

Beitrag zum Infrarotschweißen von Kunststoffen in der industriellen Fertigung

von der Fakultät für Maschinenbau
der Technischen Universität Chemnitz
genehmigte Dissertation
zur Erlangung des Grades

Doktor-Ingenieur

vorgelegt von:

M. Sc. Marios Constantinou

Fachgutachter:

Professor Dr.-Ing. Michael Gehde

Professor Dr.-Ing. habil. Volker Schöppner

Für die Nutzung dieser Dissertation gelten folgende rechtliche Bestimmungen

- Die vorliegende Dissertation darf von der Technischen Universität Chemnitz frei im Internet angeboten werden. Eine weitere Verbreitung oder öffentliche Wiedergabe ist nicht gestattet und kann nur mit ausdrücklicher Genehmigung des Autors (Promovierten) geschehen.
- Die Vervielfältigung ist nur im Rahmen des privaten und eigenen wissenschaftlichen Gebrauchs (§ 53 UrhG) erlaubt.
- Die Publikation darf nicht bearbeitet oder in anderer Weise verändert werden.
- Der Autor hat das Recht, sein Werk, auch auszugsweise, anderweitig verfügbar zu machen und zu verbreiten.
- Für den Inhalt des Dokuments ist allein der Autor verantwortlich.

This publication (dissertation) is subject to the following terms of use:

- The Chemnitz University of Technology is entitled to give open access to this publication. Further publication or public broadcasting needs explicit authorization of the copyright owner (doctor).
- Copying is permitted only for private or the own scientific purposes of the person who performs copying (according to § 53 of the German Copyright Act). The copyright owner grants production of complete single copies of this publication by means of a print on demand service.
- This publication may not be edited or changed otherwise.
- The copyright owner has got the right to publish or broadcast this publication as a whole or parts thereof elsewhere.
- The author is exclusively responsible for the content of this publication.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand in den Jahren 2014 bis 2020 während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an Professur Kunststoffe der Technischen Universität Chemnitz. Die Fertigstellung der Arbeit erfolgte nach meiner Zeit in Chemnitz.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Gehde, Inhaber der Professur Kunststoffe, für die Anregung dieser Arbeit, das in mich gesetzte Vertrauen, seine stete Unterstützung, die zahlreichen Diskussionen sowie die Übernahme des Erstgutachtens.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schöppner, Kunststofftechnik Paderborn (KTP) an der Universität Paderborn, danke ich herzlich für die Übernahme des Zweitgutachtens.

Allen technischen und wissenschaftlichen Mitarbeitern und ehemaligen Kolleginnen und Kollegen an der Professur Kunststoffe danke ich für die sehr gute Arbeitsatmosphäre und die sehr gute Zusammenarbeit in allen Bereichen, die diese Arbeit erst möglich gemacht haben. Besonderer Dank gilt hierbei der gesamten Arbeitsgruppe Fügetechnik. Hervorheben möchte ich die Herren Dr.-Ing. Eric Brückner, Dr.-Ing. Ronald Dietz, Mirko Albrecht, André Hüllmann, Fabian Friedrich, Christian Uhlmann, Frank Werner, Marcus Schmidt, Sören Köhler, Rocco Sickel, Tino Grunert, Sven Mauersberger, Dr.-Ing. Sven Friedrich und Dr.-Ing. René Fuhrich sowie Frau Karoline Hofmann und Frau Ulrike Schneevoigt.

Weiterhin gilt mein Dank allen Studierenden, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Namentlich möchte ich Frau Vera Evers sowie die Herren Anh Tu Le, Pascal Kube und Pascal Evers nennen.

Für die wertvollen Diskussionen und Anregungen möchte ich mich ebenfalls bei der gesamten Arbeitsgruppe W 4.13 „Infrarotschweißen in der Serienfertigung“ des deutschen Verbands für Schweißen und verwandte Verfahren e. V. (DVS) bedanken. Dem Vorsitzenden der Arbeitsgruppe, Herrn Dr.-Ing. Tobias Beiß, sei hierbei besonders gedankt.

Herzlich möchte ich mich auch bei allen Wirtschaftsvertretern bedanken, die mich während meiner Promotionszeit unterstützt haben. Herrn Frank Krause, Lanxess Deutschland GmbH, möchte ich ganz besonders für die Bereitstellung von Versuchswerkstoffen, die fachlichen Diskussionen und das große Interesse an meiner Arbeit danken. Herrn Markus Theobald, Eugen Riexinger GmbH & Co. KG, danke ich für die sehr gute Zusammenarbeit. Herrn Guntram Mahren, Lyondell Basell, danke ich für die Bereitstellung von Versuchswerkstoffen.

Die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit, wurden wesentlich durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e. V. (AiF) und die Forschungsvereinigung des DVS gefördert, wofür ich mich ebenfalls bedanken möchte.

Weiterhin danke ich meiner Familie für ihre Unterstützung. Der größte Dank gilt meiner Frau Tiffany sowie meinen Söhnen Paris Noa und Aias Hector, die mich mit all ihrer Kraft unterstützt und getragen haben. Trotz der vielen Entbehrungen, die sie in dieser arbeitsreichen Zeit in Kauf nehmen mussten, war der Rückhalt und die Unterstützung durch sie immer liebe- und verständnisvoll.

Kurzfassung

Das Infrarotschweißen ist ein industriell etabliertes Verfahren zur Herstellung von Bauteilen in unterschiedlichsten Anwendungsbereichen. Die Prozesseinrichtung ist jedoch mit einem hohen Kosten- und Zeitaufwand verbunden, da komplexe Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen das Aufschmelzverhalten des Kunststoffbauteils bestimmen. In vielen industriellen Infrarotschweißprozessen ist daher ein Rauchen der infraroterwärmten Bauteilbereiche zu beobachten. Eine Erforschung des Zusammenhangs zwischen Rauchbildung, Kunststofftemperatur, thermisch-oxidativer Belastung des Kunststoffs und den resultierenden mechanischen Schweißnahteigenschaften steht bislang aus. Weiterhin sind in Infrarotschweißprozessen in der industriellen Fertigung oftmals hohe Umstellzeiten und schwankende Fügeparttemperaturen festzustellen. In der vorliegenden Arbeit werden erstmals die mechanischen Eigenschaften von Infrarotschweißverbindungen mit der Rauchbildung und thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung korreliert und zwei Ansätze zur schonenden Erwärmung untersucht. Die Ergebnisse weisen nach, dass eine thermisch-oxidative Kunststoffschädigung zu einer Verschlechterung der mechanischen Schweißnahteigenschaften führt und bei der Auslegung industrieller Prozesse in Betracht gezogen werden muss. Das Schweißen in Argonatmosphäre und mit aktiver Strahlerleistungsregelung verhindern die Kunststoffzersetzung und führen in der Regel zu besseren mechanischen Schweißnahteigenschaften. Weiterhin wird deutlich, dass die Fügeparttemperatur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Schweißnahteigenschaften hat, wohingegen Umstellzeiten ≥ 5 s eine erhebliche Reduzierung ebendieser zur Folge haben. Eine weitere Herausforderung ist das Infrarotschweißen (endlos-)faserverstärkter Kunststoffe. Die derzeit übliche Stumpfanordnung der Fügeparten führt zu einer Faserverlenkung in der Fügepart und hat zur Folge, dass die Faserverstärkung nicht über die Fügeebene hinweg genutzt werden kann. Im Rahmen der Arbeit wird aufgrund dessen das überlappende Infrarotschweißen von Organoblechen untersucht. Um Bauteile aus Organoblechen mit erhöhter Komplexität, Größe und Steifigkeit herstellen zu können, werden zudem zwei industriell nutzbare Verfahrensvarianten auf Basis des Infrarotschweißens entwickelt. Unter Nutzung dieser, können Organoblechhohlkörper mit Überlappverbindungen gefertigt werden. Die Ergebnisse zeigen, dass sowohl in Plattenprobekörpern als auch in Hohlkörpern eine Nutzung der Faserverstärkung über die Fügeebene hinweg möglich ist.

Abstract

The infrared welding is a well-established process in the industrial production of parts in various applications. However, the complex emitter-material interaction, which influences the meltdown behaviour of the plastic parts, results in a high effort for the process setup. A smoking of the plastic parts is to observe in numerous industrial infrared welding processes. The correlations between the smoking of the plastic, its temperature and thermal-oxidative degradation as well as the mechanical properties of the resulting welds are unidentified yet. Furthermore, in industrial infrared welding processes often high changeover times and varying joining part temperatures are existent. Therefore, within the present work the connections between the mechanical joint properties of infrared welds and the thermal-oxidative degradation of plastics are elaborated for the first time and two approaches for the gentle infrared heating are investigated. The findings prove that the thermal-oxidative degradation of the plastic substantially decreases the mechanical weld properties and needs to be taken into account when setting up the industrial infrared welding process. The welding in argon atmosphere and the use of an active infrared emitter power control, which ensures the heating of the plastic below the degradation temperature, lead to better mechanical weld properties. In addition, the outcome of this work shows that the influence of the temperature of the joining part is negligible regarding the mechanical joint properties, whereas changeover times greater than or equal to 5 s lead to a dramatical decrease in the mechanical properties. Another challenge is the infrared welding of fibre reinforced plastics. The butt welding of fibre reinforced

thermoplastics is common practice and prevents the use of fibres in the joint plane due to the fibre deflection in this area. As a result, the overlapping welding of organo sheets is investigated as well. In order to produce large and complex parts with high stiffness made of organo sheets, two process variants on the basis of the infrared welding technology are developed, which can be used at the industrial scale to manufacture hollow bodies. The overlapping welds of specimens and in hollow bodies made of organo sheets, enable the fibre utilisation across the joint plane.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung und Zielsetzung	1
2	Grundlagen und Stand der Technik	3
2.1	Infrarotstrahlung und technische Infrarotstrahler	3
2.2	Kunststofferwärmung durch Infrarotstrahlung	6
2.3	Infrarotschweißen von Kunststoffen.....	10
2.3.1	Infrarotschweißprozess.....	10
2.3.2	Festigkeitsmechanismen	13
2.3.3	Einflüsse auf die mechanischen Schweißnahtigenschaften	14
2.3.4	Thermisch-oxidative Kunststoffbelastung	16
2.4	Alterung von Polypropylen und Polyamid 6	18
2.5	Hohlkörperherstellung aus endlosfaserverstärkten Thermoplasten	21
3	Experimentelles	25
3.1	Versuchswerkstoffe	25
3.2	Probekörper	28
3.3	Anlagentechnik.....	29
3.3.1	Schweißmaschine	29
3.3.2	Aufnahmewerkzeuge	30
3.3.3	Infrarotstrahler	32
3.4	Aufschmelz- und Schweißversuchsdurchführung – Stumpfanordnung	33
3.4.1	Aktive Strahlerleistungsregelung	36
3.4.2	Argonatmosphäre	39
3.4.3	Nachbildung industriell üblicher Prozess- und Werkstoffeinflüsse.....	39
3.5	Aufschmelz- und Schweißversuchsdurchführung – Überlappenanordnung.....	41
3.5.1	Plattenprobekörper	41
3.5.2	Halbschalen.....	43
4	Analyseverfahren	47
4.1	Temperaturmessungen	47
4.2	Thermische Analysen	47
4.2.1	Dynamische Differenzkalorimetrie	47
4.2.2	Bestimmung der Oxidations-Induktionszeit.....	48
4.2.3	Thermogravimetrie	50
4.2.4	Wärmeleitfähigkeitsmessung	50
4.2.5	Glührückstandsbestimmung	50
4.3	Rheologische Analysen	51
4.3.1	Rotationsrheometrie	51
4.3.2	Ubbelohde-Viskosimetrie.....	51
4.4	Mechanische Prüfungen.....	52
4.4.1	Kurzzeit-Zugversuch.....	52
4.4.2	Schlagbiegeversuch	54
4.4.3	Zeitstand-Zugversuch.....	54
4.4.4	Bestimmung der interlaminaren Scherfestigkeit.....	55
4.4.5	Zugscherversuch	56
4.5	Mikroskopische Analysen	57

5	Ergebnisse zum Stumpfschweißen	59
5.1	Aufschmelzverhalten	59
5.2	Temperaturentwicklung im Füge­teil während der Erwärmung	61
5.2.1	Konstante Infrarotstrahlerleistung	61
5.2.2	Aktive Strahlerleistungsregelung	64
5.3	Thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht	67
5.3.1	Polypropylen	68
5.3.2	Polyamid 6	71
5.3.3	Vergleich von Polypropylen und Polyamid 6	74
5.4	Schweißnahtausbildung	76
5.5	Thermisch-oxidative Belastung der Schweißnähte	79
5.6	Mechanische Schweißnahteigenschaften	83
5.6.1	Kurzzeit-Zugversuch	83
5.6.2	Schlagbiegeversuch	87
5.6.3	Zeitstand-Zugversuch	93
5.7	Betrachtung industriell üblicher Prozess- und Werkstoff­einflüsse	96
5.7.1	Füge­teiltemperatur	96
5.7.2	Umstellzeit	103
6	Ergebnisse zum Überlappschweißen	109
6.1	Aufschmelzverhalten	109
6.2	Schweißungen an Plattenprobekörpern	112
6.2.1	Mechanische Schweißnahteigenschaften	112
6.2.2	Prozess- und Werkstoff­einflüsse	114
6.2.3	Kriterien zur Schweißnahtbewertung	117
6.3	Hohlkörperherstellung mittels Infrarotschweißen	118
6.3.1	Prozesseinflüsse	118
6.3.2	Mechanische Schweißnahteigenschaften	123
6.3.3	Kriterien zur Schweißnahtbewertung	124
7	Bewertung der Ergebnisse	127
7.1	Stumpfschweißen	127
7.2	Überlappschweißen	133
7.3	Nutzbarkeit in industriellen Infrarotschweißprozessen	135
8	Zusammenfassung und Ausblick	137
9	Literatur	141
10	Abkürzungen und Formelzeichen	153
	Anhang	157

1 Einleitung und Zielsetzung

Die Erwärmung von Kunststoffen mit Infrarotstrahlung wird bereits seit den 1950er Jahren in der Kunststoffverarbeitung eingesetzt [KPF59]. Sie findet beispielweise im Streckblasformprozess [EHH+87], beim Thermoformen [Wei87, Mic10] oder bei der Plattenextrusion [DEE+12] Einsatz.

Die grundsätzliche Eignung der Infrarotstrahlungserwärmung zum Fügen von Kunststoffen konnte bereits Mitte der 1970er Jahre nachgewiesen werden [Ste74], weitere Veröffentlichungen zu Forschungsarbeiten zum Infrarotschweißen (IR-Schweißen) von Kunststoffen erfolgten jedoch erst wieder in den 1990er Jahren [PMH91, Hei94, Che95, Yeh96]. Kurze Prozesszeiten, die berührungslose Erwärmung und der daraus folgende nicht vorhandene abrasive Verschleiß der Erwärmquellen sowie die nicht stattfindende Schmelzeanhaftung an ebendiesen sind charakteristisch für die IR-Schweißtechnologie [Hei94, Ehr04, Fuh13]. Das IR-Schweißen wird gegenwärtig zum Fügen von Kunststoffbauteilen in unterschiedlichsten Anwendungen genutzt, zu denen u. a. großvolumige Behälter [NN13] und Rohre [NN15a, NN18b], Haushaltsgeräte [NN20a] oder Automobilbauteile [NN13a, Fri17, NN20a, NN20b] zählen.

Die Prozesseinrichtung beim IR-Schweißen von Kunststoffen in industriellen Prozessen ist herausfordernd und zeitintensiv. Bis erste geschweißte Teile vorliegen, wird eine Vielzahl von Bauteilen verbraucht, die ausschließlich zur Einstellung der Erwärmparameter erforderlich sind und nicht weiter genutzt werden können. Neben der finanziellen Belastung für die Bauteilherstellung, bedeutet dies auch einen hohen Zeitaufwand für die Versuche an der Schweißmaschine, der oft mehrere Tage beträgt. Viele Unternehmen sind nicht bereit, diesen hohen Aufwand zu betreiben und setzen auf andere Fügeverfahren, auch wenn sie anwendungsspezifische Nachteile aufweisen.

Als Hauptgrund für die aufwändige Prozesseinrichtung sind die komplexen Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen bei der IR-Erwärmung von Kunststoffen zu nennen, welche für Probekörper mit planen Erwärmbereichen bekannt sind [Wei87, Hei94, Che95, Fuh13]. Die Fügebauteile in industriellen IR-Schweißprozessen sind in vielen Fällen jedoch komplex geformt. Zur Vermeidung von Kollisionen in der Umstellphase können hohe Umstellzeiten erforderlich werden. Mit steigender Fügebauteilkomplexität nimmt zudem die Wahrscheinlichkeit für spritzgießbedingten Verzug zu, der variierende Abstände zwischen IR-Strahler und Fügefläche entlang des Schweißstegs zur Folge haben kann. Zur Sicherstellung einer hinreichenden Schmelzeschichtdicke auf der gesamten Schweißstegfläche, werden oftmals die Strahlerabstände verringert oder die Erwärmzeiten erhöht. Der Aufschmelzenergiebedarf des Schweißstegs kann somit partiell deutlich überschritten werden, was in einer sichtbaren Rauchbildung an den Fügebauteilen während der Erwärmung resultiert. In der industriellen Nutzung des IR-Schweißens können zudem unterschiedliche Fügebauteiltemperaturen zu Beginn des Fügeprozesses auftreten, z. B. aufgrund unterschiedlicher Lagerbedingungen.

Die IR-Schweißtechnologie ist, aufgrund der berührungslosen Erwärmung, prädestiniert für das Schweißen faserverstärkter Thermoplaste mit hohen Kristallitschmelztemperaturen [Ehr04]. Mit der klassischen Stumpfanordnung der Fügepartner sind jedoch sowohl beim Schweißen kurz- und langfaserverstärkter als auch beim Schweißen endlosfaserverstärkter Thermoplaste maximal Schweißnahtfestigkeiten auf dem Niveau der Polymermatrix erreichbar. Begründet werden kann dies damit, dass die Fasern in der Fügeebene umgelenkt werden und nicht mehr in ihrer ursprünglichen Orientierung vorliegen [BDS80, Non96, GGE97, BCK01, DB08]. Auch neueste Forschungserkenntnisse zeigen, dass die Faserverstärkung mittels Stumpfschweißen nicht oder, mit prozess- und werkstoffseitigen Modifikationen, nur zu einem geringen Teil über die Fügeebene hinweg genutzt werden kann [Fie19]. Das überlappende Schweißen faserverstärkter Thermoplaste hingegen, führt zu einer Beibehaltung der Faserausrichtung in der Fügeebene und damit zur Möglichkeit Spannungen über die Fügebauteilnaht hinweg zu übertragen [TJW89, FTW91, Rud00,

VMY⁺13, CG18]. Endlosfaserverstärkte thermoplastische Halbzeuge, sogenannte Organobleche, haben in den letzten Jahren vermehrt Einsatz in Serienanwendungen, insbesondere im Automobilbereich, gefunden [Wac12, HWB17, HMB+18, NN19]. Zur Herstellung von Organoblechbauteilen mit erhöhter Komplexität, Größe und Steifigkeit können zwei Organoblechhalbschalen miteinander zu einem Hohlkörper verbunden werden. Derzeit marktverfügbare Technologien erlauben die Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit hutprofilförmigen Verbindungen in einem Prozessschritt [DGS13, Grö17], die in einer Umlenkung der Fasern in der Fügeebene resultieren. Alternativ können zwei Halbschalen überlappend miteinander verbunden werden. Möglich wird dies mittels mechanischer Fügeverfahren, dem Kleben oder Schweißen in einem zweiten Prozessschritt [AYH01, Ehr04, NMB14].

