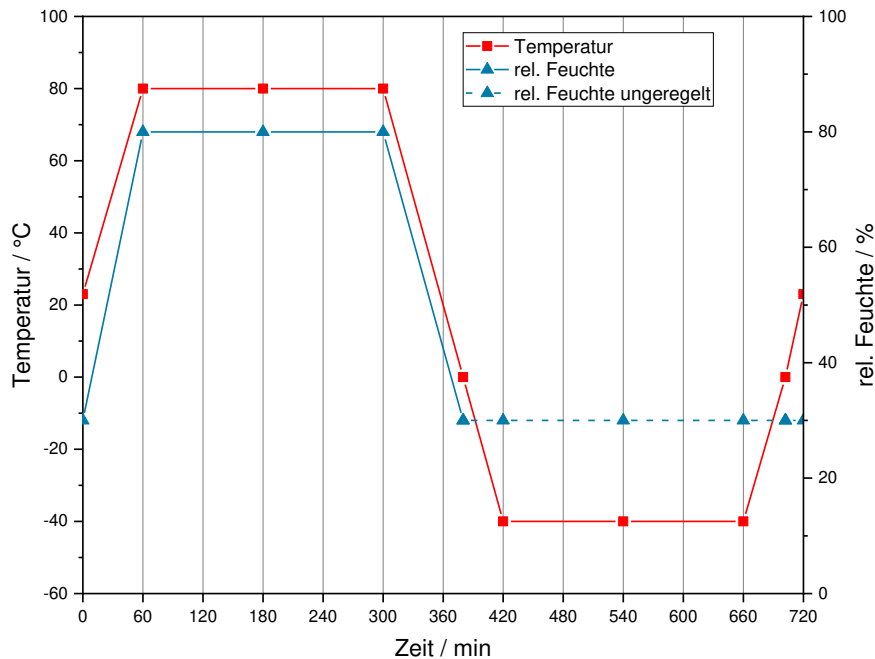


Abbildung 67: Temperatur und Feuchtigkeitsverlauf eins Prüfzyklus nach VW PV 1200 [53].

Die Proben für die Temperaturlagerung wurden im Trockenschrank (FD 23, Binder GmbH) für 6 Wochen bei 80 °C ausgelagert. Anschließend erfolgte die Prüfung auf Zug- und Scherfestigkeit.

Die Ergebnisse für die Materialien für PP-Organoblech, PA6-Organoblech und PC sind in den folgenden Abbildungen dargestellt.

Für die Materialien PP und PA6 sind im Rahmen der Standardabweichung keine Unterschiede bei Kopfzug- oder Scherfestigkeit zwischen dem initialen und den gealterten Zuständen zu erkennen.

Bei dem Material PC gibt es einen Trend bei der Kopfzug- und Scherfestigkeit, dass die gealterten Proben höhere Festigkeiten aufweisen wie die initialen Proben. Möglicherweise führt die Lagerung bei höheren Temperaturen dazu, dass ähnlich wie bei einem Temperprozess innere Spannungen, die beim Fügen entstehen, sich langsam abbauen bzw. ausgleichen. Bei der Prüfung könnte es dazu führen, dass die von außen aufgebraachte Spannung sich dann nicht mehr so stark mit den inneren Spannungsspitzen überlagert und erst bei höheren Kräften das Versagen der Verbindung eintritt.

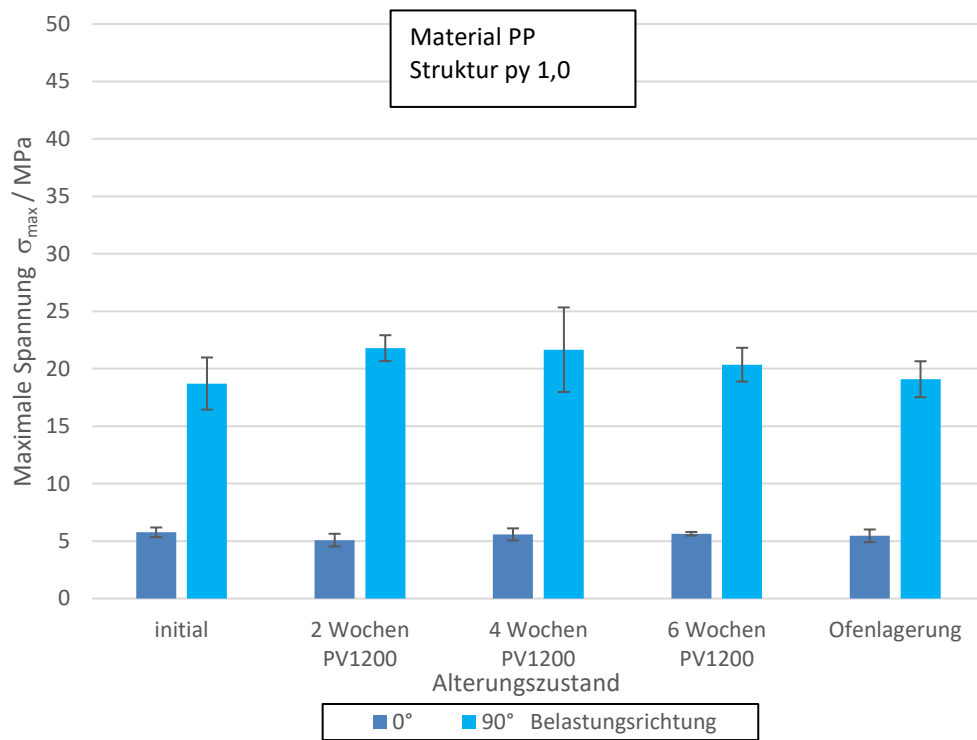


Abbildung 68: Einfluss der Klimawechselalterung und der Ofenlagerung der PP-Proben auf die Verbindungsfestigkeit.