Die Ziele dieser Arbeit lassen sich in zwei Schwerpunkte gliedern. Der erste Schwerpunkt umfasst die Untersuchung der Kunststoffbelastung und industrieller Prozesseinflüsse beim IR-Schweißen. Der zweite Schwerpunkt ist die Entwicklung von Hohlkörperherstellungsverfahren auf Basis des IR-Schweißens, die das werkstoffgerechte Fügen von Organoblechen ermöglichen.

Die Untersuchungen zum ersten Schwerpunkt haben das Ziel, die Zusammenhänge zwischen Rauchbildung, thermisch-oxidativer Kunststoffbelastung, mechanischen Schweißnahteigenschaften und Schweißnahtausbildung in Stumpfanordnung zu bestimmen. Weiterhin sollen industriell nutzbare Lösungsstrategien zur Verringerung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung beim IR-Schweißen entwickelt und hinsichtlich ihrer Wirksamkeit untersucht werden. Die Erarbeitung der Einflüsse unterschiedlicher Fügeteiltemperaturen und erhöhter Umstellzeiten auf die Schweißnahteigenschaften sind weitere Ziele.

Die Ziele zum zweiten Schwerpunkt beinhalten den Aufbau eines grundlegenden Prozessverständnisses zum überlappenden IR-Schweißen von Organoblechen. Hierzu werden die mechanischen Verbindungseigenschaften in Abhängigkeit von Prozess und Werkstoff bestimmt. Industriell nutzbare IR-Schweißprozessvarianten zur Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen sollen darauf aufbauend entwickelt werden, die eine Faserverstärkung über die Fügeebene hinweg ermöglichen.

Mit den gewonnenen Erkenntnissen soll die Arbeit zu einer Erhöhung des Prozessverständnisses beim IR-Schweißen von Kunststoffen führen und einen Beitrag zur vermehrten Nutzung der IR-Schweißtechnologie in der industriellen Fertigung leisten.

2 Grundlagen und Stand der Technik

2.1 Infrarotstrahlung und technische Infrarotstrahler

Infrarotstrahlung (IR-Strahlung) ist elektromagnetische Strahlung, die sich im Spektralbereich zwischen sichtbarem Licht und Mikrowellenstrahlung befindet (Bild 2.1).

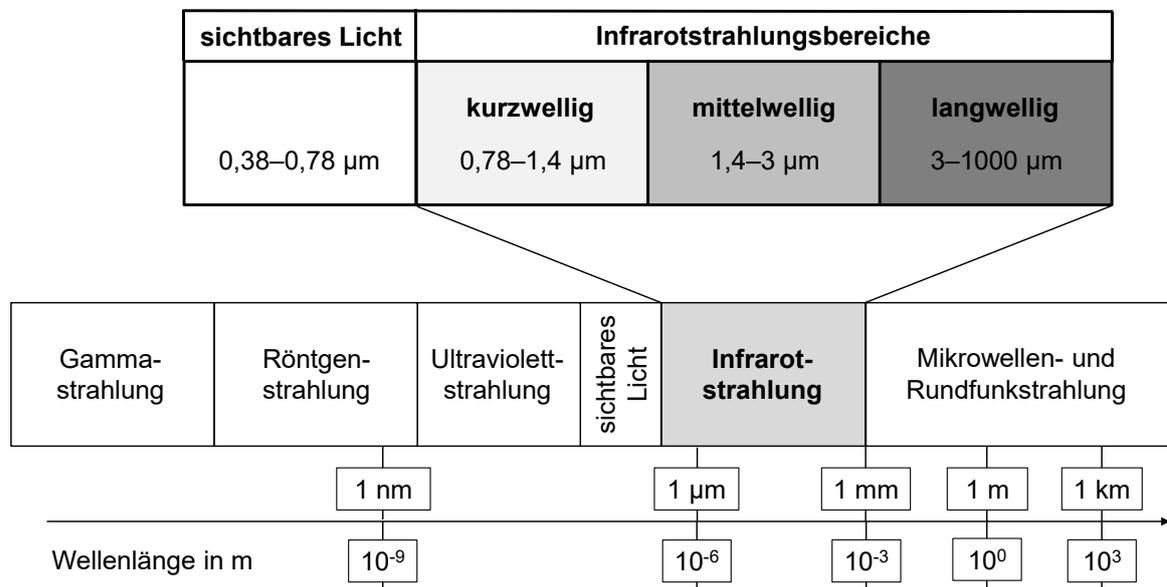


Bild 2.1: Elektromagnetisches Wellenspektrum mit Infrarotstrahlungsbereichen

Der infrarote Spektralbereich wird nach DIN EN IEC 60519-12 [NN18c] und DIN EN 62798 [NN15a] in IR-Strahlung des Typs A, B oder C und nach DIN 5030 Teil 2 [NN82] in nahe, mittlere sowie ferne IR-Strahlung eingeteilt. In der Praxis üblich sind die Begriffe kurz-, mittel- und langwellige IR-Strahlung, die auch in dieser Arbeit genutzt werden (Tabelle 2.1). Diese Terminologie findet auch in der IEC 60050 [NN20] Verwendung, allerdings mit anderen Wellenlängenbereichen.

Tabelle 2.1: Einteilung der Infrarotstrahlungsbereiche nach gängigen Normen und Bezeichnungen in der vorliegenden Arbeit

Einteilung nach				Bezeichnung in dieser Arbeit
DIN EN IEC 60519-12 und DIN EN 62798			DIN 5030 Teil 2	
Abkürzung	Wellenlängenbereich	Oberflächentemperatur	Benennung	
IR-A	0,78–1,4 μm	3450–1800 $^{\circ}\text{C}$	Nahes Infrarot	Kurzwellige IR-Strahlung
IR-B	1,4–3 μm	1800–690 $^{\circ}\text{C}$		Mittelwellige IR-Strahlung
IR-C	3–1000 μm	< 690 $^{\circ}\text{C}$	Mittleres bis fernes Infrarot	Langwellige IR-Strahlung

Die Emissionsspektren technischer IR-Strahler zum Schweißen von Kunststoffen umfassen, im Gegensatz zur monochromen Strahlung durch Laser, einen breiten Wellenlängenbereich (Bild 2.2).

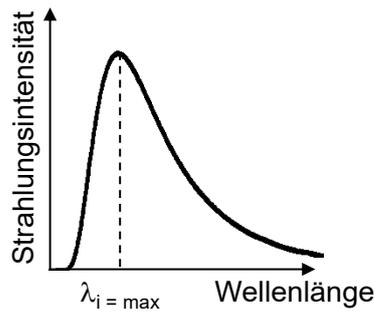
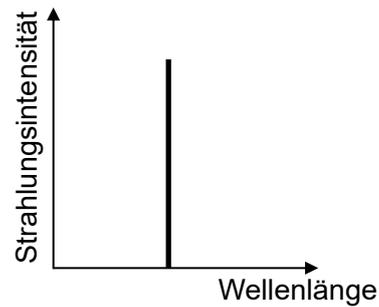
Technischer Infrarotstrahler**Laser**

Bild 2.2: Schematische Darstellung von Emissionsspektren eines technischen Infrarotstrahlers mit Wellenlänge des Strahlungsintensitätsmaximums $\lambda_{i = \max}$ nach [Leu89, NN16] (links) und eines Lasers nach [HG14] (rechts)

Die spektralen Emissionsmaxima marktüblicher IR-Strahler zum Schweißen befinden sich im kurz- oder mittelwelligen Infrarotbereich, da die hohen Emitteroberflächentemperaturen wirtschaftliche Erwärmzeiten ermöglichen [Hei94]. In industriellen IR-Schweißprozessen häufig eingesetzte IR-Strahler sind Doppelrohr-Quarzglasstrahler, deren Emissionsmaximum sich im kurzwelligen IR-Bereich befindet (KW-Strahler) und Metallfolienstrahler, deren Emissionsmaximum im mittelwelligen IR-Bereich ist (MW-Strahler). Die Charakteristika beider Strahlerarten stellt Tabelle 2.2 dar.

Tabelle 2.2: Eigenschaften technischer Infrarotstrahler zum Schweißen von Kunststoffen nach [Fuh13, NN16, NN18a]

Infrarotstrahler	Kurzwelliger Doppelrohr-Quarzglasstrahler	Mittelwelliger Metallfolienstrahler
Übliche Bestandteile	<ul style="list-style-type: none"> • evakuierte Quarzglasröhre • reflektierende Goldbeschichtung • Wolfram Heizwendel 	<ul style="list-style-type: none"> • Aluminiumgehäuse • gewelltes Metallband • isolierender Träger (in der Regel auf keramischer Basis)
Emitteroberflächentemperatur	1800–2400 °C	750–850 °C
Vorteile	<ul style="list-style-type: none"> • Aufheizdauer bis zum stationären Betrieb beträgt nur wenige Sekunden (geringe thermische Trägheit) • Einfluss des Strahlerabstands auf Aufschmelzverhalten vergleichsweise gering 	<ul style="list-style-type: none"> • sehr robust (vibrationsresistent, hohe Lebensdauer) • geringere Beeinflussung des Aufschmelzverhaltens durch Füllstoffe
Nachteile	<ul style="list-style-type: none"> • empfindlich gegenüber mechanischen Belastungen und Beschleunigungen • Eindringtiefe der Strahlung nimmt bei Füllstoffen im Kunststoff deutlich ab 	<ul style="list-style-type: none"> • Aufheizdauer bis zum stationären Betrieb beträgt einige Minuten (höhere thermische Trägheit) • Einfluss des Strahlerabstands auf Aufschmelzverhalten vergleichsweise hoch

Die Emitteroberflächentemperaturen des KW- und MW-Strahlers (Tabelle 2.2) unterstreichen die Gültigkeit des Wienschen Verschiebungsgesetzes für technische IR-Strahler. Das Wiensche Verschiebungsgesetz besagt, dass eine Verringerung der Strahlertemperatur, eine Verschiebung

des Emissionsmaximums zu höheren Wellenlängen zur Folge hat [BW14] (Gleichung 2.1). Bild 2.3 visualisiert diesen Zusammenhang.

$$\lambda_{i = \max} = \frac{2898 \mu\text{m} \cdot \text{K}}{T} \quad \text{Gleichung 2.1}$$

$\lambda_{i = \max}$: emittierte Wellenlänge, bei der das Strahlungsintensitätsmaximum vorliegt
 T: absolute Temperatur (in diesem Fall: Emitteroberflächentemperatur)

Durch Integration des Planckschen Strahlungsgesetzes [SKK⁺19] über den gesamten Wellenlängenbereich, kann die spezifische Strahlungsenergie P_s eines schwarzen Körpers und die Strahlungsenergie P realer Körper nach dem Stefan-Boltzmann-Gesetz berechnet werden (Gleichung 2.2 und Gleichung 2.3):

$$P_s(T) = \int_0^{\infty} P_{s,\lambda}(T) \cdot d\lambda = \sigma \cdot T^4 \quad \text{Gleichung 2.2}$$

$$P(T) = \int_0^{\infty} P_{\lambda}(\lambda, T) \cdot d\lambda = \int_0^{\infty} P_{s,\lambda}(T) \cdot \varepsilon(\lambda, T) \cdot d\lambda = \varepsilon(T) \cdot \sigma \cdot A \cdot T^4 \quad \text{Gleichung 2.3}$$

λ : emittierte Wellenlänge
 σ : Stefan-Boltzmann-Konstante ($5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$)
 ε : Emissionsgrad
 A: Emitteroberfläche

Die aus dem Stefan-Boltzmann-Gesetz (Gleichung 2.2 und Gleichung 2.3) hervorgehende Proportionalität der Strahlungsleistung P zur vierten Potenz der Emitteroberflächentemperatur T , resultiert in einem starken Anstieg der Strahlungsintensität mit der Emitteroberflächentemperatur T (Bild 2.3). Die Emissionsspektren schwarzer Körper können mit Hilfe des Planckschen Strahlungsgesetzes [SKK⁺19] berechnet werden.

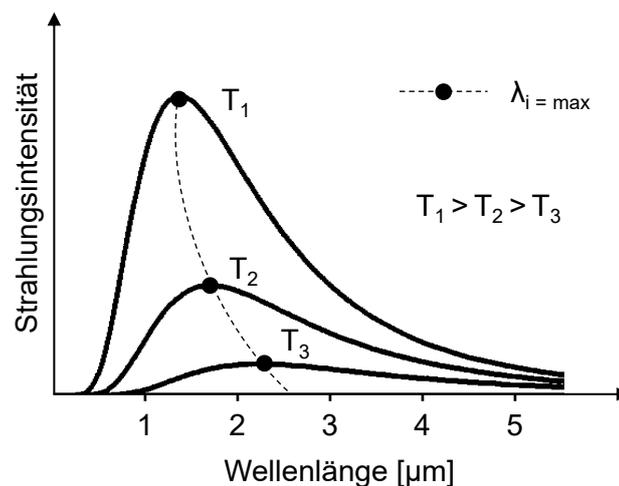


Bild 2.3: Schematische Darstellung der Emissionsspektren schwarzer Körper bei unterschiedlichen Emitteroberflächentemperaturen T mit jeweiliger Wellenlänge des Strahlungsintensitätsmaximums $\lambda_{i = \max}$ nach [BW14, SKK⁺19]

2.2 Kunststoff erwärmung durch Infrarotstrahlung

Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunkts (0 K) gibt elektromagnetische Strahlung ab. Bei der Erwärmung von Kunststoffen mittels IR-Strahlung wird von einem wärmeren Körper (Strahler), durch die Emission elektromagnetischer Wellen, Energie an einen kälteren Körper (Kunststoff) übertragen. Die auftreffende Strahlung wird durch den Kunststoff reflektiert, transmittiert und absorbiert. Aufgrund der Energieerhaltung gilt, dass die Summe aus Reflexion, Absorption und Transmission Eins ist (Gleichung 2.4). [Kle90]

$$\alpha + \rho + \tau = 1 \quad \text{Gleichung 2.4}$$

α : Absorptionsgrad
 ρ : Reflexionsgrad
 τ : Transmissionsgrad

Der Strahlungsintensitätsverlauf in Körpern, welche die Strahlung anteilig absorbieren, reflektieren und transmittieren, kann mit Hilfe des Lambert-Beerschen-Gesetzes für eine definierte Wellenlänge λ berechnet werden (Gleichung 2.5). Die Gleichung gilt unter der Voraussetzung linearer Absorptionsmechanismen [Hei94, Ehr04, SKK⁺19]. Nach Gleichung 2.5 nimmt die Strahlungsintensität I auf ihrem Weg durch den bestrahlten Körper exponentiell ab. Weiterhin ist die optische Eindringtiefe d als Wert definiert, bei der die Strahlungsintensität I bis zum Reziproken der Eulerschen Zahl e abgenommen hat.

$$I(z) = I_0 \cdot e^{-\alpha(\lambda) \cdot z} = I_0 \cdot e^{-\frac{z}{d}} \quad \text{Gleichung 2.5}$$

$I(z)$: Strahlungsintensität an der Stelle z im bestrahlten Körper
 I_0 : auf den Körper auftreffende Strahlungsintensität
 d : optische Eindringtiefe der Strahlung

Die mit Hilfe von Gleichung 2.5 berechenbare Strahlungsintensität und optische Eindringtiefe entsprechen jedoch nicht der Realität beim IR-Erwärmen von Kunststoffen. Der Grund hierfür sind komplexe Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen, welche das Erwärm- und Aufschmelzverhalten bestimmen. Die Haupteinflüsse auf die Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen und damit das Aufschmelzverhalten des Kunststoffs, sind der IR-Strahler, der Kunststoff und die Bauteilgeometrie (Bild 2.4).

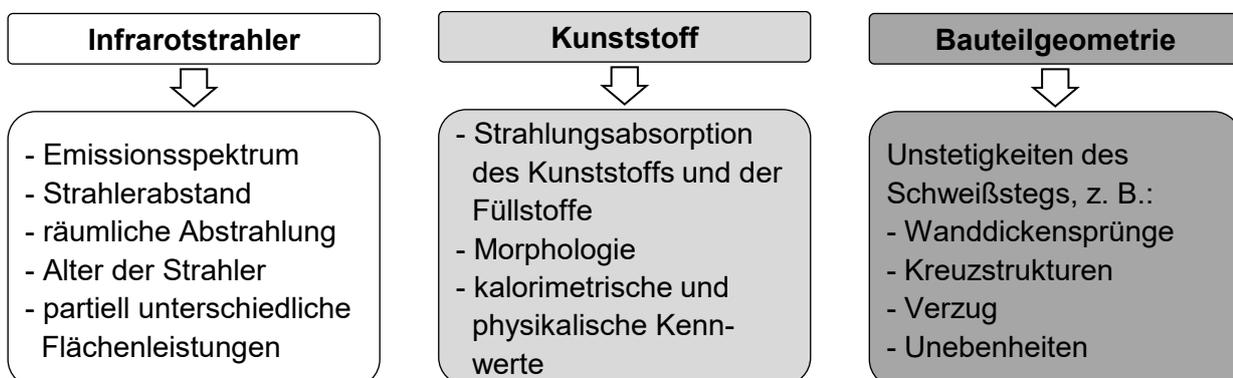


Bild 2.4: *Einflüsse auf die Wechselwirkungen zwischen Infrarotstrahler und Kunststoff beim Infrarotschweißen von Kunststoffen in der industriellen Fertigung, erweitert nach [Hei94, BT02, Fuh13, CGD15]*

Die drei Haupteinflüsse auf die Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen (Bild 2.4) bedingen einen sehr hohen numerischen Aufwand für eine Berechnung der Kunststoff erwärmung in industriellen IR-

Schweißprozessen und macht diese, mit hinreichender Genauigkeit, praktisch unmöglich. Die Gründe hierfür sind im Folgenden anhand von Erläuterungen zu den Einflüssen auf die Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen beschrieben.

Technische IR-Strahler emittieren Strahlung in einem breiten Spektralbereich (Bild 2.2), was den Aufwand für eine Berechnung der Kunststoff erwärmung erheblich erhöht, da für jede emittierte Wellenlänge eine Berechnung notwendig ist. Ein zusätzlicher Faktor, der die Berechnung erschwert, ist die ausgeprägte Abstands- und Richtungsabhängigkeit elektromagnetischer Strahlungsquellen im Hinblick auf die Strahlungsintensität, welche beim Auftreffen auf das Substrat vorliegt [SKK⁺19]. Die Arbeiten von HEIL [Hei94] und FUHRICH [Fuh13] weisen dies für IR-Strahler nach, u. a. anhand von Untersuchungen zum Einfluss der Abstandsvariation zwischen Strahler und Kunststoff oder verschiedener Verblendungen am Füge teil.

In industriellen IR-Schweißprozessen können der Verzug der Fügeteile durch den Spritzgießprozess, Unebenheiten des Schweißstegs oder nicht optimal ausgelegte Spannvorrichtungen in den Aufnahmewerkzeugen zu variierenden Strahlerabständen entlang der Schweißstegkontur führen. Die Anwender industrieller IR-Schweißprozesse berichten zudem, dass sich das Aufschmelzverhalten der bestrahlten Kunststoffe mit Zunahme der Betriebsdauer von IR-Strahlern ändern kann. Ein Einfluss der betriebsdauerbedingten Alterung auf die Abstrahlcharakteristik von IR-Strahlern ist ein möglicher Grund hierfür. Beispielhaft für eine solche Alterung sei hier die mögliche thermische Degradation der Goldreflektorschicht von KW-Strahlern genannt. Zum IR-Schweißen technischer Bauteile werden in vielen Fällen IR-Strahlersysteme genutzt, die aus einzelnen IR-Strahlern zusammengesetzt sind. Diese werden oftmals mit Blenden versehen oder weisen schweißstegkonturfolgende Geometrien auf, sodass primär der Schweißsteg erwärmt wird (Bild 2.5). Unstetigkeiten des Schweißstegs wie Kreuzstrukturen oder Wanddickensprünge, können partiell unterschiedliche Flächenleistungen des IR-Strahlersystems zur Folge haben, die wiederum zu einem nicht homogenen Abstrahlverhalten und damit Aufschmelzverhalten des Schweißstegs führen können.



Bild 2.5: Schweißstegkonturfolgende Infrarotstrahlersysteme aus kurzwelligen Doppelrohr-Quarzglasstrahlern (links) und mittelwelligen Metallfolienstrahlern (rechts); Quelle: FRIMO Group GmbH, Lotte

Aufgrund des ähnlichen makromolekularen Aufbaus aller Kunststoffe, weisen sie ausgeprägte Absorptionsbanden, insbesondere bei Wellenlängen zwischen 3,2 und 3,5 μm auf, welche den $[\text{CH}]_n$ -Gruppen zugeordnet werden können. Im kurzwelligen IR-Bereich hingegen, absorbieren Kunststoffe nur zu einem geringen Anteil IR-Strahlung. Die Ausprägung der Absorptionsbanden ist von der Struktur der Makromoleküle (Konstitution, Konfiguration und Konformation) abhängig, da die Molekülbindungen zum Schwingen in ihrem Resonanzfrequenzbereich angeregt werden. Die mittels IR-Strahlung induzierten Valenz- und Deformationsschwingungen der Bindungen, resultieren in innermolekularer Reibung und folglich einer Erwärmung des Kunststoffs. [Wei87, Hei94, Ehr04, Tro08, Fuh13]

Des Weiteren beeinflussen Füll-, Farb- und Verstärkungsstoffe das Strahlungsabsorptionsvermögen von Kunststoffen in erheblichem Ausmaß. Die wichtigsten Zusammenhänge werden im Folgenden beschrieben.

Ruß liegt in Pigmentform vor und gehört zu den am häufigsten eingesetzten Füll- und Farbstoffen für Kunststoffe [MS16]. Ruß wird u. a. zur Einfärbung und UV-Stabilisierung von Kunststoffen genutzt [Bon09, MHM⁺11, MS16] und ist ein breitbandiger Strahlungsabsorber [GY98, Hän01, Fri07, Fuh13]. Bereits Rußanteile $\geq 0,005$ Gew.-% verringern die optische Eindringtiefe und erhöhen damit die Strahlungsabsorption von kurzwelliger IR-Strahlung in Polypropylen (PP) und Polyamid 6 (PA6) sehr stark [Hän01, Fri07]. Messungen von HÄNSCH [Hän01] und FRICK [Fri07] zeigen, dass zwischen den Absorptionskoeffizienten bzw. der optischen Eindringtiefe und dem Rußanteil der genannten Kunststoffe ein Zusammenhang besteht. Die Strahlungsabsorption durch die Rußbeimischung ist so dominant, dass das Absorptionsvermögen der Polymermatrix vernachlässigbar wird [Fri07]. Die Einfärbung von Kunststoffen kann weiterhin mit löslichen Farbstoffen und anderen Pigmenten als Ruß realisiert werden [MHM⁺11]. Der Farbton im sichtbaren Wellenlängenbereich ermöglicht keine Rückschlüsse auf das Absorptionsvermögen der Farbe [Ehr04, Fuh13]. Die Absorption von IR-Strahlung im Kunststoff kann allerdings durch die Nutzung löslicher Farbstoffe verringert werden [Ehr04, MS16].

Glasfasern führen zu einer Reflexion und Brechung der IR-Strahlung im Kunststoff, die eine Erhöhung des optischen Wegs der Strahlung zur Folge hat [Fri07]. Das Resultat ist eine Zunahme der Strahlungsabsorptionsvorgänge im Kunststoff [Fri07] und eine Abnahme der optischen Eindringtiefe [Hän01]. Die Strahlungsabsorptionszunahme fällt jedoch weitaus geringer aus als bei Ruß und erfordert wesentlich höhere Faseranteile als Rußanteile im Kunststoff [Hän01, Ehr04, Fri07]. Auch die Orientierung von Verstärkungsfasern im Kunststofffügeteil spielt im Hinblick auf die IR-Erwärmung eine Rolle. Sind Kohlenstofffasern beispielsweise senkrecht zur einfallenden IR-Strahlung orientiert, resultiert dies, aufgrund der beschriebenen Effekte, zu einer nochmals verstärkten Strahlungsabsorption in diesen Bereichen [DG16].

Auch die Kunststoffmorphologie beeinflusst die Strahlungsabsorption des Kunststoffs im infraroten Wellenlängenbereich, wenn auch bei weitem nicht so stark wie Füll-, Farb- und Verstärkungsstoffe. Bei der Erwärmung von ungefülltem PP mit dem KW-Strahler nimmt die Aufschmelzgeschwindigkeit mit der Erhöhung der Kunststoffkristallinität ab [Fuh13]. Dieses Verhalten ist mit einer Verringerung des Absorptionsvermögens gleichzusetzen. Die Kristallinitäts-erhöhung wird durch eine Steigerung der Werkzeugtemperatur im Spritzgießprozess erreicht. KREIMEIER [Kre17] erzielt ähnliche Ergebnisse bei der Erwärmung von rußgefülltem Polyamid 66 (PA66) mit kurzwelliger Laserstrahlung. Auch in diesem Fall führt die Erhöhung der Kristallinität im Kunststoff durch eine höhere Werkzeugtemperatur, zu einer höheren Transmission und damit geringeren Absorption der Strahlung. Die Arbeiten von KREIMEIER [Kre17] zeigen jedoch ebenfalls, dass eine geringere Kristallinität in den Randschichten, durch die Verringerung der Schmelzetemperatur im Spritzguss, eine höhere Transmission und somit geringere Absorption zur Folge hat.

Die Schmelzenthalpie und Wärmekapazität des Kunststoffs spielt bei der IR-Erwärmung eine Rolle, ein systematischer Zusammenhang zwischen den beiden Kennwerten sowie der Absorption von IR-Strahlung ist jedoch nicht feststellbar [Fuh13].

4–10 % der auf den Kunststoff auftreffenden IR-Strahlung wird an der Oberfläche reflektiert [PMH91, Hei94, Hän01] und trägt somit nicht zur Erwärmung des Kunststoffs bei. In teilkristallinen Kunststoffen findet des Weiteren die innere Reflexion von IR-Strahlung in tieferen Schichten des Kunststoffs an Grenzflächen zwischen kristallinen und amorphen Bereichen sowie den Sphärolithgrenzen statt [Hän01]. Der Reflexionsgrad in teilkristallinen Kunststoffen kann, bei Erwärmung mit Strahlung im

kurzwelligem IR-Bereich, 20 bis mehr als 50 % betragen [Hän01]. Der Reflexionsgrad wird nicht durch die Strahlungsintensität und den Rußanteil sowie die Rußpigmentgröße im Kunststoff beeinflusst [Hän01, Rus06].

Die IR-Strahlungserwärmung von gefüllten Kunststoffen erfolgt zusätzlich durch Wärmeleitungsprozesse. Die geringe optische Eindringtiefe der IR-Strahlung durch die Füllstoffe führt zu einer raschen Erwärmung der obersten Kunststoffschichten. Tiefere Schichten des Kunststoffs werden durch Wärmeleitung erwärmt. Bei der IR-Erwärmung ungefüllter Kunststoffe wird ein höheres Werkstoffvolumen erwärmt. Daher ist der Wärmeleitungseinfluss vernachlässigbar. [Fuh13]

Trotz der Vielzahl und der Komplexität der Einflüsse auf die Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen, erlauben die Erkenntnisse aus Untersuchungen zum IR- und Laserschweißen [Kle90, Hei94, BT02, GFM08, Fuh13] eine qualitative Beschreibung der Strahlungsintensitäts- und Temperaturverläufe im Kunststoff (Bild 2.6). Die Volumenabsorption (Bild 2.6 links) ist durch die Erwärmung eines hohen und die Oberflächenabsorption durch die Erwärmung eines geringen Kunststoffvolumens gekennzeichnet (Bild 2.6 rechts). Die Oberflächenabsorption erhöht die Aufschmelzgeschwindigkeit und kann somit in geringen Zykluszeiten resultieren, steigert aber gleichzeitig die Gefahr der thermisch-oxidativen Kunststoffschädigung [GFM08, Fuh13] (Kapitel 2.3.4). Grundsätzlich lässt sich festhalten, dass Füllstoffe wie Ruß die optische Eindringtiefe der IR-Strahlung verringern. Bei der Erwärmung mit dem KW-Strahler ist der Füllstoffeinfluss jedoch wesentlich stärker ausgeprägt als mit dem MW-Strahler. Dies folgt aus den beschriebenen Grundlagen in den vorherigen Abschnitten, die besagen, dass Kunststoffe im kurzwelligem IR-Bereich nur wenig Strahlung absorbieren, im mittelwelligem IR-Bereich jedoch ein ausgeprägtes Absorptionsvermögen besitzen und Ruß das Absorptionsvermögen breitbandig stark erhöht.

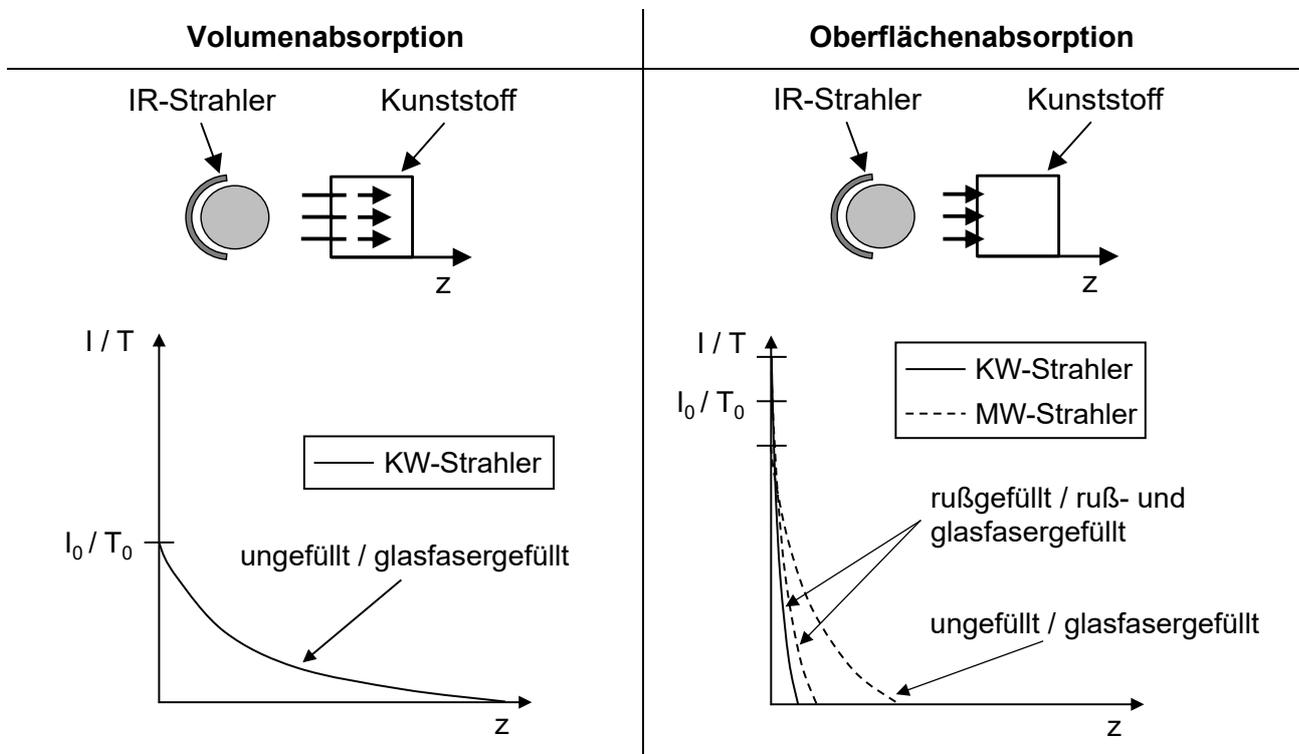


Bild 2.6: Schematische Darstellung der Oberflächen- und Volumenabsorption in infrarotstrahlungserwärmten Kunststoffen (oben); qualitativer Verlauf der Strahlungsintensität I und Kunststofftemperatur T in Abhängigkeit von dem Infrarotstrahler und den Füll- sowie Verstärkungsstoffen (unten) nach [Kle90, Hei94, BT02, GFM08, Fuh13]

2.3 Infrarotschweißen von Kunststoffen

2.3.1 Infrarotschweißprozess

Der IR-Schweißprozess lässt sich in die Erwärm-, Umstell- sowie Füge- und Abkühlphase unterteilen, die im Folgenden nach [Hei94, Ehr04, Fuh13] kurz beschrieben werden.

Erwärmphase

In der Erwärmphase werden die Fügeteile in einem definierten Abstand x zu den IR-Strahlern positioniert und, durch den Betrieb der Strahler für eine definierte Erwärmzeit t_E , aufgeschmolzen. Auf diese Weise wird eine Schmelzeschichtdicke L_0 erzeugt.

Umstellphase

Die Umstellphase folgt auf die Erwärmphase und dient dem Herausfahren der IR-Strahler aus der Fügeebene und dem aufeinander zubewegen der Fügeteile bis unmittelbar vor dem Fügen. Für diese Prozessphase wird die Umstellzeit t_U benötigt. Komplexe Fügeteilgeometrien können ein Zurückfahren der Fügeteile während der Umstellphase erfordern, um eine Kollision mit den IR-Strahlern zu verhindern.

Füge- und Abkühlphase

Mit dem Kontakt der aufgeschmolzenen Fügeflächen beginnt die Füge- und Abkühlphase, in welcher zunächst ein Fügedruck p_F aufgebracht wird. Die Summe der Wege, die sich beide Fügeteile in dieser Prozessphase aufeinander zubewegen, wird als Fügeweg s_F bezeichnet. Die Füge- und Abkühlphase kann sowohl weggesteuert als auch kraftgeregelt ablaufen.

Bei der weggesteuerten Prozessführung wird der Schweißmaschine ein Fügeweg als Sollwert vorgegeben. Der Fügedruck resultiert in diesem Fall aus den in der Erwärmphase erzeugten Eigenschaften der Schmelze (Schmelzeschichtdicke und Schmelzeviskosität) und dem eingestellten Fügeweg. Nach Erreichen des Sollweges und dem Ablauf der voreingestellten Füge- und Abkühlzeit ist der Prozess beendet.

Die kraftgeregelt Prozessführung gibt als Regelgröße die Fügekraft vor. Diese wird während der gesamten Füge- und Abkühlphase aufrechterhalten. Zur besseren Vergleichbarkeit dieses Prozessparameters wird die Fügekraft oftmals durch die Fügefläche dividiert, um den Fügedruck zu erhalten. Am Ende der Füge- und Abkühlphase resultiert ein Fügeweg. Bild 2.7 stellt den Prozessverlauf des kraftgeregelt IR-Schweißprozesses schematisch dar.

Charakteristische Vorteile des IR-Schweißprozesses sind [Hei94, Che95, Ehr04, Fuh13]:

- Kurze Prozesszeit im Vergleich zum Heizelementschweißen.
- Kontaktlose Erwärmung und daraus folgend keine werkstoffliche Beeinflussung der Schweißbarkeit, z. B. durch eine hohe Kristallitschmelztemperatur, geringe Schmelzeviskosität oder Faserverstärkung.
- Herstellbarkeit von Schweißnähten mit sehr guten mechanischen Eigenschaften.

Als Nachteil des IR-Schweißprozesses müssen die komplexen Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen genannt werden (Kapitel 2.2). Die Folgen sind eine anspruchsvolle Prozesseinrichtung

zur Findung geeigneter Strahlerabstands-Erwärmzeit-Kombinationen und eine mögliche thermisch-oxidative Kunststoffschädigung (Kapitel 2.3).