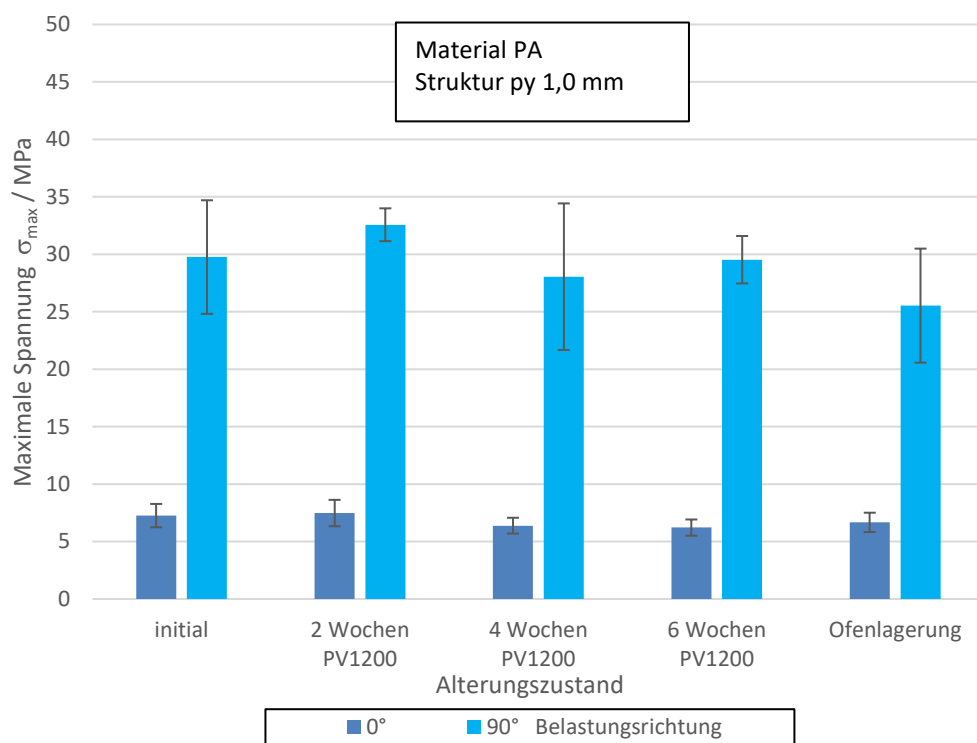


Abbildung 69: Einfluss der Klimawechselalterung und der Ofenlagerung der PA6-Proben auf die Verbindungsfestigkeit.

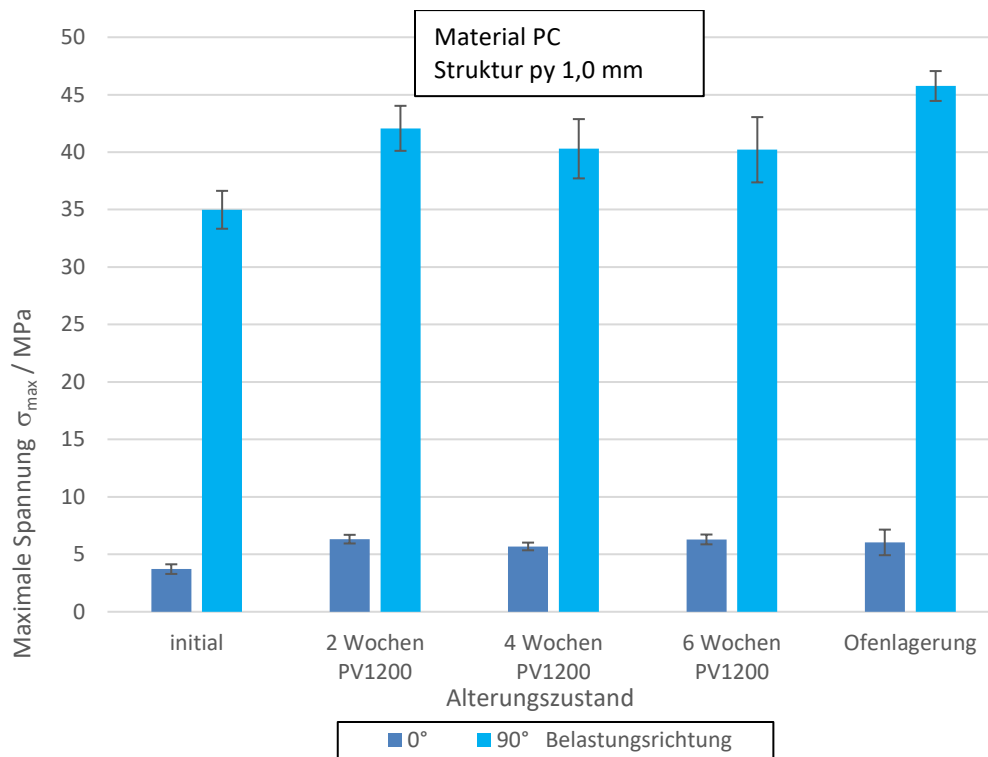


Abbildung 70: Einfluss der Klimawechselalterung und der Ofenlagerung der PC-Proben auf die Verbindungsfestigkeit.