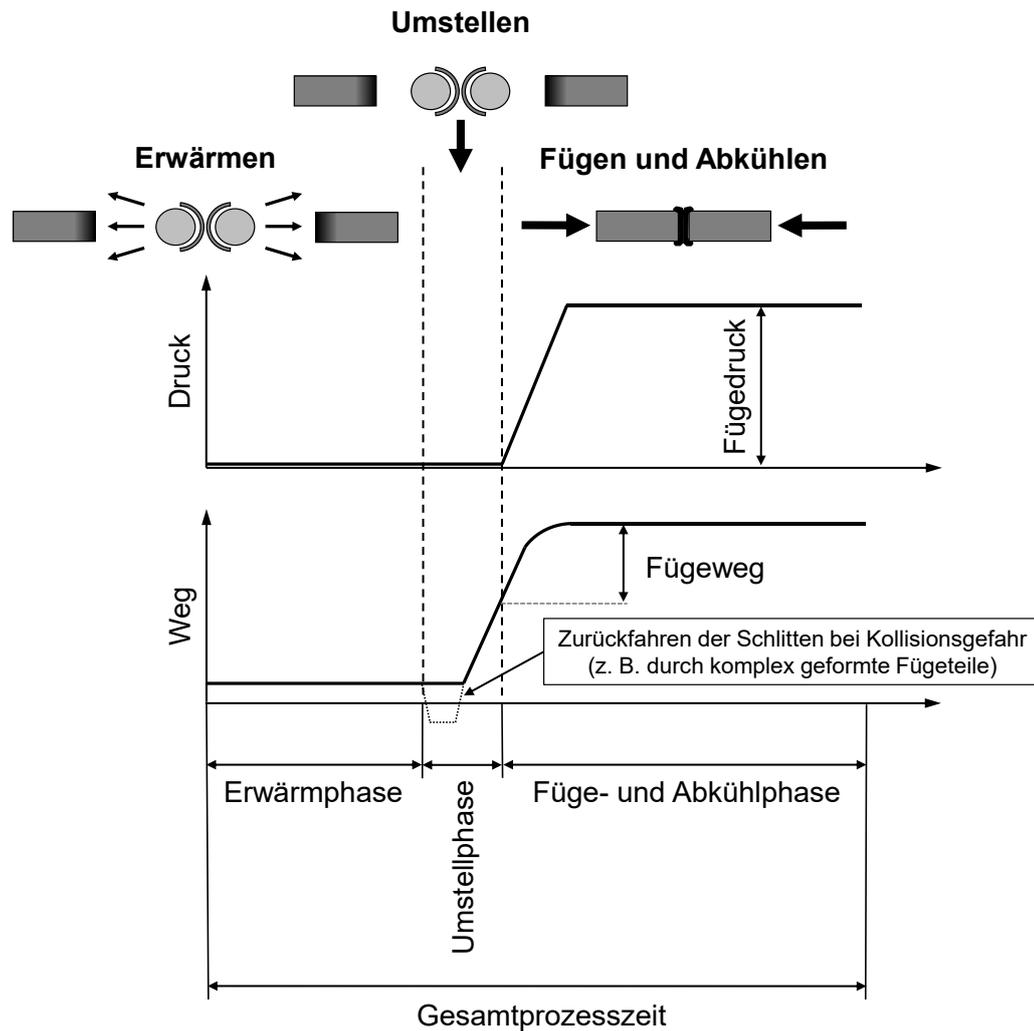


Bild 2.7: Schematische Darstellung des Prozessverlaufs beim fugekraftgeregelten Infrarotschweißen, erweitert nach [PMH91]

Industrielle Anwendung

Die IR-Schweißtechnologie hat sich in der industriellen Fertigung etabliert und wird beispielsweise zur Herstellung großer Behälter und Rohre [NN13, NN13a, NN15a, NN18b], von Instrumententafeln im Automobil sowie anderen Automobilbauteilen [NN13a, Fri17, NN20a, NN20b] aber auch Haushaltsgeräten [NN20a] eingesetzt.

Maschinen zum industriellen IR-Schweißen von Kunststoffen haben üblicherweise drei unabhängig voneinander ansteuerbare Schlitzen für die Bewegung der IR-Strahler und der Fügeteile. Die Fügeteile bewegen sich in horizontaler oder vertikaler Richtung aufeinander zu, was im Folgenden als horizontal oder vertikal arbeitende Maschine bezeichnet wird (Bild 2.8). Für den Antrieb der Maschinenschlitzen kommen in vielen Fällen Servomotoren oder Linearmotoren zum Einsatz, die hohe Verfahrgeschwindigkeiten und damit geringe Umstell- und Gesamtprozesszeiten ermöglichen.

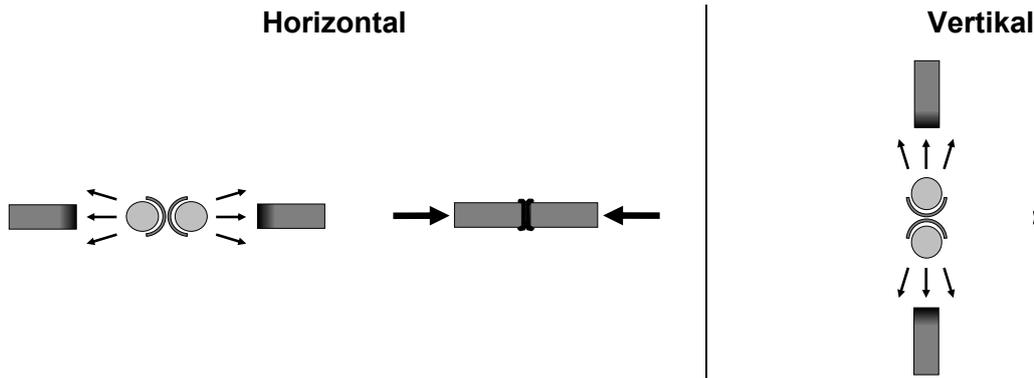


Bild 2.8: Schematische Darstellung der Erwärm- sowie Füge- und Abkühlphase in horizontal (links) und vertikal (rechts) arbeitenden Infrarotschweißmaschinen

Die Fügeteile werden durch Aufnahmewerkzeuge auf den Maschinenschlitten in ihrer Lage gehalten und zueinander ausgerichtet. Die Fixierung kann mittels mechanischer Spannelemente oder Vakuum in den Werkzeugen erfolgen. Die IR-Strahler werden in der Regel auf einer Platte montiert, die am Maschinenschlitten fixiert ist. Oftmals werden in industriellen Schweißprozessen IR-Strahlersysteme eingesetzt, die aus einzelnen IR-Strahlern zusammengesetzt sind und entweder schweißstegkonturfolgend geformt oder mit Blenden versehen sind (Bild 2.5).

Beim IR-Schweißen in der industriellen Fertigung sind vereinzelt Schwankungen der Fügeteiltemperatur festzustellen, z. B. aufgrund der Lagerung der Teile unter freiem Himmel, in einer im Winter nicht beheizten oder im Sommer ungekühlten Fertigungshalle. Weiterhin sind die Umstellzeiten in industriellen IR-Schweißprozessen regelmäßig größer als 3 s. Die Gründe hierfür sind häufig komplexe Fügeteilgeometrien oder große Fügeteile.

Eine gangbare Herangehensweise an die erstmalige Bestimmung von IR-Schweißprozessparametern für die industrielle Bauteilfertigung zeigt Bild 2.9. Das Ziel ist hierbei immer die Festlegung von Parametern, die eine homogene Schmelzeschichtdicke über die gesamte Schweißstegkontur und somit auch homogene Schweißnahteigenschaften im gesamten Bauteil sicherstellen.

Zu Beginn der Prozessauslegung stehen die Fügeteilgeometrie als auch der Kunststoff für gewöhnlich bereits fest (Bild 2.9). Der erste Schritt zur Prozessauslegung ist die Auswahl der IR-Strahlerart (Bild 2.9 - 1.). Die Auswahl sollte unter Berücksichtigung der Fügeteilabmessungen, der Schweißstegradien aber auch des Verzugs, der Wanddicken und des Kunststoffs erfolgen. Bei Fügeteilen mit einem starken Verzug ist beispielsweise die Erwärmung mit dem KW-Strahler zu bevorzugen. Der Grund hierfür ist, dass partiell unterschiedliche Abstände zwischen IR-Strahler und Kunststoff das Aufschmelzergebnis mit dem KW-Strahler weniger stark beeinflussen als mit dem MW-Strahler [Fuh13]. Enge Schweißstegradien und sehr komplexe Schweißsteggeometrien sind hingegen mit geringerem Aufwand mit MW-Strahlern abzubilden. Sehr enge Radien können teils nicht mehr konturfolgend mit KW-Strahlern abgebildet werden. In diesem Fall kann eine partielle Verblendung erfolgen. Diese kann jedoch wenig energieeffizient und aufgrund von Sekundärstrahlung der Blenden unvorteilhaft sein. Weiterhin müssen die Strahler-Werkstoff-Wechselwirkungen bei der IR-Strahlerauswahl für den zu fügenden Kunststoff Berücksichtigung finden (Bild 2.7). Mit dem IR-Strahlersystem und den Fügeteilen werden in einem zweiten Schritt Aufschmelzversuche in der Schweißmaschine durchgeführt (Bild 2.9 - 2.). Die Versuche dienen der Ermittlung von Strahlerabstands-Erwärmzeit-Kombinationen mit möglichst geringen Erwärmzeiten, aber auch einer möglichst geringen, sichtbaren Rauchbildung während der Erwärmung. Diese ist ein Indiz für zu hohe Prozesstemperaturen [Fuh13], die in einer Abnahme der Schweißnahteigenschaften resultieren können. Sollte der Schweißsteg auf den Fügeteilen

inhomogen erwärmt werden, was oftmals an Kreuzstrukturen oder Rädern festzustellen ist, können Anpassungen am IR-Strahlersystem notwendig werden (Bild 2.9 - 3.). Als mögliche Anpassungen sind partiell variierende Heizwendeldicken (KW-Strahler) und die Stauchung oder Dehnung der Metallfolie (MW-Strahler) zu nennen. Im Anschluss erfolgen Schweißversuche zur Festlegung weiterer relevanter Prozessparameter wie dem Fügedruck oder Fügeweg (Bild 2.9 - 4.). In der Regel erfolgt dann die mechanische Prüfung der geschweißten Bauteile oder von Bauteilsegmenten zur finalen Festlegung der Schweißparameter für den industriellen Prozess (Bild 2.9 - 5.).

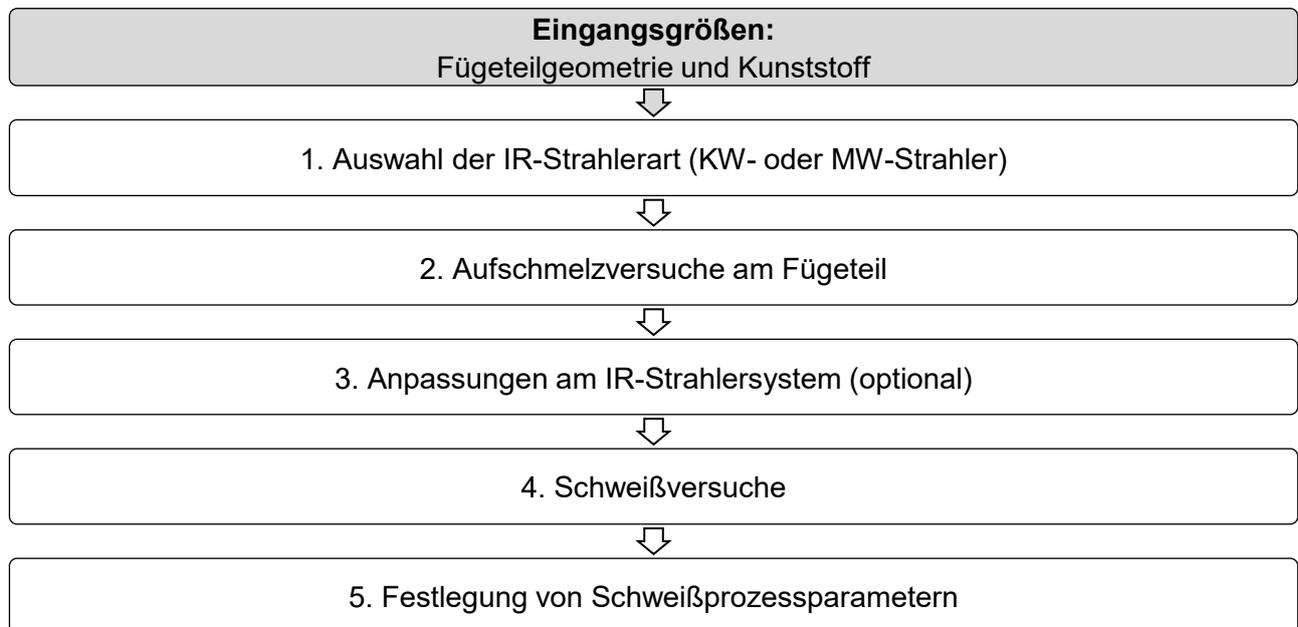


Bild 2.9: Herangehensweise an die Infrarotschweißprozessauslegung in der industriellen Fertigung, erweitert nach [CGD15]

2.3.2 Festigkeitsmechanismen

Nach der Adhäsionstheorie [Kae71] entsteht bei Kontakt der Fügeteile spontane Haftung. Diese nimmt mit der Ähnlichkeit des polaren Anteils der Oberflächenenergie der Kunststoffe zu, die auch als Kompatibilität bezeichnet wird. Untersuchungen von GABLER [Gab81] zeigen, dass Kunststoffe trotz einer hohen Kompatibilität, geringe Schweißnahtfestigkeiten aufweisen können. GABLER [Gab81] weist nach, dass die Fügeteile zur Erreichung hoher Schweißnahtfestigkeiten nicht nur ähnliche Oberflächenenergien, sondern ebenfalls ähnliche Löslichkeitsparameter aufweisen müssen. Diese führen zu einer guten Verträglichkeit und damit Durchdringung der Kunststoffe. Weiterhin wird festgestellt, dass möglichst ähnliche Wärmeausdehnungskoeffizienten und E-Moduln vorliegen sollten, um das Entstehen von Grenzflächenspannungen in der Abkühlphase zu minimieren.

Die Diffusionstheorie [Voy63] erklärt die Adhäsion zwischen zwei Fügeteilen mit der Interdiffusion von Makromolekülen über die Grenzschicht hinweg. Ähnliche Löslichkeitsparameter sind auch nach [Voy63] positiv zu bewerten und verstärken die Diffusionsvorgänge. Die Dauer dieser Vorgänge ist allerdings für die meisten Schweißprozesse zu lang und liefert somit keine hinreichende Begründung für hohe Schweißnahtfestigkeiten [Pot77], die bereits nach Abkühlzeiten von wenigen Sekunden erreicht werden können.

Die rheologischen Vorgänge während der Fügephase müssen daher ebenfalls betrachtet werden und können zur Erklärung der Ausbildung einer Schweißnahtfestigkeit, aufgrund von Fließbewegungen der Kunststoffschmelze, herangezogen werden. An einem Zwei-Platten-Modell,

das einen Fließkanal mit konstantem Querschnitt zwischen den Platten aufweist, werden in Bild 2.10 drei ortsabhängige Kunststoffzustände dargestellt.

Außerhalb der Schweißnaht liegen die Makromoleküle in Knäuelform vor (Bild 2.10 - 1). Am Übergang zwischen Grundmaterial und Schmelze (Bild 2.10 - 2) tritt durch die Fügedruckaufbringung ein Quetschfluss auf, welcher zu einer Scherströmung im Werkstoff führt. Die Folgen sind eine starke Orientierung der Makromoleküle und die Umformung der Sphärolithe am Übergangsbereich zum Fließkanal, was in einer Entschlafung der Makromolekülketten resultieren kann. Das Einfrieren dieser scherinduzierten Orientierungen in der Abkühlphase führt zu strukturellen Kerben im Kunststoff. Unter mechanischer Belastung können diese der Ausgangspunkt für das Schweißnahtversagen werden [Geh93]. Die Erhöhung der Fließgeschwindigkeit parallel zur Fügeebene, die z. B. mittels einer Fügedrucksteigerung erzielt werden kann [Pie75], hat bis zu einem Grenzwert eine Steigerung der Schweißnahtfestigkeit zur Folge [Pot77, Tap89]. Als Grund hierfür wird ein verstärkter Stofftransport zwischen den Füge-teilen während des Schmelzflusses (Bild 2.10 - 3) genannt [Tap89]. In der Abkühlphase (Bild 2.10 - 3) relaxieren die Makromolekülketten und streben wieder ihren knäuelartigen Ausgangszustand an. Währenddessen kommt es zu Platzwechselfvorgängen über die Fügeebene hinweg [Pie75, Pot04] und demzufolge zu einer stoffschlüssigen Verbindung.

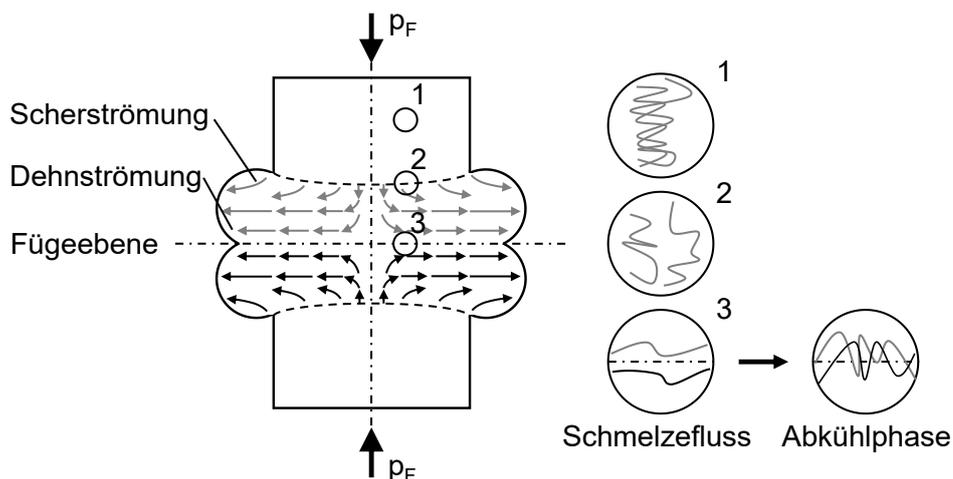


Bild 2.10: Schematische Darstellung des Schmelzfließverhaltens während der Fügephase beim Schweißen von Kunststoffen nach [Ehr04, Pot04]

2.3.3 Einflüsse auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften

Die mechanischen Schweißnahteigenschaften werden, neben den in Kapitel 2.3.2 dargelegten Mechanismen, u. a. durch die Gefügestruktur der Schweißnaht beeinflusst. In der Abkühlphase entstehen Schweißnahtschichten mit verschiedener Struktur, welche sich bei mechanischer Belastung unterschiedlich verhalten können [Ege86, Fuh13, LHV⁺13, Die17].

Bild 2.11 veranschaulicht den typischen strukturellen Schweißnahtaufbau aus einem teilkristallinen Kunststoff. Die Fügeebene wird oftmals durch eine transkristalline Struktur charakterisiert, die auch als transkristalline Front bezeichnet wird. Diese hat in der Regel eine feine Struktur und weist ein Sphärolithwachstum in Abkühlrichtung, d. h. senkrecht zur Fügeebene, auf. Der Nahtbereich besteht aus kristallisiertem Material, dessen Struktur mit steigendem Abstand zur Fügeebene feinsphärolitischer wird. Gründe dafür sind die zunehmende Abkühlgeschwindigkeit und Keimbildung. An den Nahtbereich angrenzend bildet sich die Fließzone aus. In dieser entstehen Fließlinien mit hoher Orientierung und ohne erkennbare Sphärolithstruktur. Mit steigendem

Fügedruck nimmt die Breite der Fließzone zu. Die Zone der verstreckten oder deformierten Sphärolithe stellt den Übergangsbereich zwischen Schweißnaht und nicht aufgeschmolzenem Grundmaterial dar. Die Scherströmung (Bild 2.10) findet in diesem Bereich statt. [Ege86, Geh93, Pot04]

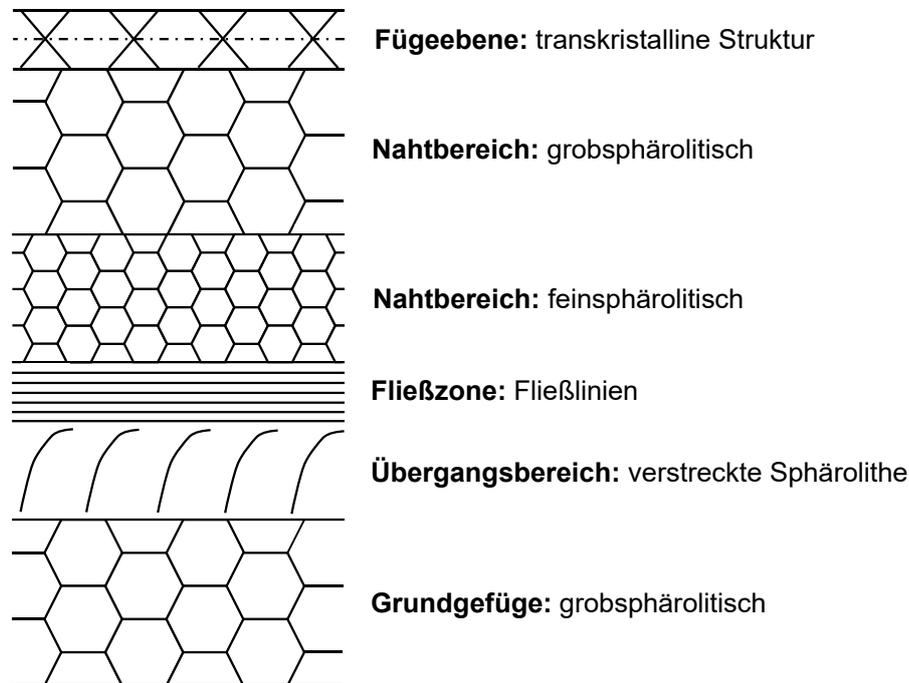


Bild 2.11: Gefügestrukturen einer Heizelementschweißnaht aus einem teilkristallinen Kunststoff nach [Ege86]

Weitere Einflüsse auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften sind u. a. Eigenspannungen [ST03, Sch04], der Verzug der Fügeteile [Fri14] oder unterschiedlich ausgeprägte Wülste, Wanddickenversätze und -sprünge [Bon98].

Infrarotschweißen

Die bisherigen Arbeiten zum IR-Schweißen von Kunststoffen erbringen den Nachweis, dass mit IR-Schweißnähten kurzzeit- aber auch langzeitmechanische Eigenschaften auf dem Niveau des ungeschweißten Grundmaterials erreicht werden können. Den Schweißprozessparametern Erwärmzeit, Umstellzeit und Fügedruck sind der größte Einfluss auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften beizumessen. [Hei94, CB95, Che95, Che00, BK11, FGF11, Fuh13, Die17, CG19a]

Der IR-Strahler, der Abstand zwischen Strahler und Fügeteil und die Strahlerleistung sind weitere relevante Prozessparameter [Hei94, Che95, FGF11, Fuh13, Die17]. Es muss hervorgehoben werden, dass die Art des IR-Strahlers (z. B. KW- oder MW-Strahler) nicht entscheidend für die mechanischen Schweißnahteigenschaften ist [Fuh13]. Jedoch sollte die IR-Strahlerauswahl unter Berücksichtigung der Kunststoffzusammensetzung und Fügeteilgeometrie erfolgen (Kapitel 2.2).

Für die Schmelzeschichtdicke und den Fügeweg lassen sich keine konkreten Werte definieren, die für hohe mechanische Schweißnahteigenschaften erreicht werden müssen. Auf Basis umfangreicher Untersuchungen an einer großen Bandbreite von Thermoplasten legt FUHRICH [Fuh13] allerdings optimale Verhältnisse von Fügeweg zu Schmelzeschichtdicke fest. Für

Schweißungen mit dem MW-Strahler liegen diese zwischen 0,7 und 0,8, für Schweißungen mit dem KW-Strahler sollten Verhältnisse zwischen 0,6 und 0,9 vorliegen. Die optimalen Fügweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnisse für rußgefüllte Kunststoffe sind höher als für die gleichen Kunststoffe ohne Rußfüllung.

Die thermisch-oxidative Kunststoffbelastung durch die Erwärmung ist beim IR-Schweißen ebenfalls von hoher Bedeutung. Sie beeinflusst u. a. die mechanischen Schweißnahtigenschaften und wird aufgrund der hohen Relevanz für den IR-Schweißprozess sowie die vorliegende Arbeit im folgenden, separaten Kapitel erläutert.

2.3.4 Thermisch-oxidative Kunststoffbelastung

In industriellen IR-Schweißprozessen ist oftmals eine Rauchbildung an den Fügeteilen während der Erwärmung festzustellen. Besonders häufig ist die Rauchbildung beim IR-Schweißen von rußgefüllten Kunststoffen zu beobachten und kann in Extremfällen sogar zum Brennen des Kunststoffs führen. Bild 2.12 visualisiert die mögliche Rauchbildung während der IR-Erwärmung.

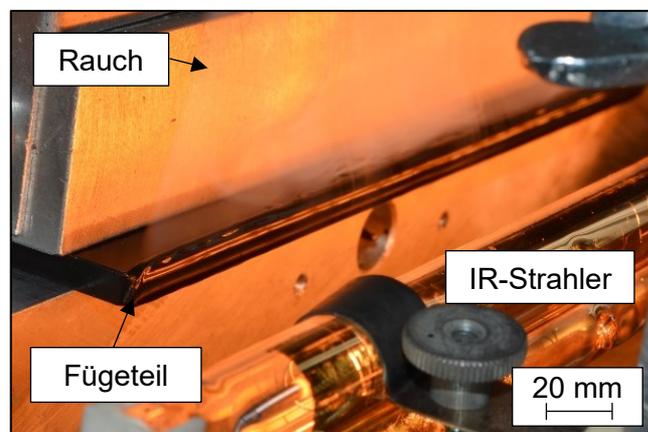


Bild 2.12: Rauchbildung während der Erwärmung eines Fügeteils mit einem kurzwelligigen Doppelrohr-Quarzglasstrahler

Mit der Rauchbildung sind mögliche Kosten für die industriellen Anwender der IR-Schweißtechnologie verbunden, da lufttechnische Maßnahmen zum Schutz der Gesundheit der Beschäftigten erforderlich werden können. In der Regel werden zu diesem Zweck Absaugeinrichtungen an der Schweißmaschine oder in der Umgebung der Maschine genutzt. Ferner ist eine Bestimmung der Inhaltsstoffe des entstehenden Rauchs nötig, da bei einer gesundheitsgefährdenden Zusammensetzung des Rauchs zusätzliche Anlagen zur Reinigung der abgesaugten Luft unerlässlich sind. [NN07, Blä13]

In wissenschaftlichen Arbeiten zum IR-Schweißen, wird die Rauchbildung während der Erwärmung ebenfalls dokumentiert [Hei94, BK11, TBS12, Fuh13, Die17]. HEIL [Hei94] setzt den sichtbaren Rauchbeginn mit der Werkstoffschädigung und der Zersetzung des Kunststoffs gleich. Ein Beleg dieser These, z. B. in Form von Temperaturmessungen des Kunststoffs während der Erwärmung mit Rauchbildung oder durch werkstofftechnische Analysen, erfolgt jedoch nicht. Trotz der weit verbreiteten und langjährigen Nutzung der IR-Schweißtechnik zum Fügen von Kunststoffen in der Industrie, geben lediglich die Untersuchungen von FUHRICH [Fuh13] Anhaltspunkte für die Auswirkungen einer erhöhten thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung auf die mechanischen Eigenschaften von IR-Schweißnähten.

FUHRICH [Fuh13] weist für PP nach, dass dieses nach der IR-Erwärmung wesentlich geringere Oxidations-Induktionszeiten (OIT, Kapitel 4.2.2) aufweist als das spritzgegossene Material. Zudem geht mit Erhöhung der Erwärmzeit oder Verringerung des Strahlerabstands eine weitere Abnahme der OIT einher. Dies zeugt von einem Stabilisatorabbau im Kunststoff durch die Erwärmung. Die Untersuchungen an Polyethylen hoher Dichte (PE-HD) zeigen zudem, dass eine Erhöhung der Erwärmzeit mit dem IR-Strahler zu einer Abnahme der OIT führt. Weiterhin wird eine Abnahme der Schmelzenthalpie sowie eine Abnahme der Kristallitschmelztemperatur beim 2. Aufheizen und Zunahme der Kristallisationstemperatur in der dynamischen Differenzkalorimetrie (Kapitel 4.2.1) detektiert. Nach [ERT03] weist dies die chemische Alterung des Kunststoffs nach (Kapitel 2.4), welche in diesem Fall einer Kettenspaltung entspricht. Die Untersuchungen von DIETZ [Die17] an PE-HD und PP zeigen allerdings auch, dass die OIT nach der IR-Erwärmung auf Grundmaterialniveau liegen können und nicht zwangsläufig ein Stabilisatorabbau die Folge ist. Die komplexe Viskosität von PE-HD nimmt in [Fuh13] mit steigender Erwärmzeit ab, was ebenfalls für einen molekularen Abbau spricht.

Die Ergebnisse aus [Fuh13] liefern den erstmaligen Nachweis für die mögliche thermisch-oxidative Kunststoffbelastung und den möglichen Kettenabbau durch die Erwärmung mit IR-Strahlung. Weiterhin wird die Erwärmparameterabhängigkeit der Werkstoffbelastung herausgearbeitet. Zwischen der Rauchbildung, der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung und der Kunststofftemperatur wird allerdings kein Zusammenhang hergestellt.

HEIL [Hei94] und FUHRICH [Fuh13] stellen fest, dass ein Großteil des thermisch-oxidativ geschädigten Kunststoffs in die Schweißwulst fließen muss, um hohe mechanische Schweißnahtigenschaften zu erreichen. In den Untersuchungen von HEIL [Hei94] wird ein Festigkeitsabfall nach Überschreiten der Zersetzungsgrenze deutlich, die in der Arbeit als Erwärmzeit festgelegt ist, ab der eine Rauchbildung stattfindet. Ein Anstieg der Schweißnahtfestigkeit erfolgt durch Erhöhung der Schmelzeschichtdicke und des Fügewegs. FUHRICH [Fuh13] hingegen empfiehlt geringe Schmelzeschichtdicken bei rußgefüllten Kunststoffen, die leichter eine thermisch-oxidative Schädigung aufweisen können, um ebendiese zu verringern.

FUHRICH [Fuh13] stellt zudem Maßnahmen zur Werkstoffschonung vor. Mit der Flutung des Schweißmaschinenraums mit Argon oder dem Leiten von Stickstoff auf die Fügeteile, werden höhere OIT an IR-erwärmtem PE-HD erreicht. Auch die Schmelzenthalpie und komplexe Viskosität des Kunststoffs können beim Erwärmen in Argonatmosphäre höher als in Luft ausfallen. Die kurzzeitmechanischen Eigenschaften der IR-Schweißnähte aus PE-HD können durch das Fügen in Argonatmosphäre ebenfalls gesteigert werden. Einschränkend muss angemerkt werden, dass die Verbesserung durch Argon nur im Falle einer starken Werkstoffbelastung in Luft (geringer Strahlerabstand und hohe Erwärmzeit) eindeutig nachweisbar ist. Eine weitere Möglichkeit zur Verringerung der Kunststoffbelastung ist die Reduzierung der IR-Strahlerleistung. Diese kann zu einer Verbesserung der mechanischen Schweißnahtigenschaften führen, wie CHEN [Che95] an schwarzem Polybutylenterephthalat (PBT) zeigt.

In industriellen Infrarotschweißprozessen nutzbare Ansätze zur Reduzierung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung

Ein Ansatz zur Reduzierung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung ist die gestufte Steuerung der Strahlerleistung beim Schweißen mit KW-Strahlern. Zu Beginn der Erwärmphase werden die Fügeteile hierbei in der Regel mit einer hohen Strahlerleistung (z. B. 100 %) erwärmt und die Leistung stufenweise nach definierten Zeiten reduziert [BK11, Die17]. Die Strahlerleistung sollte verringert werden, bevor eine Rauchbildung in der jeweiligen Leistungsstufe sichtbar wird (Bild 2.13).

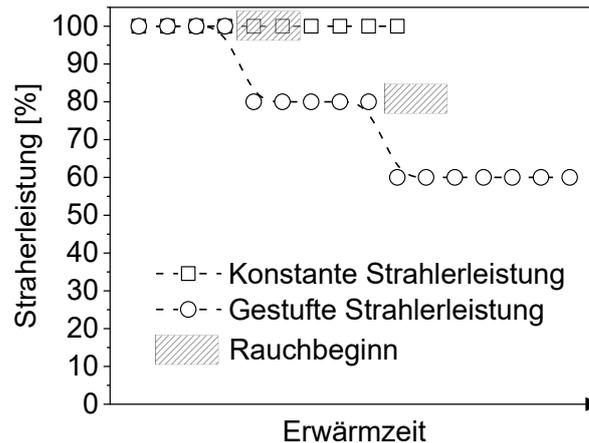


Bild 2.13: Strahlerleistung als Funktion der Erwärmzeit beim Schweißen mit konstanter und gestufter Leistung zur Reduzierung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung

Eine weitere Möglichkeit ist die Erhöhung des Abstands zwischen IR-Strahler und Füge teil, was zu einer verringerten auf das Substrat auftreffenden Strahlungsintensität und damit ebenfalls zu einer schonenderen Erwärmung führt [Hei94, Fuh13] (Kapitel 2.2).

Beide Herangehensweisen haben den Vorteil, dass sie ohne maschinentechnische Änderungen oder Aufrüstungen realisierbar sind. Ein Nachteil ist der erforderliche experimentelle Aufwand zur Bestimmung passender Leistungsstufen und Strahlerabstände, die zu ähnlichen Schmelzeschichtdicken, wie die ursprünglichen Parameter führen. Ein weiterer Nachteil ist die resultierende Erwärmzeiterhöhung durch die gestufte Strahlerleistungssteuerung [Die17] (Bild 2.13) und die Strahlerabstandserhöhung [Hei94, Che95, Fuh13].

Das Schweißen in Argon- oder Stickstoffatmosphäre kann ebenfalls zur Reduzierung der Kunststoffbelastung durch die IR-Erwärmung genutzt werden. Aus industrieller Sicht hat dies den Vorteil, dass keine Erwärmzeiterhöhung, verglichen mit dem konventionellen Schweißen in Luft, notwendig ist. Die Zusatzkosten für das Edelgas und die Abdichtung der Schweißmaschine oder für Düsen müssen jedoch bedacht werden. Als mögliche Alternative werden MW-Strahler auf dem Markt angeboten, die zusätzlich erwärmtes Schutzgas auf die Füge teile leiten [NN19a]. Zu den erreichbaren Schweißnahteigenschaften mit diesen Strahlern liegen keine veröffentlichten Arbeiten vor.

In IR-Schweißmaschinen in der industriellen Fertigung werden in den letzten Jahren zudem vermehrt pyrometrische und thermographische Messsysteme eingesetzt. Diese ermöglichen vergleichende Messungen der Schweißstegtemperaturen zur Sicherstellung der Prozessstabilität. Füge teile, die Temperaturen oberhalb oder unterhalb der festgelegten Prozessgrenzen aufweisen, können mit Hilfe dieser Systeme sofort erkannt und als Ausschuss behandelt werden. Die Systeme finden häufig bei der Herstellung sicherheitsrelevanter Schweißverbindungen Einsatz. Beispielhaft hierfür kann die Verbindung zwischen Airbagschusskanal und Instrumententafel im Automobil genannt werden. Eine Messung der tatsächlichen Kunststofftemperaturen ermöglichen diese Systeme nicht. [NN13a, Fec16, NN19c]

2.4 Alterung von Polypropylen und Polyamid 6

Die Alterung von Kunststoffen umfasst nach DIN 50035 [NN12], die im Laufe der Zeit in einem Kunststoff irreversibel ablaufenden chemischen und physikalischen Vorgänge. Hierbei wird zwischen inneren und äußeren Alterungsursachen unterschieden.

Innere Alterungsursachen sind thermodynamisch instabile Zustände des Werkstoffs, zu denen beispielsweise die unvollständige Polykondensation oder Eigenspannungen zählen, die auch ohne äußere Alterungsursachen stattfinden können [EP07, NN12]. Die Folge ist eine messbare Veränderung der Kunststoffeigenschaften [EP07].

Äußere Alterungsursachen sind Umgebungseinwirkungen chemisch-physikalischer und mikrobiologischer Art auf den Kunststoff [NN12]. Zu diesen zählen u. a. mechanische Belastungen, die Erwärmung des Kunststoffs, chemische Einflüsse wie (Luft-)Sauerstoff und, als Kombination verschiedener äußerer Alterungsursachen, die Bewitterung [EP07, NN12]. Die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete IR-Erwärmung von Kunststoffen kann demnach den äußeren Alterungsursachen zugeordnet werden.

Die Alterung löst physikalische und chemische Alterungsvorgänge aus [Pon00, EP07, NN12]. Die wichtigsten physikalischen Alterungsvorgänge für PP und PA6 sind die Relaxation von Orientierungen und Eigenspannungen, die Veränderung des Wasserabsorptions- sowie Sauerstoffdiffusionsverhaltens und die Nachkristallisation [Pon00, EP07]. Physikalische Alterungsvorgänge finden bei teilkristallinen Kunststoffen in der Regel unterhalb der Glasübergangstemperatur statt [Joh15], sind thermisch reversibel und können daher durch ein erneutes Aufschmelzen des Kunststoffs rückgängig gemacht werden [EP07, Joh15].

Chemische Alterungsvorgänge umfassen alle Veränderungen der molekularen Polymerstruktur, sind thermisch irreversibel und bleiben damit auch nach einem erneuten Aufschmelzen des Kunststoffs bestehen [EP07, Joh15]. Wichtige chemische Alterungsvorgänge für PP und PA6 sind Kettenspaltungen im Polymer (Abnahme der Molmasse), die Oxidation und die Nachkondensation sowie Hydrolyse, wobei die beiden letzteren nur beim PA6 von Relevanz sind [Pon00, EP07].