4.5.2 Thermoschocktest

Um eine Aussage über die Beständigkeit der Verbindung bei schnellen Temperaturwechsel zu erhalten, wurde eine weitere Testreihe in Anlehnung an einen Thermoschock-Test durchgeführt. Hierfür wurden die Proben im Trockenschrank (FD 23, Binder GmbH) für 2 Stunden auf 80 °C temperiert und direkt im Anschluss in Eiswasser abgeschreckt. Aufnahmen mit einer Wärmebildkamera zeigten hierbei einen Temperatursturz der Probekörper von etwa 70 °C innerhalb einer Minute (Abbildung 71).

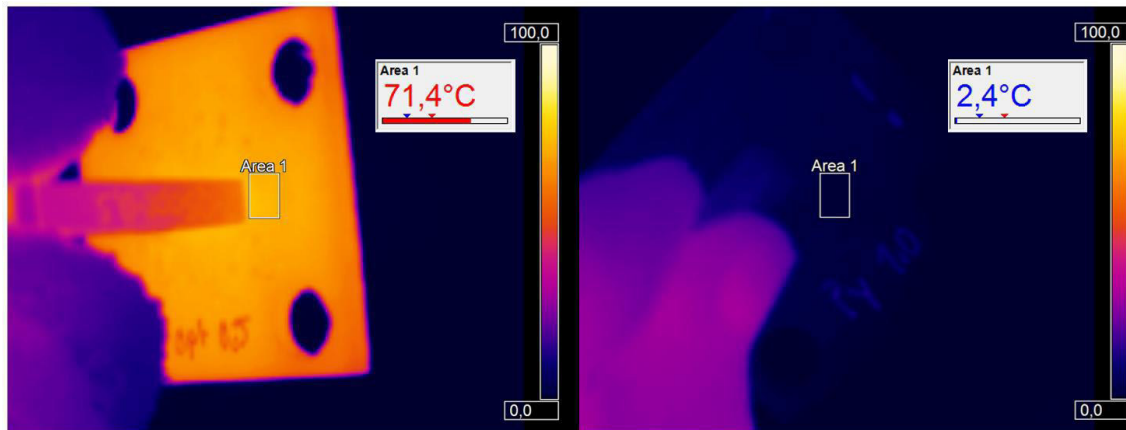


Abbildung 71: Thermografieaufnahme des Probekörpers vor und nach dem Abschrecken im Eisbad.

Daraufhin wurden die Proben abgetrocknet, zur Konditionierung für 2 Stunden bei Normklima (23 °C Temperatur, 50 % Luftfeuchtigkeit) gelagert und anschließend auf Zug- und Scherfestigkeit geprüft.

Die Ergebnisse der Zug- und Scherfestigkeiten sind in den folgenden Abbildungen dargestellt. In Kopfzugbelastung (Abbildung 72) sind im Rahmen der Standardabweichung keine Unterschiede in der Verbindungsfestigkeit zu erkennen. In Scherbelastung (Abbildung 73) sind bei den meisten Proben auch keine Unterschiede zu erkennen. Bei den PA6-Proben kommt es dagegen bei einer Serie zu einer deutlichen Abnahme der Festigkeit nach dem Thermoschocktest. Warum dieser Effekt nur in Scherbelastung auftritt, und nicht auch bei der eigentlich kritischeren Belastung des Kopfzugs, konnte nicht erklärt werden.