Die Betrachtung des Oxidationsreaktionsverlaufs in Kunststoffen ist im Falle der Nutzung zweistufiger Kunststoffschweißverfahren von hoher Wichtigkeit. Die Umstellzeit im Schweißprozess ist gleichzusetzen mit der Wechselwirkungszeit der Kunststoffschmelze mit Sauerstoff und damit der Oxidationsreaktionszeit. Diese beeinflusst maßgeblich den molekularen Abbau von Kunststoffen [EP07]. Zu Beginn der Oxidationsreaktion in Phase I und II (Bild 2.14) verläuft die Radikalkettenreaktion langsam. Die Oxidationsreaktion von Kunststoffen ist autokatalytisch, d. h. die Reaktion wird beschleunigt, solange noch genügend Ausgangsstoffe zur Verfügung stehen. Dies zeigt sich in Phase III, in der die Sauerstoffaufnahme des Polymers und daraus folgend die Oxidationsgeschwindigkeit stark zunehmen. Der Grund hierfür sind Radikalkettenreaktionen mit degenerierten Kettenverzweigungen [HEF⁺95, EP07]. In Phase IV nimmt die Anzahl der reaktionsfähigen Zentren ab, was sich in der Abnahme der Oxidationsgeschwindigkeit zeigt.

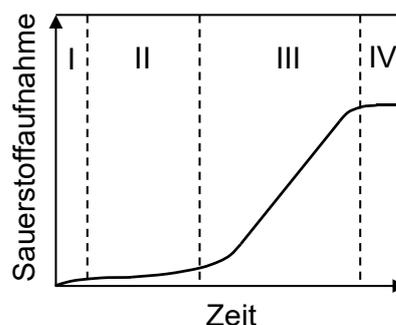


Bild 2.14: Verlauf der Oxidationsreaktion von Kunststoffen nach [KS75, EP07]

Der Oxidationsreaktionsverlauf (Bild 2.14) erklärt die Abnahme der mechanischen Eigenschaften von IR-Schweißnähten mit Erhöhung der Umstellzeit [CB95, Che95, Che00, CG19a] und die Empfehlung der Nutzung möglichst geringer Umstellzeiten für das Heizelementstumpf- und IR-Schweißen [Ehr04, NN16d].

Folgen der Alterung

Die Arbeiten von PONGRATZ [Pon00] zeigen, dass die oxidative und inerte Lagerung bei Temperaturen von 100 bis 140 °C die Nachkristallisation (physikalischer Alterungsvorgang) von PP auslöst. Diese hat eine Verfestigung des Werkstoffs zur Folge, welche sich in einem Anstieg der Streckspannung im Kurzzeit-Zugversuch zeigt. Gleichzeitig fällt die Bruchdehnung ab. Weiterhin kann eine Abnahme der OIT gemessen werden. Die Verringerung der Bruchdehnung und OIT sind nach Lagerung in oxidativer Atmosphäre stärker ausgeprägt als nach Lagerung in inerter Atmosphäre.

Kettenspaltungen im PP (chemischer Alterungsvorgang), die ebenfalls durch die Lagerung bei erhöhten Temperaturen in Luft früher auftreten als bei inerter Lagerung, haben unterhalb eines bestimmten Molekulargewichts einen starken Abfall der Streckspannung und Bruchdehnung im Kurzzeit-Zugversuch zur Folge [Pon00]. Als Grund hierfür wird von OSWALD ET AL. [OT65] die Kettenspaltung in den Tie-Molekülen in den interlamellaren Bereichen des Polymers genannt. Zudem wird in [OT65] gezeigt, dass die Vorschädigung durch Oxidation, die Lebenszeit des Kunststoffs deutlich verkürzen kann. Auch die Schlagzugzähigkeit von PP nimmt unterhalb einer kritischen Molmasse erheblich ab [EP07].

Die Kristallinität von PA66 nimmt durch die Lagerung bei Temperaturen zwischen 120 und 180 °C zu (physikalischer Alterungsvorgang), was analog zum PP den Anstieg der Streckspannung und Abfall der Bruchdehnung zur Folge hat [Pon00]. Die resultierenden Kristallinitäten fallen durch die Lagerung in Luft höher aus als durch die inerte Lagerung. Gleichzeitig nimmt die Kristallitschmelztemperatur des PA66 leicht ab, was mit der geringeren Kristallperfektion an der Werkstoffoberfläche begründet werden kann [EP07]. TRÖBS [Trö17] zeigt, dass auch die Schlagzähigkeit und Biegefestigkeit von in Luft, bei Temperaturen von 130 bis 190 °C, gelagertem PA6 abnehmen. Dies wird auf physikalische Alterungsvorgänge im Werkstoff durch die Lagerung zurückgeführt, die sich in unterschiedlichen Kristallstrukturen äußern.

Die Nachkondensation von PA6 und PA66, die zusammen mit der Nachkristallisation und Vernetzungsreaktionen im Polymer abläuft (chemische Alterungsvorgänge), zeigen sich in einem Anstieg der Viskositätszahl (VZ) [Pon00, SYY08, XXSW14, SYL16]. Die Folgen sind ein Anstieg der Streckspannung und ein Abfall der Bruchdehnung im Kurzzeit-Zugversuch [Pon00]. Mit zunehmender Lagerungsdauer oder Lagerungstemperatur in Luft sinken die VZ sowie die Streckspannung und Bruchdehnung deutlich [Pon00].

Werkstoffübergreifend lässt sich festhalten, dass die Alterungsvorgänge tendenziell zu einer Versprödung des Kunststoffs führen, die sich z. B. in einer Abnahme der Bruchdehnung im Kurzzeit-Zugversuch zeigt [WT80, Pon00, EP07]. Weiterhin soll angemerkt werden, dass die Festlegung von zulässigen Grenzen der VZ-Abnahme anhand der mechanischen Eigenschaften von belasteten und unbelasteten Kunststoffen ermittelt werden müssen [FS17]. In der Praxis wird jedoch oftmals ein Abfall der VZ des spritzgegossenen Kunststoffs um 5 % gegenüber dem Ausgangsgranulat als unkritisch und ein Abfall um mehr als 10 % als kritisch bewertet [FS17].

2.5 Hohlkörperherstellung aus endlosfaserverstärkten Thermoplasten

Bauteile aus endlosfaserverstärkten thermoplastischen Halbzeugen (Organobleche) mit erhöhter Komplexität, Größe und Steifigkeit können durch das Verbinden zweier Halbschalen hergestellt werden. Die Fertigung solcher Hohlkörper aus Organoblechen kann z. B. im einstufigen Twin-O-Sheet Prozess erfolgen [DGS13, Grö17], bei welchem zwei Organobleche durch Gasdruck im Spritzgießwerkzeug umgeformt und unter Ausnutzung der Restwärme gefügt werden. Auf diese Weise erzeugte Hohlkörper weisen jedoch Verbindungen in Hutprofilform auf. In diesen findet eine Faserumlenkung im Bereich der Fügeebene statt (Bild 2.15 links).

Alternativ können Hohlkörper aus Organoblechen ohne einen Fügeprozess hergestellt werden [Ste17]. Die marktverfügbaren Technologien sind allerdings entweder nur zur Erzeugung vergleichsweise einfacher Geometrien geeignet, erfordern eine aufwändige Maschinenteknik oder die Nutzung von Organoblechen in Plattenform ist nicht möglich, sondern die separate Einbringung von Fasern und Matrix wird notwendig. Beispielhaft für solche Prozesse können das Pultrusions- und Wickelverfahren genannt werden. [NMB14, Ste17]

Zur Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit einer Faserausrichtung im Fügezonbereich in Belastungsrichtung, können zwei Halbschalen überlappend gefügt werden (Bild 2.15 rechts). Mit dem vergleichsweise simplen und automatisierbaren Thermoformprozess besteht die Möglichkeit Organoblechhalbschalen mit komplexen Geometrien zu fertigen [NMB14, NN17], welche verbunden werden können.

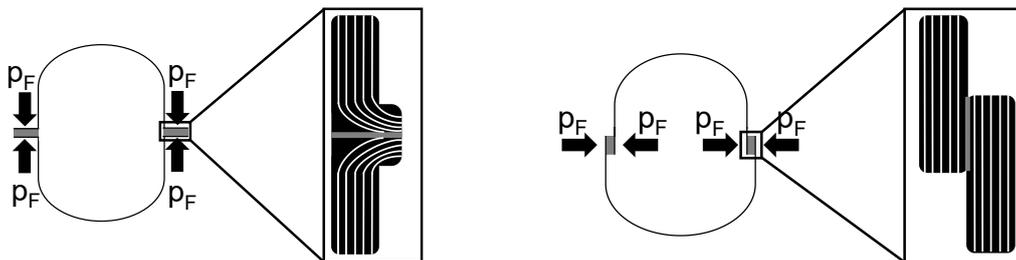


Bild 2.15: Schematische Darstellungen der Querschnitte eines Organoblechhohlkörpers in Doppelhutprofilform (links) und eines Organoblechhohlkörpers mit Überlappverbindungen (rechts) sowie die jeweilige Detailansicht der Füge-naht

Die verfügbaren Schweißtechnologien zur Erzeugung von Überlappverbindungen aus Organoblechen und deren Vor- und Nachteile werden im Folgenden beschrieben.

Das Heizelementschweißen ist ein Prozess, zu dem umfassende Erkenntnisse zum Verfahren und den erzielbaren Füge-nahteigenschaften vorliegen [Pie75, Sto89, Ehr04, Tro08]. Die Literatur liefert auch Ergebnisse zum Heizelementschweißen von Faser-Kunststoff-Verbunden (FKV) [BMR93, Non96, GGE97]. An heizelementgeschweißten Überlappverbindungen aus Organoblechen können Zugscherfestigkeiten von ca. 80 % des ungeschweißten Werkstoffs erreicht werden [TJW89, FTW91]. Zur Vermeidung der Schmelzeanhaftung am Heizelement wird dieses in der Regel mit einer Antihafbeschichtung auf Basis von Polytetrafluorethylen (PTFE) versehen [Ehr04]. Da PTFE jedoch eine maximale Dauergebrauchstemperatur von ca. 270 °C aufweist, können Kunststoffe mit Kristallitschmelztemperaturen ≥ 200 °C nur ohne Antihafbeschichtung gefügt werden. Die resultierende Schmelzeanhaftung am Heizelement kann zum Faserausriss und somit geringen Schweißnahtfestigkeiten führen [TJW89, FTW91].

Das Induktionsschweißen von Kunststoffen ist möglich, wenn die Füge-teile eine Kohlenstofffasergewebeverstärkung aufweisen oder eine elektrisch leitfähige Schweißhilfe

zwischen den Füge­teilen vorliegt [ASBB06, Mos12]. Glasfaserverstärkte und unidirektional kohlenstofffaserverstärkte Thermoplaste können demnach nur mit Schweißhilfe gefügt werden, die zusätzliches Gewicht und Kosten verursacht [Sto89]. Metallische Schweißhilfen können zur Korrosion sowie Kerben und Spannungskonzentrationen in der Schweißnaht führen [ASBB06, MLD17]. Das Induktionsschweißen ist ausschließlich zur Herstellung von Überlappverbindungen einsetzbar [Sto89, AYH01, YHI04, NMB14] und der kontinuierlich ablaufende Prozess zeitintensiv [NMB14].

Das Laserdurchstrahlschweißen (LDS) kann prinzipiell zum Schweißen aller Thermoplaste eingesetzt werden, da die Erwärmung berührungslos erfolgt. Die kleine Wärmeeinflusszone, flexible Nahtgestaltungsmöglichkeiten und der geringe Schmelzeaustrieb sind weitere Vorteile [Ehr04, Tro08]. Die in FKV vorliegenden Faserlängen und Faserarten beschränken allerdings die Nutzbarkeit des LDS [EVMO15]. Mit dem konventionellen LDS Prozess können Organobleche derzeit ausschließlich mit ungefüllten und kurzfaserverstärkten Thermoplasten verbunden werden [JHH⁺10, WHJ⁺15]. Ein laserstrahltransparenter Schweißzusatz im Spalt zwischen den Füge­teilen ermöglicht das überlappende Fügen von Organoblechen mit Kohlenstofffaserverstärkung [BOS15]. Die Prozesszeiten sind jedoch deutlich höher als beim konventionellen LDS [BOS15].

Das Ultraschallschweißen (US-Schweißen) von Organoblechen ist mit Prozesszeiten von wenigen Sekunden möglich [VMY⁺13]. Zur Anwendung des Verfahrens muss jedoch, auch beim Fügen von Organoblechen, ein Füge­teil mit einem Energierichtungsgeber versehen sein oder eine Polymerschicht mit reduzierter Kristallitschmelztemperatur muss in die Fügeebene eingebracht werden [BMR93, AYH01, Ehr04, VB10, Vil14]. Die punktförmige Berührungsfläche des Energierichtungsgebers, aber auch die hohen US-Frequenzen erhöhen das Risiko von Schädigungen oder Brüchen der Fasern in der Fügeebene [AYH01].

Mit überlappenden Vibrationsschweißnähten aus Organoblechen mit Glasfaserverstärkung und PP-, PA66- sowie PA12-Matrizes können Schweißfaktoren von 0,8 bis 1, im Vergleich zur interlamina­ren Scherfestigkeit der Organobleche, und Zugscherfestigkeiten auf dem Niveau von ungeschweißtem, kurzglasfaserverstärktem PP erreicht werden [Rud00, BCK01]. Beim Vibrationsschweißen von Organoblechen ist aber die Faserabrasion, -umlenkung oder -zerstörung in den Fügenähten festzustellen. Dies hat eine Abnahme der Schweißnahtfestigkeiten im Vergleich zum ungeschweißten Werkstoff zur Folge [Rud00, JM04].

Ein industrieller Einsatz des Hochfrequenzschweißens (HF-Schweißen) zur Herstellung von Front- und Heckstoßfängerträgern aus Organoblechen ist bereits erfolgt [Wac12]. Wissenschaftliche Arbeiten zum HF-Schweißen von Organoblechen sind allerdings nicht bekannt. Das HF-Schweißen weist die Besonderheit auf, dass ausschließlich polare Kunststoffe mit einem dielektrischen Verlustfaktor $\tan \delta > 0,01$ schweißbar sind [Ehr04]. Das HF-Schweißen polyolefinbasierter Organobleche ist daher nicht möglich.

Das Widerstandsschweißen von Organoblechen ist Thema in einer Reihe wissenschaftlicher Arbeiten [EG88, SB05, VB15]. Das Verfahren hat in der Vergangenheit zudem in der Fertigung von Luftfahrtbauteilen Einsatz gefunden [Off96]. Das Widerstandsschweißen kann für großflächige Fügenähte [AYH00] mit Längen von nachweislich bis zu 1,2 m [AYH01] genutzt werden. Ein elektrisch leitfähiges Heizelement wird zum Widerstandsschweißen benötigt. Dies kann z. B. ein endloskohlenstofffaserverstärkter Thermoplast oder Edelmetallgewebe sein. Das Heizelement verbleibt nach dem Fügeprozess in der Fügenaht [AYH00]. Die Folgen sind Mehrgewicht, die Erhöhung der Fügenahtdicke, die Abnahme der Fügenahtfestigkeiten und der mögliche Verlust der Korrosionsbeständigkeit [AYH00, Rud00, AYH01, SB05]. Füge­teile mit elektrisch leitfähigen Bestandteilen müssen zudem vom genutzten Heizelement isoliert werden [AYH01].

Die grundsätzliche Nutzbarkeit des IR-Schweißens von Organoblechen und hohe erreichbare Schweißnahtfestigkeiten werden zwar in wissenschaftlichen Arbeiten belegt [DAJ⁺12, VGFD15, CGK17, CG19, CG19b], eine industrielle Anwendung der IR-Schweißtechnologie zum überlappenden Fügen von Organoblechen ist jedoch nicht bekannt. Verglichen mit anderen Fügeverfahren weist das IR-Schweißen folgende Vorteile im Hinblick auf das Verbinden von Organoblechen auf [Hei94, Ehr04, BK11, Fuh13]:

- Keine Beeinflussung der Schweißbarkeit durch den Werkstoff vorhanden (unabhängig von Glasübergangs-, Kristallitschmelztemperatur, Polarität der Makromoleküle und Art der Verstärkungsfasern).
- Kein abrasiver Verschleiß der Erwärmquellen oder der Fasern findet statt.
- Keine Schweißzusatzwerkstoffe sind erforderlich.

Für die Herstellung der Hohlkörper von besonders hoher Relevanz ist zudem, dass mit dem IR-Schweißen große Fügeflächen mit hoher Komplexität erwärm- sowie schweißbar sind und die Fügedruckaufbringung auf die Fügeflächen von außen und innen erfolgen kann (Bild 2.15 rechts). Das große Potential der IR-Schweißtechnologie wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit genutzt, um industriell einsetzbare IR-Schweißprozessvarianten zur Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen zu entwickeln.

3 Experimentelles

3.1 Versuchswerkstoffe

Stumpfanordnung

Die Versuchswerkstoffe für die Aufschmelz- und Schweißversuche in Stumpfanordnung sind PP, PA6 und PA6 mit 30 Gew.-% Glasfasern (PA6-GF30). Es handelt sich hierbei um übliche Kunststoffe für die industrielle Serienfertigung. Alle Versuchswerkstoffe sind schwarz, was die am häufigsten genutzte Farbe für technische Kunststoffbauteile ist. Das PP und das PA6 sind mit einem Masterbatch eingefärbt. Das PA6-GF30 ist bereits herstellerseitig schwarz eingefärbt. In der vorliegenden Arbeit wird mit allen PA6-basierten Kunststoffen im trockenen Zustand gearbeitet (Wassergehalt $\leq 0,1$ % Massenanteil). Ein Einfluss der Fügeiteilfeuchte auf die Ergebnisse kann somit ausgeschlossen werden. Tabelle 3.1 liefert einen Überblick über die relevanten Daten und Bezeichnungen der Versuchswerkstoffe für die Stumpfschweißuntersuchungen.

Tabelle 3.1: Relevante Daten und Bezeichnungen der Versuchswerkstoffe für die Untersuchungen in Stumpfanordnung

Abkürzung	PP	PA6	PA6-GF30
Kunststoff	Polypropylen, Homopolymer	Polyamid 6	Polyamid 6 mit 30 Gew.-% Glasfasern
Handelsname	Moplen HP501H	Durethan B30S	Durethan BKV30H2.0 901510
Hersteller	Lyondell Basell, Rotterdam (Niederlande)	Lanxess Deutschland GmbH, Köln	
Farbe	schwarz		
Masterbatch	POLYBLAK 1850 BLACK; Lyondell Basell, Rotterdam (Niederlande)	HT-MAB PA 9100; Treffert, Bingen	herstellerseitig eingefärbt
Masterbatchanteil [Gew.-%]	1	1	
Rußanteil im Kunststoff [Gew.-%]	$0,5 \pm 0,1$	$0,8 \pm 0,1$	unbekannt

Die experimentell ermittelten Kennwerte an spritzgegossenen Platten (Bild 3.1) aus den Versuchswerkstoffen fasst Tabelle 3.2 zusammen. Die Normen der zugehörigen Untersuchungs- und Prüfmethode sind in den Kapiteln 4.2, 4.3 und 4.4 zu finden.

Tabelle 3.2: Wichtigste Kennwerte der Versuchswerkstoffe für die Untersuchungen in Stumpf-anordnung; ermittelt an spritzgegossenen Plattenprobekörpern

Kennwert	Einheit	Kunststoff		
		PP	PA6	PA6-GF30
Zugfestigkeit σ_M	N/mm ²	32,8 ± 1,2	67,7 ± 2,2	159,0 ± 16,5
Dehnung der Zugfestigkeit ϵ_M	%	9,8 ± 0,6	11,0 ± 0,1	3,5 ± 0,3
Bruchdehnung ϵ_B	%	≥ 60	36,0 ± 1,0	3,6 ± 0,3
Glasübergangstemperatur T_g	°C	-10 bis 0 °C [DEE+12, BBO+13]	47,1 ± 2,1	49,6 ± 0,6
Kristallitschmelztemperatur T_m		166,8 ± 1,0	222,1 ± 1,0	221,0 ± 0,0
Temperatur bei Zersetzungs- beginn (Sauerstoff) T_{od}		241,6 ± 2,4	298,7 ± 5,6	385,7 ± 3,2
Temperatur bei Zersetzungs- beginn (Stickstoff)		430,5 ± 0,4	315,1 ± 1,2	400,2 ± 0,9
Schmelzenthalpie	J/g	92,7 ± 0,7	70,0 ± 0,6	39,8 ± 0,8
Kristallisationsenthalpie		100,8 ± 0,1	71,0 ± 0,3	42,9 ± 0,1
Viskositätszahl VZ	ml/g	245,1 ± 0,8	140,0 ± 1,9	-

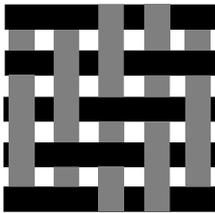
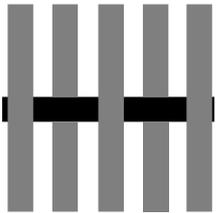
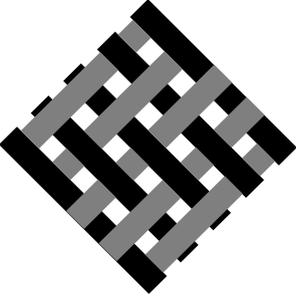
Überlappanordnung

Die wichtigsten Daten der Organobleche für die Untersuchungen in überlappender Schweißanordnung zeigt Tabelle 3.3. Die Hauptunterschiede zwischen den Werkstoffen sind die Polymermatrix, welche entweder PP oder PA6 ist, die Faserform und die Fasernanordnung. Alle Organobleche weisen eine Dicke von 1,5 mm auf. Sie bestehen aus drei Lagen Endlos-glasfasergewebe mit Polymermatrix, die jeweils Dicken von 0,5 mm aufweisen. Aufgrund der für die Serienfertigung geringen Relevanz, werden in der vorliegenden Arbeit keine Organobleche mit Kohlenstofffaserverstärkung betrachtet. Die Faserformen und Fasernanordnungen in den Organoblechen sind in Tabelle 3.4 dargestellt.

Tabelle 3.3: Relevante Daten und Bezeichnungen der Versuchswerkstoffe für die Untersuchungen in Überlappanordnung

Werkstoff	PP-GF47_			PA6-GF47_		
	1	2	3	1	2	3
Hersteller	Bond-Laminates GmbH, Brilon					
Handelsname	Tepex Dyalite					
	104-RG			102-RG		
	600(3) /47%	UD600(3)/ 47%	600(3) /47% - Zuschnitte unter 45°	600(3) /47%	UD600(3)/ 47%	600(3) /47% - Zuschnitte unter 45°
Polymermatrix	Polypropylen			Polyamid 6		
Dichte	1,7 g/cm ³			1,8 g/cm ³		
Flächengewicht	600 g/m ²					
Wanddicke	1,5 mm					
Faserart	E-Glas					
Fasergehalt	47 Vol.-%					

Tabelle 3.4: Faserform und Faseranordnung in den Organoblechen

Werkstoff	PP-GF47/PA6-GF47_1	PP-GF47/PA6-GF47_2	PP-GF47/PA6-GF47_3
Faserform	Gewebe (Körperbindung 2/2)	Gewebe (Leinwandbindung)	Gewebe (Körperbindung 2/2)
Faseranordnung	0°: 50 % 90°: 50 %	0°: 80 % 90°: 20 %	+45°: 50 % -45°: 50 %
Schematische Darstellung der Webart (Draufsicht)			

Die Bruchspannungen und Bruchdehnungen der Organobleche (Tabelle 3.5) stimmen gut mit den Datenblattwerten des Herstellers überein [NN16a, NN16b, NN16c, NN17a, NN17b]. Für die Versuchswerkstoffe des Typs 3 stellt der Hersteller keine Datenblätter zur Verfügung, da beide Werkstoffe lediglich Zuschnitte in 45 ° Richtung aus PP-GF47_1 und PA6-GF47_1 sind.

Trotz der wesentlich besseren mechanischen Eigenschaften unter Zugbelastung von nicht faserverstärktem PA6 gegenüber PP (Tabelle 3.2), sind die Eigenschaften des Typs 1 und 2 mit Fasern in 0° und 90° Richtung sehr ähnlich (Tabelle 3.5). Dies deutet darauf hin, dass bei einer Belastung in Richtung der Faserorientierung, die Faseranordnung in den Organoblechen von weitaus größerer Bedeutung ist als die Polymermatrix. Die Ergebnisse an den Organoblechen des Typs 3 mit Fasern in 45° Orientierung stützen diese Aussage, da das Organoblech mit PA6-Matrix (PA6-GF47_3) sehr viel bessere Zugeigenschaften, als das Pendant mit PP-Matrix (PP-GF47_3) aufweist. Die höheren interlaminaren Scherfestigkeiten (ILS) der Organobleche mit PA6-Matrizes, als die der Organobleche mit PP-Matrizes (Tabelle 3.5), unterstreichen die Unterschiede in der Faser-Matrix-Haftung zwischen den Polymermatrixtypen, da die ILS Aussagen zu ebendieser erlaubt [GS15]. Die Normen zu den jeweiligen Prüfmethode sind in Kapitel 4.4 zu finden.

Tabelle 3.5: An den Organoblechen im Zugversuch ermittelte Bruchkraft, Bruchspannung sowie Bruchdehnung und interlaminare Scherfestigkeit (ILS)

Kennwert	Einheit	Werkstoff					
		PP-GF47_			PA6-GF47_		
		1	2	3	1	2	3
Bruchkraft	kN	14,7 ± 0,6	23,4 ± 1,3	3,8 ± 0,1	15,2 ± 0,4	22,6 ± 1,2	7,7 ± 0,2
Bruchspannung	N/mm ²	388,7 ± 16,5	636,0 ± 40,6	95,1 ± 2,3	405,0 ± 11,5	600,0 ± 24,2	199,0 ± 5,8
Bruchdehnung	%	4,4 ± 1,7	4,1 ± 0,3	24,0 ± 6,2	3,4 ± 0,1	3,5 ± 0,2	18,0 ± 1,2
ILS	N/mm ²	18,9 ± 0,7	25,9 ± 0,8	8,3 ± 0,3	31,8 ± 1,0	34,7 ± 2,8	13,3 ± 1,0

3.2 Probekörper

Stumpfanordnung

Für die Untersuchungen in Stumpfanordnung werden, über einen Bandanguss spritzgegossene, Plattenprobekörper mit den Maßen 150 x 75 x 4 mm³ (Bild 3.1) aus PP, PA6 und PA6-GF30 eingesetzt (Tabelle 3.1). Die zu erwärmende und zu fügende Seite der Probekörper ist gegenüber von der Angussseite. Die wichtigsten Spritzgießparameter für die Probekörper zeigt Tabelle 3.6.

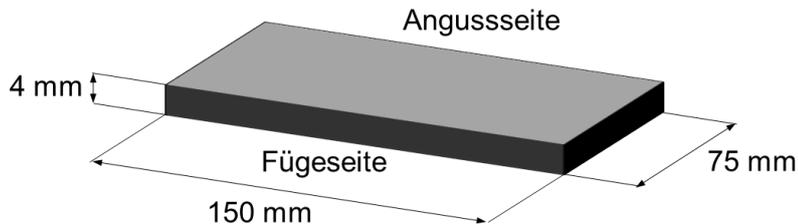


Bild 3.1: Schematische Darstellung der Plattenprobekörper für die Versuche in Stumpfanordnung

Tabelle 3.6: Spritzgießparameter für die Herstellung der Plattenprobekörper für die Versuche in Stumpfanordnung

Parameter	Einheit	Kunststoff		
		PP	PA6	PA6-GF30
Werkzeugtemperatur	°C	43	73	95
Schmelzetemperatur (Schnecke → Düse)		236/240/240/ 240/245	270/270/273/ 275/278	285/285/285/ 287/290
Einspritzgeschwindigkeit	cm ³ /s	33	18	45

Überlappanordnung

Aus den Organoblechen (Tabelle 3.3) werden für die Untersuchungen in Überlappanordnung, Plattenprobekörper mit einer Fläche von 100 x 25 mm² entnommen (Bild 3.2).

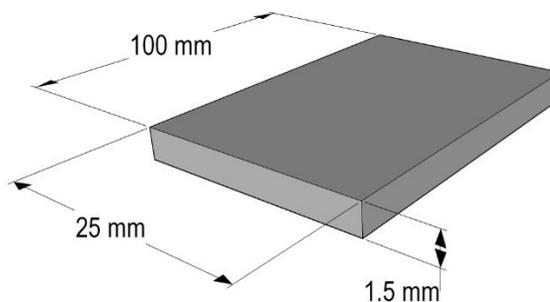


Bild 3.2: Schematische Darstellung eines Organoblechplattenprobekörpers für die Untersuchungen in Überlappanordnung

Des Weiteren werden Halbschalen aus den Organoblechen mittels Thermoformen hergestellt (Bild 3.3 oben). Die Halbschalen weisen eine Länge von 400 mm, eine Breite von 100 mm und Schenkellängen von jeweils 50 mm auf (Bild 3.3 unten).

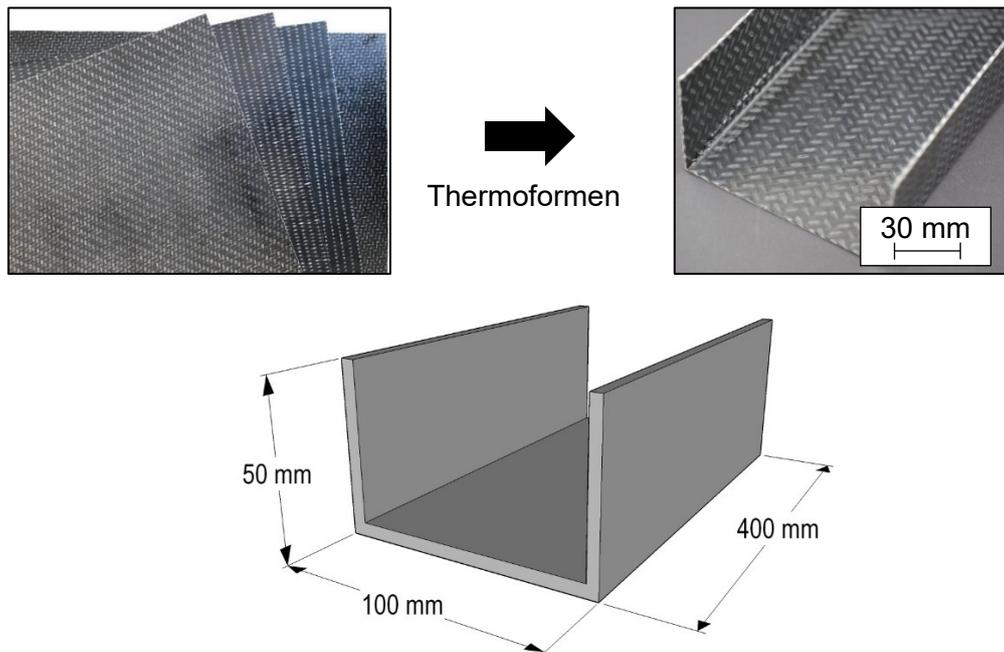


Bild 3.3: Organoblechhalbzeuge (oben links) und Teilbereich einer Organoblechhalbschale (oben rechts) sowie schematische Darstellung einer Halbschale (unten)

3.3 Anlagentechnik

3.3.1 Schweißmaschine

Die Aufschmelz- und Schweißversuche sowohl in Stumpf- als auch in Überlappanordnung werden an der servomotorisch angetriebenen, horizontal arbeitenden Heizelementserien-schweißmaschine K2150/60 der Bielomatik GmbH, Neuffen durchgeführt. Durch konstruktive Änderungen kann die Heizelementaufnahme für IR-Strahler genutzt werden. Die Steuerung der Maschine ermöglicht einen kraftgeregelten Fügeprozess mit Fügekräften zwischen 50 und 3000 N bei minimal möglichen Umstellzeiten von ca. 1 s. Die maximale Beschleunigung der Schlitten liegt bei $8,4 \text{ m/s}^2$, die Schlittengeschwindigkeit bei bis zu 700 mm/s und die Positioniergenauigkeit ebendieser bei $\pm 0,03 \text{ mm}$. Die Fügekräfte werden mit dem Kraftaufnehmer U2B (Nennkraft 5 kN) von der Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt aufgezeichnet. Die Messung des Fügewegs und der Schmelzeschichtdicke erfolgt mittels des laserbasierten Wegmesssystems IL-100 und dem Messverstärker IL-1000 der Keyence AG, Osaka (Japan). Bild 3.4 zeigt eine Fotografie des Maschinenraums mit dem Aufbau zum überlappenden Schweißen von Organoblechplattenprobekörpern. Auf den Presseinheiten (Bild 3.4 - 1) werden im Rahmen der Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit unterschiedliche Aufnahmewerkzeuge montiert. Es werden zudem verschiedene IR-Strahler eingesetzt, welche an der Aufnahme des dritten Maschinenschlittens befestigt werden (Bild 3.4 - 3).

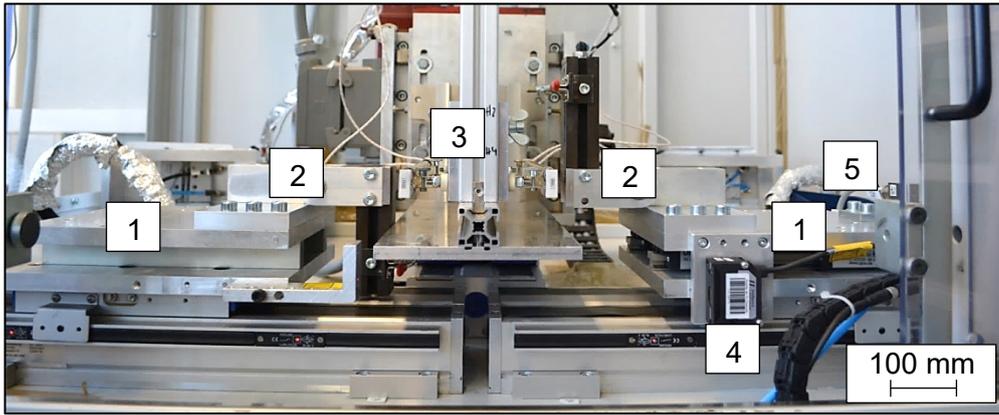


Bild 3.4: *Maschinenraum der Schweißmaschine mit Aufbau zum überlappenden Schweißen von Plattenprobekörpern aus Organoblechen;*
 1: verfahrbare Presseeinheiten auf Maschinenschlitten
 2: linkes und rechtes Plattenaufnahmewerkzeug
 3: Infrarotstrahleraufnahmewerkzeug
 4: laserbasiertes Wegmesssystem
 5: Kraftaufnehmer

Exemplarische Kraft-Zeit-Verläufe, aufgezeichnet mit einem Kraftaufnehmer zwischen den Maschinenschlitten der Presseeinheiten, verdeutlichen die hohe Übereinstimmung von Soll- und Istwert in einem breiten Fügekraftbereich (Bild 3.5).

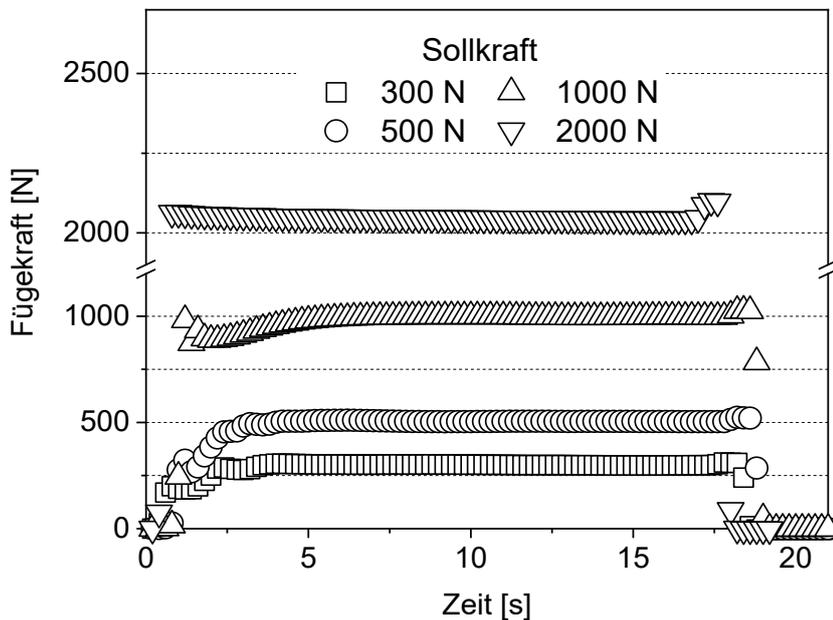


Bild 3.5: *Fügekraft-Zeit-Verlauf während der Füge- und Abkühlphase in der Schweißmaschine; Abkühlzeit: 18 s; bei 0 s: erster Kontakt der Presseeinheiten mit Kraftaufnehmer*

3.3.2 Aufnahmewerkzeuge

Stumpfanordnung

Die Plattenprobekörper für die die Versuche in Stumpfanordnung (Bild 3.1) werden in den Aufnahmewerkzeugen gegen eine horizontale Verschiebung mit zwei mechanischen Anschlägen

gesichert und mit vertikal verfahrenen pneumatischen Spannbacken auf das Werkzeugunterteil gedrückt (Bild 3.6).