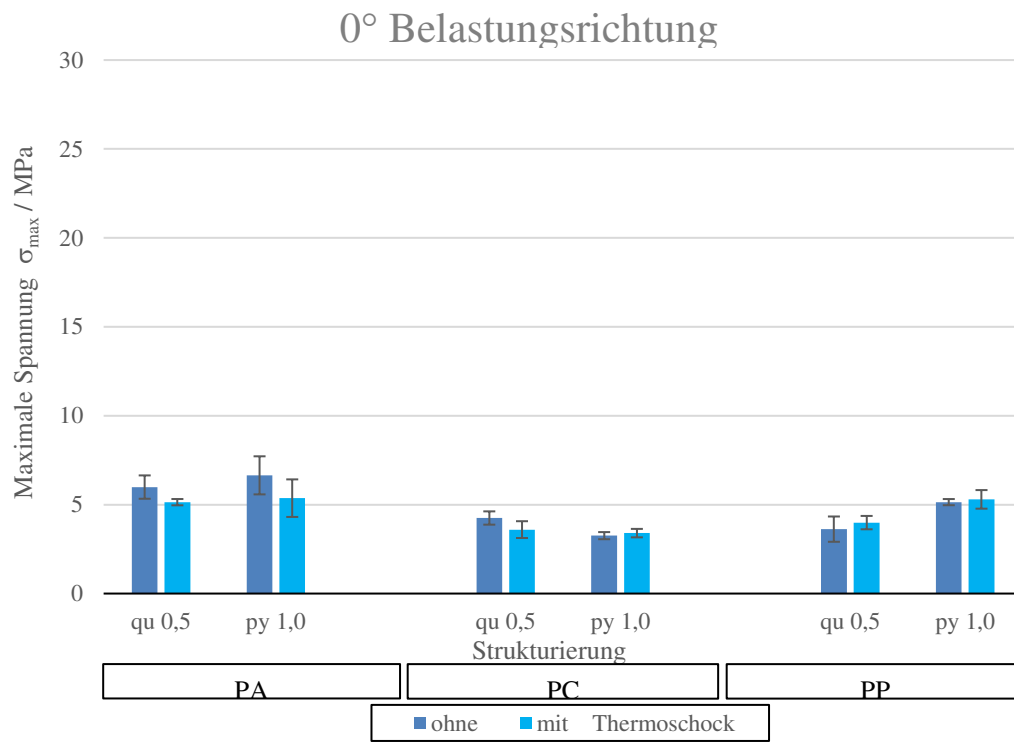


Abbildung 72: Einfluss des Thermoschocktests auf die Zugfestigkeit.

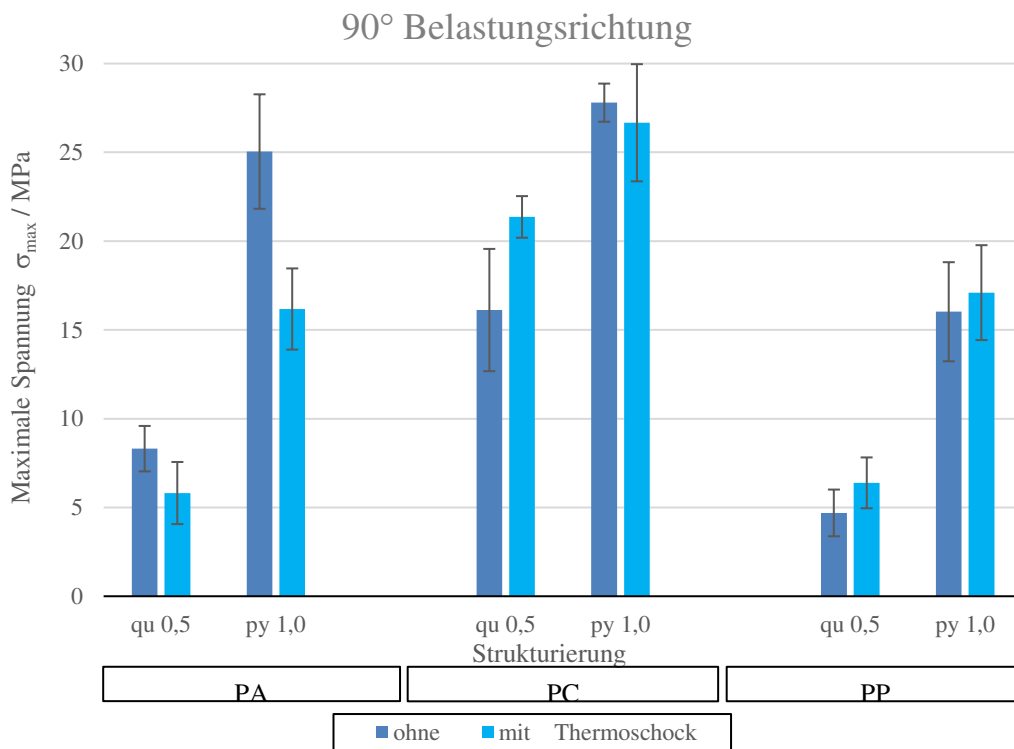


Abbildung 73: Einfluss des Thermoschocktests auf die Scherfestigkeit.

4.6 Möglichkeiten zur Übertragung auf praxisnähere Bauteile

Durch den Nachweis der verbesserten Ergebnisse des Kunststofffügens auf Grund von Hinterschnitten und komplexen Strukturen in den Substratkörpern, ist der Vorteil eines additiven Fertigungsverfahrens ersichtlich. Zum einen ist die Fertigung mit konventionellen Fertigungsverfahren solcher Strukturen nicht möglich. Zum anderen erfüllen Bauteile, die bspw. durch Fräsen oder Drehen hergestellt werden, nicht die nötigen Anforderungen an die Oberflächenrauheit und anderen beeinflussenden Werkstoffeigenschaften. Mit dem in dieser Studie verwendeten SLM-Verfahren lassen sich sehr filigrane und reproduzierbare Bauteile aus verschiedenen Metallen herstellen, wodurch eine Anpassung an die geforderten Voraussetzungen der Anwendung möglich ist. Durch die Verwendung anderer additiver Fertigungsverfahren, bspw. Pulverauftragsschweißen, werden häufig größer skalierte Anwendungen realisiert. Ein Übertrag auf solche produktivere Fertigungsverfahren ist denkbar und würde zu einer wirtschaftlicheren und industrielleren Umsetzung führen. Andererseits liegen die minimalen Fertigungsgrenzen, bspw. bei der minimalen Wandstärke mit ungefähr 0,8 mm, deutlich über denen des SLM-Verfahrens. Zusätzlich dazu ist die geometrische Genauigkeit deutlich niedriger und die Herstellung von hinterschnittigen Strukturen weist Schwierigkeiten bei deutlich höheren Winkeln auf als beim SLM-Prozess. Weiter könnten die Strukturen dabei auf bereits bestehende Bauteile aufgebracht werden und somit die Applikationsbereiche erweitern.

5 Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurden mittels selektivem Laserschmelzen (SLM) Metallproben hergestellt und mit der Methode des thermischen Direktfügens mit thermoplastischen Kunststoffen verbunden. Im SLM-Verfahren können Metallbauteile ausgehend von einem Metallpulver additiv gefertigt werden. Für additive Fertigungsverfahren lassen sich dabei durch Variation der Herstellungsbedingungen Eigenschaften wie Rauheit, Porosität und Festigkeit des Bauteils anpassen und aufgrund hoher Freiheitsgrade auch komplexe Strukturen fertigen. Der Einfluss der Herstellungsbedingungen auf die Verbindungsfestigkeit von Direktfügeverbindungen und die damit auch bestehenden Möglichkeiten zur Einbringung von Oberflächenstrukturen wurden daher näher untersucht. Als Kunststofffügepartner wurden PP- und PA6-Organobleche sowie unverstärktes Polycarbonat verwendet. Zur Herstellung der Direktfügeverbindungen wurden Heizelement- sowie Infrarotfügen eingesetzt.

Der Fokus beim Metall-Fügepartner lag zunächst darauf, welchen Einfluss das Metallmaterial und die Prozessbedingungen im SLM-Verfahren haben. Es wurden hierfür ein Werkzeugstahl und der Edelstahl PH1 eingesetzt und die Prozessbedingungen dahingehend variiert, um rauere / porösere Oberflächenstrukturen zu erzielen. An somit hergestellten Proben wurden Direktfügeverbindungen hergestellt und der Einfluss direkt über die erzielbare Verbindungsfestigkeit ermittelt. Bei Fügeverbindungen mit unterschiedlichen Metallen waren keine Unterschiede in den erzielten Festigkeiten erkennbar. Dies legt nahe, dass der Festigkeitsaufbau weniger durch einen adhäsiven Verbund und mehr durch einen Formschluss mit den Strukturen an der Oberfläche stattfindet. Die gezielte Erhöhung der Rauheit der Metallproben hatte nur einen geringen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit. Ebenfalls zeigte auch die gezielte Erhöhung der Porosität der Metallprobe keinen positiven Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit. Im Gegenteil führt eine zu große Erhöhung der Porosität dazu, dass die Festigkeit der hergestellten Metallprobe abnimmt und auch metallische Oberflächenstrukturen in der Direktfügeverbindung versagen, die eigentlich für eine Erhöhung der Verbindungsfestigkeit sorgen. Daher ist es zu empfehlen für die Fertigung der SLM-Proben Standardparameter zu verwenden, die zu einer hohen Festigkeit der Metallproben führen.

Darüber hinaus wurden auch die Möglichkeiten der additiven Oberflächenstrukturierung betrachtet. Um die Auswirkungen solcher Strukturen zu untersuchen, wurde ausgehend

von einer Quaderstruktur die Strukturparameter wie Höhe, Breite und Abstand der Struktur untersucht. Damit hergestellte Proben wurden in Scherbelastung geprüft. Hierbei zeigte sich ein Trend, dass für die meisten Kunststoffe eine Strukturhöhe von 0,5 mm, eine Strukturbreite von 0,6 mm und ein Strukturabstand von 1,2 mm die besten Ergebnisse liefert. Aufgrund des hohen Fasergehalts beim Organoblech unterscheiden sich aber die Tendenzen teils zum unverstärkten Thermoplasten. Dies betrifft die Strukturbreite und den Strukturabstand. Zu breite Strukturen und zu enge Strukturabstände führen dazu, dass die Fasern nicht mehr in die Zwischenräume der Oberflächenstruktur eindringen können.

Ausgehend von diesen Strukturparametern wurde auch die Strukturgeometrie unter Einschränkung der Freiheitsgrade im Fertigungsprozess wie z. B. Flankenwinkel variiert. Es wurden Pyramiden, Inverse Pyramiden, Zylinder und Pilz-Strukturen untersucht und auch unter Variation der Belastungsrichtung (Kopfzug, Scherzug) geprüft. Wie zu erwarten war, stellte der Kopfzug die kritischste Belastungsrichtung dar. Für viele Verbindungen waren hier nur Festigkeiten im Bereich von ca. 5 MPa zu erzielen, während die Scherfestigkeiten oft im Bereich von ca. 10 MPa bis 25 MPa lagen. Bei der Pilz-Struktur mit 1,0 mm Höhe war dagegen auch ein Kopfzugfestigkeiten von 10 MPa beim PA6-Organoblech und bis zu 25 MPa beim Polycarbonat möglich. Zurückzuführen ist dies auf einen ausreichend groß dimensionierten Hinterschnitt, der aber auch im Fügeprozess vollständig gefüllt werden konnte.

Neben der Bewertung der richtungsabhängigen Festigkeiten wurde auch die Beständigkeit gegenüber beschleunigter Alterung mittels Temperaturlagerung bei 80 °C, Thermoschock- und Klimawechseltest betrachtet. Es zeigte sich, dass die Verbindungen allesamt sehr beständig gegen die Prüfbedingungen waren und in fast allen Fällen gleichbleibende oder höhere Festigkeiten aufwiesen wie die Proben im initialen Zustand.

Begleitend zu den Untersuchungen zur Fertigung der Metallkomponente und der Optimierung der Oberflächenstruktur wurde auch der Direktfügeprozess variiert. Das Heizelementfügen konnte nur für PC und PP-Organobleche sinnvoll durchgeführt werden. Beim PA6-Organoblech kam es immer wieder zu Anhaftung der Schmelze am Heizelement. Deutlich besser konnte der Fügeprozess daher mittels Infrarotfügen umgesetzt werden. Damit konnten Verbundfestigkeiten bis zu 25 MPa in der Richtungsabhängigen Prüfung erzielt werden. Perspektivisch ist nun die Umsetzung mit schnelleren und damit auch wirtschaftlicheren Fügeverfahren interessant. Bei der Metallstrukturierung wäre her z. B.

das Pulverauftragsschweißen zu nennen, das z. B. auch auf konventionell hergestellten Bauteilen angewendet werden kann, um nur die Fügefläche zu modifizieren. Für den Fügeprozess wären schnellere Aufheizraten und damit kürzere Fügzeiten interessant. Eine Möglichkeit wie dies umgesetzt werden kann stellt z. B. die Induktionserwärmung der Metallkomponente dar.

6 Literaturverzeichnis

- [1] B. Koch, G. Knözinger, T. Pleschke, and H. J. Wolf, “Hybrid-Frontend als Strukturbauteil der Karosserie,” *Blech Rohre Profile*, no. 3, pp. 32–33, 1999.
- [2] I. Reichel, *Intelligenter Leichtbau: Neueste Technologien marktfähig ausreizen: Mischbauweise steigert Effizienz in Verpackungsmaschinen*, 2017. Accessed: Nov. 1 2018.
- [3] C. Goth and J. Franke, “Zukunftstechnologien für mechatronische Produkte,” *Kunststoffe*, no. 4, 2010.
- [4] S. Kistler, S. Adler, and F. Kistler, “Der Einsatz von Kunststoffen bei Zahnersatz auf Implantaten,” *BZB*, 2013. [Online]. Available: https://www.bzb-online.de/juni13/55_59.pdf
- [5] B. Bader, E. Türck, and T. Vietor, “Multi Material Design. A Current Overview of the used potential in Automotive Industries,” *Tagung Faszination Hybrider Leichtbau*, 2018.
- [6] AiF Forschungsnetzwerk Mittelstand, *Otto von Guericke-Preis 2019: Stabile Verbindung aus Faserverbund und Stahl*. [Online]. Available: <https://www.aif.de/service/news/detailansicht/news/otto-von-guericke-preis-2019-stabile-verbindung-aus-faserverbund-und-stahl.html> (accessed: Nov. 28 2019).
- [7] M. R. Sanjay, G. R. Arpitha, and B. Yogesha, “Study on Mechanical Properties of Natural - Glass Fibre Reinforced Polymer Hybrid Composites: A Review,” *Materials Today: Proceedings*, vol. 2, 4-5, pp. 2959–2967, 2015, doi: 10.1016/j.matpr.2015.07.264.
- [8] B. von der Beeke, J. Sterz, C. Schütz, and K. Dröder, “Luftdichtigkeit von Kunststoff- Metall-Hybridstrukturen für Zylinderkurbelgehäuse,” no. 2, pp. 30–35, 2019.
- [9] M. Walcher, “Mediendichte Umspritzung von elektronischen Komponenten,” *IKV-Fachtagung „Das Beste aus zwei Welten – Kunststoff und Metall im hybriden Verbund“*, 2018.
- [10] R. Velthuis, *Induction welding of fiber reinforced thermoplastic polymer composites to metals*. Zugl.: Kaiserslautern, Techn. Univ., Diss., 2007. Kaiserslautern: Inst. für Verbundwerkstoffe, 2007. Accessed: Oct. 24 2018.
- [11] R. Alderliesten, “On the Development of Hybrid Material Concepts for Aircraft Structures,” *Recent Patents on Engineering*, no. 3, pp. 25–38, 2009. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/profile/Rene_Alderliesten/publication/228684079_On_the_Development_of_Hybrid_Material_Concepts_for_Aircraft_Structures/links/0c96051d1c47faef8e000000/On-the-Development-of-Hybrid-Material-Concepts-for-Aircraft-Structures.pdf
- [12] D. King, O. Inderwildi, and C. Carey, “Advanced aerospace materials: past, present and future,” *Aviation and the Environment*, no. 3, pp. 22–27, 2009. [Online]. Available: http://www.chriscarey.co.uk/a&e_materials.pdf
- [13] Bundesministerium für Bildung und Forschung, “Forschung und Innovation für die Menschen,” *Referat Grundsatzfragen der Innovationspolitik*, 2018. [Online].

- Available: https://www.bmbf.de/pub/Forschung_und_Innovation_fuer_die_Menschen.pdf
- [14] M. Gude, S. Roth, F. Masseria, and R. Hengstmann, “Abschlussbericht FOREL : Q-Pro,” 2018.
- [15] TU Kaiserslautern/Institute For Mechanical And Automotive Design, *Vortrag, Direktfügen eines Metall-Kunststoffverbundes über additiv gefertigte Oberflächenstrukturen.*, ohne Datum. Accessed: Nov. 20 2019.
- [16] U. Endemann, S. Glaser, and M. Völker, “Kunststoff und Metall im festen Verbund: Verbindungstechnik für Kunststoff-Metall-Hybridstrukturen,” *Kunststoffe*, pp. 110–113, 2002.
- [17] Industrieverband Kleben e. V., *Qualitätsanforderungen an Klebprozesse - Die Bedeutung der DIN 2304-1 für die Anwender von Klebstoffen*, 2018.
- [18] O. Ehrenguber, “Innovative Fügetechnik: Klebtechniken bieten Vorteile im Leichtbau,” *Plastverarbeiter*, no. 09, pp. 96–98, 2019.
- [19] G. W. Ehrenstein, S. Amesöder, L. Fernandez Diaz, H. Niemann, and R. Deventer, “Werkstoff- und prozessoptimierte Herstellung flächiger Kunststoff-Kunststoff und Kunststoff-Metall-Verbundbauteile,” 2003. [Online]. Available: <https://www5.informatik.uni-erlangen.de/Forschung/Publikationen/2003/Ehrenstein03-WUP.pdf>
- [20] M. Gude, S. Roth, F. Masseria, and R. Hengstmann, “Abschlussbericht FOREL : Q-Pro,” 2018.
- [21] D. Spancken, K. van der Straaten, J. Beck, and N. Stötzner, “Laserstrukturierung von Metalloberflächen für Hybridverbindungen,” *lightweight.design*, no. 4, 2018.
- [22] R. Velthuis, “Induktionsschweißen faserverstärkter Thermoplaste am Beispiel einer Durchladeklappe,” *6. Internationale AKV-TV Tagung Baden-Baden*, 2003.
- [23] A. Klotzbach, *Kleben ohne Klebstoff: Schnelles stoffschlüssiges Fügen von Metall und Thermoplast*, 2018. Accessed: Nov. 1 2018. [Online]. Available: https://www.iws.fraunhofer.de/content/dam/iws/de/documents/presse/2018/PM-2018_03_fraunhofer_iws_thermisches_fuegen_hpci.pdf
- [24] Boris Koch, Gerd Knözinger, Thomas Pleschke, and Hans Jürgen Wolf, “Hybrid-Frontend als Strukturbauteil der Karosserie,” *Blech Rohre Profile*, no. 3, pp. 32–33, 1999.
- [25] J. Schild, *Verfahrensentwicklung zur integrierten Herstellung von Kunststoff/Metall-Strukturbauteilen im Spritzgießverfahren: Process development for the integrated manufacturing of plastic/metal-structural components in the injection moulding process*, 1st ed. Aachen: Verlagsgruppe Mainz GmbH Aachen, 2017. Accessed: Oct. 25 2018.
- [26] B. Bader, E. Türck, and T. Vietor, “Multi Material Design. A Current Overview of the used potential in Automotive Industries,” *Tagung Faszination Hybrider Leichtbau*, 2018.
- [27] C. Goth and J. Franke, “Zukunftstechnologien für mechatronische Produkte,” *Kunststoffe*, no. 4, 2010.

- [28] S. Kistler, S. Adler, and F. Kistler, “Der Einsatz von Kunststoffen bei Zahnersatz auf Implantaten,” *BZB*, 2013. [Online]. Available: https://www.bzb-online.de/juni13/55_59.pdf
- [29] I. Reichel, *Intelligenter Leichtbau: Neueste Technologien marktfähig ausreizen: Mischbauweise steigert Effizienz in Verpackungsmaschinen*, 2017. Accessed: Nov. 1 2018.
- [30] D. Flock, *Wärmeleitungsfügen hybrider Kunststoff-Metall-Verbindungen, Dissertation RWTH Aachen*. Norderstedt: Books on Demand, 2012. Accessed: Oct. 29 2018.
- [31] G. Wagner, F. Balle, and D. Eifler, “Ultrasonic Welding of Aluminum Alloys to Fiber Reinforced Polymers,” *Adv. Eng. Mater.*, vol. 15, no. 9, pp. 792–803, 2013, doi: 10.1002/adem.201300043.
- [32] U. Reisgen, A. Schiebahn, and J. Schönberger, “Innovative Fügeverfahren für hybride Verbunde aus Metall und Kunststoff,” *Lightweight Des.*, vol. 7, no. 3, pp. 12–17, 2014, doi: 10.1365/s35725-014-0370-5.
- [33] SKZ, “Untersuchung verschiedener Vorbehandlungs- und Fügmethoden im Hinblick auf das Alterungsverhalten und die Gebrauchseigenschaften im Thermischen Direktfügen von Metallen und Kunststoffen, IFG-FKZ 20326 N,” 2018-2021.
- [34] G. Habenicht, *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen*, 6th ed. Berlin, Heidelberg: Springer, 2009. Accessed: Mar. 6 2019.
- [35] P. Götze, “Multifunktions-Fügezange zum thermischen Direktfügen von Organoblechen mit Metallblechen für den Automobilbau,” *Diplomarbeit, TU Dresden*, 2017.
- [36] F. Flock and P. Kutschmann, “Ultrasonic welding of hybrid metal-plastic components with flame spraying of adhesion layer,” *Journal of Plastics Technology*, no. 7, 2011.
- [37] M. Andrés, M. Ferros, and F. Liébana, “Influence of temperature and clamping force on the strength of the joint over different composite-metal combinations joined by laser,” *Procedia CIRP*, vol. 74, pp. 506–510, 2018, doi: 10.1016/j.procir.2018.08.134.
- [38] E. Büchter, “Bauteilreinigung mittels Laser - prozesssicher und präzise überwacht,” *3. Fachtagung Partielle Bauteilreinigung*, 2018.
- [39] P. Amend, S. Pfindel, and M. Schmidt, “Thermal Joining of Thermoplastic Metal Hybrids by Means Of Mono- and Polychromatic Radiation,” *Physics Procedia*, vol. 41, pp. 98–105, 2013, doi: 10.1016/j.phpro.2013.03.056.
- [40] A. Al-Sayyad, J. Bardon, P. Hirchenhahn, K. Santos, L. Houssiau, and P. Plapper, “Aluminum pretreatment by a laser ablation process: Influence of processing parameters on the joint strength of laser welded aluminum – polyamide assemblies,” *Procedia CIRP*, vol. 74, pp. 495–499, 2018, doi: 10.1016/j.procir.2018.08.136.
- [41] J. Gebauer, M. Fischer, A. F. Lasagni, I. Kühnert, and A. Klotzbach, “Laser structured surfaces for metal-plastic hybrid joined by injection molding,” *Journal of Laser Applications*, vol. 30, no. 3, p. 32021, 2018, doi: 10.2351/1.5036803.

- [42] K. van der Straaten and C. Kukla, “Karosseriebauteile lokal verstärken,” *Kunststoffe*, vol. 2019, no. 06, pp. 20–22, 2019.
- [43] K. van der Straaten, “Projektsteckbrief HyBriLight,” 2014. [Online]. Available: <https://www.photonikforschung.de/media/lasertechnik/pdf/HyBriLight-Leichtbau-Projektsteckbrief-Korr2018-08-bf-C1.pdf>
- [44] A. Klotzbach, M. Langer, R. Pautzsch, J. Standfuß, and E. Beyer, “Thermal direct joining of metal to fiber reinforced thermoplastic components,” *Journal of Laser Applications*, vol. 29, no. 2, p. 22421, 2017, doi: 10.2351/1.4983243.
- [45] A. Rösner, *Laserbasiertes Fügeverfahren zur Herstellung von Kunststoff-Metall-Hybridbauteilen*. Zugl.: Aachen, Techn. Hochsch., Diss., 2014. Stuttgart: Fraunhofer-Verl., 2014. Accessed: Oct. 24 2018.
- [46] S. Katayama and Y. Kawahito, “Laser direct joining of metal and plastic,” *Scripta Materialia*, vol. 59, no. 12, pp. 1247–1250, 2008, doi: 10.1016/j.scriptamat.2008.08.026.
- [47] J. Fleischer, Ed., *Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbautragstrukturen: Grundlagen der Fertigung, Charakterisierung und Auslegung*, 1st ed. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg; Imprint: Springer Vieweg, 2021.
- [48] M. Bonnet, *Kunststofftechnik: Grundlagen, Verarbeitung, Werkstoffauswahl und Fallbeispiele*, 2nd ed. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014.
- [49] E. Baur, S. Brinkmann, T. A. Osswald, and E. Schmachtenberg, *Saechtling Kunststoff Taschenbuch*, 31st ed. München: Hanser, 2013.
- [50] Heraeus Noblelight GmbH, “Datenblatt - Infrarot-Strahler für industrielle Prozesse,” Heraeus Noblelight GmbH, Kleinostheim, o.J. [Online]. Available: 28.07.2021
- [51] M. Gehde, S. Friedrich, and S. Motshev, “Strahlungserwärmung beim Kunststoffschweißen,” *Joining Plastics*, pp. 58–62, 2008.
- [52] M. Doobe, *Kunststoffe erfolgreich kleben: Grundlagen, Klebstofftechnologien, Best-Practice-Beispiele*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018.
- [53] Volkswagen AG, “PV 1200 Klimawechselfestigkeit,” 2004.