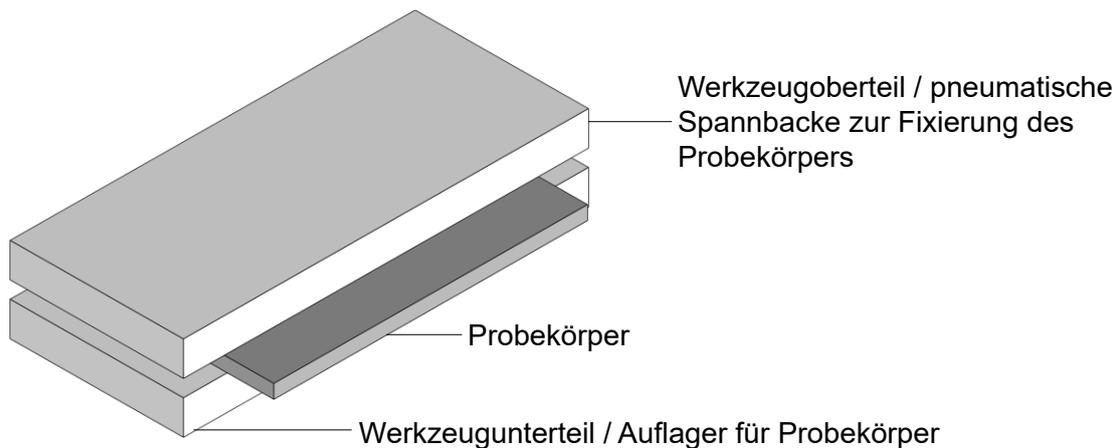


Bild 3.6: Schematische Darstellung der Probenaufnahmewerkzeuge für die Versuche in Stumpfanordnung

Überlappanordnung

Die Aufnahmewerkzeuge für die Versuche in Überlappanordnung an Plattenprobekörpern aus Organoblechen (Bild 3.2) haben Formnester mit einer Fläche von 25 x 115 mm² zur Positionierung der Proben (Bild 3.7). Die Befestigung der Probekörper erfolgt mechanisch durch Kniehebelschnellspanner.

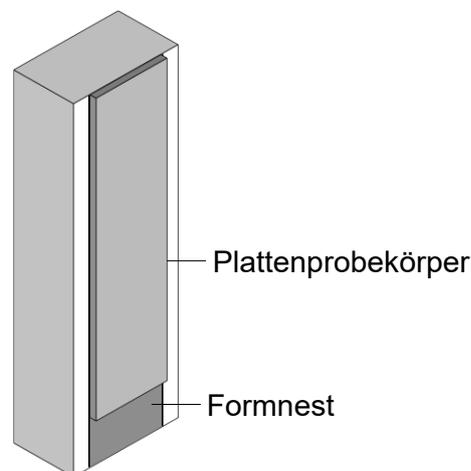


Bild 3.7: Schematische Darstellung eines Probenaufnahmewerkzeugs für die Versuche in Überlappanordnung an Plattenprobekörpern aus Organoblechen

Eines der beiden Aufnahmewerkzeuge für die Versuche an Halbschalen und die Herstellung von Hohlkörpern mit Überlappverbindungen ist starr (Bild 3.8 links). Auf den Schenkelflächen sind Glimmerplatten mit einer Wanddicke von 0,1 mm des Typs SW-Micanite fest M der Firma Saveway Isolierstoffe, Geraberg befestigt. Die Glimmerplatten dienen der thermischen Isolation der Halbschalenschenkel. Das andere Aufnahmewerkzeug weist pneumatische Vorspannelemente auf, welche die Bewegung der Halbschalenschenkel ermöglichen (Bild 3.8 rechts). Einsatz finden hierfür zwei pneumatische Kurzhubzylinder des Typs ADVC-63-10-A-P-A der Firma Festo, Esslingen. Die Fixierung der Organoblechhalbschalen in den Aufnahmewerkzeugen erfolgt mittels Vakuum an den Halbschalenunterseiten und unterstützend mit Universal Gewebband der Firma Tesa, Norderstedt.

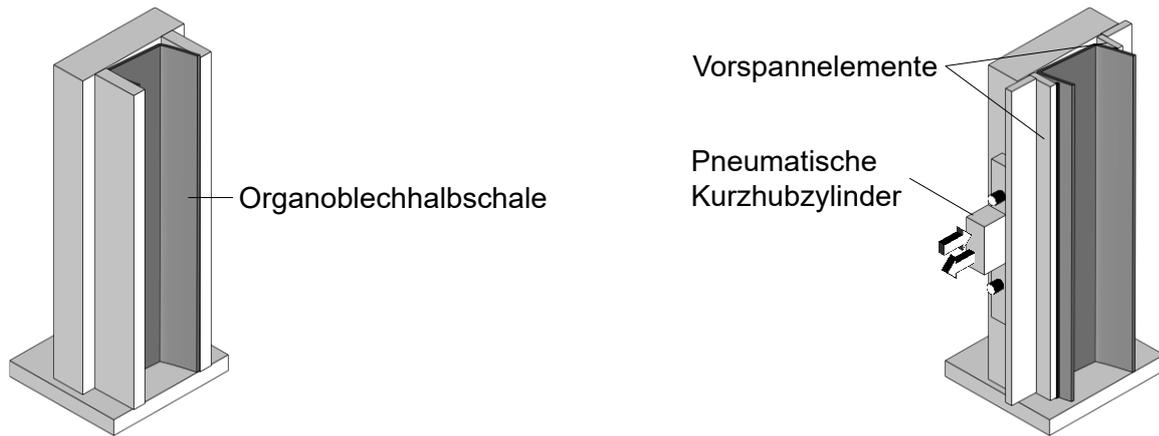


Bild 3.8: Schematische Darstellung der Aufnahmewerkzeuge für die Versuche in Überlappungsanordnung an Organoblechhalbschalen; links: starres Aufnahmewerkzeug; rechts: Aufnahmewerkzeug mit pneumatischen Kurzhubzylindern zur Bewegung der Vorspannelemente und Halbschalenschenkel

3.3.3 Infrarotstrahler

Für die Aufschmelz- und Schweißversuche werden kurzwellige Doppelrohr-Quarzglasstrahler (KW-Strahler) und mittelwellige Metallfolienstrahler (MW-Strahler) eingesetzt. Die Nutzung beider Strahlerarten ist in der industriellen Anwendung des IR-Schweißens weit verbreitet [Ehr04, Tro08, Fuh13, Fri17]. Bild 3.9 zeigt den Aufbau der Strahler und die Strahler in Betrieb.

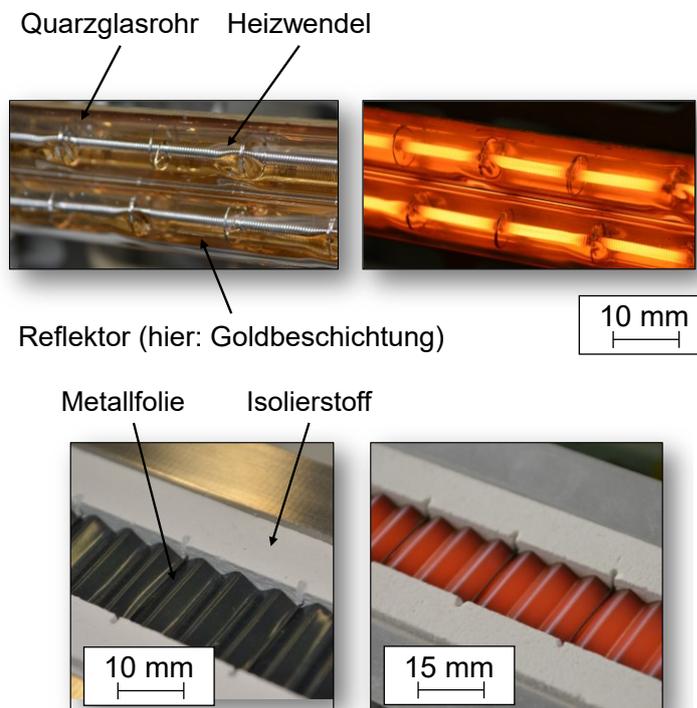


Bild 3.9: Aufbau eines kurzwelligen Doppelrohr-Quarzglasstrahlers (oben) und eines mittelwelligen Metallfolienstrahlers (unten) sowie Strahler in Betrieb (rechts)

Die MW-Strahler werden mit einem separaten Netzteil und 100 % Strahlerleistung betrieben. Vor den Versuchen werden die MW-Strahler für mindestens 30 min vorgewärmt und während der Versuche dauerhaft betrieben. Die hohe Masse des Isolierstoffs und der Metallfolie, verglichen zur

Wendel im KW-Strahler, macht dies zur Sicherstellung eines stationären Betriebszustands erforderlich.

Die KW-Strahler werden beim Betrieb mit 100 % Strahlerleistung durch eine Strahleransteuerung der FRIMO Technology GmbH, Hamburg betrieben. Weiterhin wird in der vorliegenden Arbeit die aktive Strahlerleistungsregelung zum Erwärmen und Schweißen mit KW-Strahlern entwickelt und eingesetzt (Kapitel 3.4.1). Zur Strahleransteuerung findet in diesem Fall das Mehrkanalregelsystem GFX4IR der Firma Gefran SPA, Provaglio d'Iseo (Italien) Verwendung. Unabhängig von der Art der Strahleransteuerung ist ein Vorwärmen der KW-Strahler nicht notwendig. Zudem ist der Betrieb der KW-Strahler ausschließlich während der Erwärmung der Fügeflächen erforderlich.

Die Bezeichnungen und Daten der IR-Strahler für die Aufschmelz- und Schweißversuche in Stumpf- und Überlappanordnung stellt Tabelle 3.7 bereit.

Tabelle 3.7: Relevante Daten der Infrarotstrahler für die Aufschmelz- und Schweißversuche in Stumpf- und Überlappanordnung

Kurzbezeichnung	KW-Strahler		MW-Strahler		
Infrarotstrahlerart	Kurzwelliger Doppelrohr-Quarzglasstrahler		Mittelwelliger Metallfolienstrahler		
Hauptbestandteile	Gewendelte Wolframheizwendel in evakuiertem Quarzglasrohr		Gewellte Metallfolie, liegend in Keramiknut		
Hersteller	SR Systems GmbH, Bruchköbel		KRELUS AG, Oberentfelden, Schweiz		
Beheizte Strahlerlänge [mm]	210	440	200	200	430
Beheizte Strahlerbreite [mm]	22	22	9	15,6	15,6
Anschlussspannung [V]	230	230	14,5	17	24
Anschlussstrom [A]	5,4	11,5	14,4	23	23
Elektrische Leistung [W]	1250	2650	209	390	552
Flächenleistung [kW/m²]	271	274	116	125	82
Maximale Emitteroberflächen-temperatur [°C]	2200 [NN18]	2200 [NN18]	ca. 750–800 [Jor17]	ca. 800 [Jor17]	ca. 750 [Jor17]
Versuchsanordnung	Stumpf und Überlapp	Überlapp	Stumpf	Überlapp	
Fügeteile	Plattenprobekörper	Halbschale	Plattenprobekörper		Halbschale

3.4 Aufschmelz- und Schweißversuchsdurchführung – Stumpfanordnung

Die Versuche erfolgen in der Schweißmaschine unter Nutzung von zwei Plattenaufnahmewerkzeugen (Bild 3.6) und mit jeweils zwei KW- oder MW-Strahlern (Tabelle 3.7).

An Plattenprobekörpern (Bild 3.1) werden zunächst Aufschmelzversuche zur Charakterisierung des Kunststoffwärmeverhaltens und zur Dokumentation der Erwärmzeiten bis zum Rauchbeginn durchgeführt (Bild 3.10 links). Je Parameterkombination erfolgen mindestens 3 Messungen der Erwärmzeit bis zum Rauchbeginn.

Weiterhin werden die Schmelzeschichtdicken der Kunststoffe nach der IR-Erwärmung ermittelt. Dies geschieht unter Nutzung des Hochdruckfügeversuchs. Hierbei wird die Fügefläche des Probekörpers für eine definierte Erwärmzeit bei einem definierten Strahlerabstand erwärmt und im Anschluss mit einem Druck von 4 N/mm^2 gegen eine kalte Duroplastplatte mit einer PTFE Beschichtung gepresst (Bild 3.10 rechts). Der auf diese Weise zurückgelegte Weg entspricht zu 95 [Ehr04] bis 97 % [Fuh13] der Schmelzeschichtdicke des Kunststoffs nach der IR-Erwärmung. Je Parameterkombination erfolgen mindestens 3 Hochdruckfügeversuche.



Bild 3.10: Schematische Darstellung des Aufschmelzversuchs (links) und Hochdruckfügeversuchs (rechts) an Plattenprobekörpern in Stumpfanordnung in der Seitenansicht; x : Strahlerabstand; L_0 : Schmelzeschichtdicke

Die Auswahl der Erwärmparameter für die Schweißversuche basiert auf den Ergebnissen aus den Aufschmelz- und Hochdruckfügeversuchen. Der Schweißversuchsablauf ist in Bild 3.11 schematisch dargestellt. Alle Versuche erfolgen druckgeregelt mit einem Strahlerabstand vom IR-Strahler zur Fügefläche von 30 mm (KW-Strahler) oder 2 mm (MW-Strahler), einer Umstellzeit von 1,5 s und einer Abkühlzeit von 30 s.

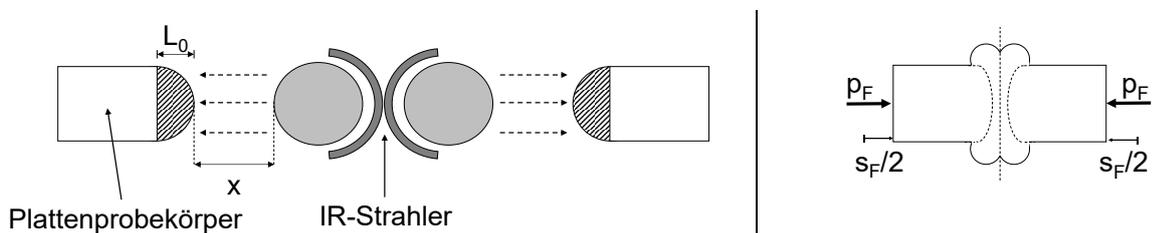


Bild 3.11: Schematische Darstellung der Erwärmphase (links) sowie Füge- und Abkühlphase (rechts) beim Stumpfschweißen von Plattenprobekörpern in der Seitenansicht; x : Strahlerabstand; L_0 : Schmelzeschichtdicke; p_F : Fügedruck; s_F : Fügeweg

Die Schweißparameter werden auf Grundlage von Vorversuchen mit dem KW- und MW-Strahler mit 100 % Strahlerleistung festgelegt, die zu Festigkeiten auf Grundmaterialniveau im Kurzzeit-Zugversuch führen. Zwei Zielschmelzeschichtdicken und Zielfügewege werden je Werkstoff auf diese Weise definiert, welche mit dem Fügen unter alternativen Erwärmbedingungen erreicht werden sollen. Diese sind die aktive Strahlerleistungsregelung und das Schweißen in Argonatmosphäre, welche zwei Ansätze zur Verringerung der thermisch-oxidativen Belastung des Kunststoffs durch die IR-Erwärmung sind. Details zu diesen Ansätzen sind in den Kapiteln 3.4.1 und 3.4.2 ausgeführt. Die Schweißparameter zur Erreichung ähnlicher Fügewege unter allen Erwärmbedingungen können Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9 entnommen werden. Je Parameterkombination erfolgen mindestens 3 Schweißversuche.

Tabelle 3.8: Relevante Parameter der PP Schweißversuche in Stumpfanordnung; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler, Strahlerabstand = 30 mm; MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler, Strahlerabstand = 2 mm; L_0 : Schmelzeschichtdicke; p_F : Fügedruck; s_F : Fügeweg; SL: Strahlerleistung; t_E : Erwärmzeit; $T_{MTE\ Soll}$: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR

Werkstoff	Strahler / Atmosphäre	SL [%]	$T_{MTE\ Soll}$ [°C]	t_E [s]	L_0 [mm]	p_F [N/mm ²]	s_F [mm]	
PP	KW / Argon	100	-	15	0,90 ± 0,02	0,5	1,64 ± 0,05	
					0,90 ± 0,02		1,71 ± 0,01	
	KW / Luft	ASLR			125	2	1,63 ± 0,19	
					140		1,71 ± 0,03	
					155		1,72 ± 0,08	
	MW / Luft	100	-	-	15	0,88 ± 0,01	0,5	1,67 ± 0,04
	KW / Luft	ASLR	100	-	20	1,19 ± 0,03	0,5	2,28 ± 0,02
						125		2,11 ± 0,04
						140		2,20 ± 0,03
						155		2,26 ± 0,03
MW / Luft	100	-	-	20	1,19 ± 0,01		2,21 ± 0,08	

Tabelle 3.9: Relevante Parameter der PA6 Schweißversuche in Stumpfanordnung; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler, Strahlerabstand = 30 mm; MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler, Strahlerabstand = 2 mm; L_0 : Schmelzeschichtdicke; p_F : Fügedruck; s_F : Fügeweg; SL: Strahlerleistung; t_E : Erwärmzeit; $T_{MTE\ Soll}$: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR

Werkstoff	Strahler / Atmosphäre	SL [%]	$T_{MTE\ Soll}$ [°C]	t_E [s]	L_0 [mm]	p_F [N/mm ²]	s_F (p_{F1} / p_{F2}) [mm]	
PA6	KW / Luft	100	-	20	0,61 ± 0,04	1 / 2	1,12 ± 0,07 / 1,24 ± 0,04	
				60	0,73 ± 0,05		1,09 ± 0,04 / 1,18 ± 0,09	
		ASLR	40	0,69 ± 0,02	1,17 ± 0,03 / 1,34 ± 0,04			
			30	0,63 ± 0,06	1,17 ± 0,03 / 1,26 ± 0,04			
	MW / Luft	100	-	25	0,67 ± 0,03		1,24 ± 0,03 / -	
	KW / Argon	100	-	-	25	0,85 ± 0,02	1 / 2	1,60 ± 0,03 / -
						0,83 ± 0,02		1,63 ± 0,04 / 1,76 ± 0,01
		ASLR	145	70	0,95 ± 0,05	1,66 ± 0,01 / 1,84 ± 0,06		
			160	45	0,78 ± 0,01	1,52 ± 0,07 / 1,72 ± 0,05		
			175	38	0,90 ± 0,04	1,57 ± 0,01 / 1,76 ± 0,01		
MW / Luft	100	-	-	30	0,96 ± 0,02		1,57 ± 0,14 / -	

Neben dem Standardfügedruck zur Erreichung ähnlicher Fügewege wie mit 100 % Strahlerleistung, wird beim Schweißen des PP mit ASLR und geringer Schmelzeschichtdicke zusätzlich der Fügedruck variiert, sodass andere Fügewege resultieren (Tabelle 3.10).

Tabelle 3.10: Parameter der PP Schweißversuche in Stumpfanordnung mit ASLR bei Variation des Fügedrucks p_F ; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; SL: Strahlerleistung; t_E : Erwärmzeit; $T_{MTE\ Soll}$: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR

Werkstoff	Strahler / Atmosphäre	SL [%]	$T_{MTE\ Soll}$ [°C]	t_E [s]	L_0 [mm]	p_F [N/mm ²]	s_F [mm]
PP	KW / Luft	ASLR	125	30	0,88 ± 0,02	0,5	1,48 ± 0,08
						1	1,52 ± 0,06
						2	1,63 ± 0,19
			140	20	0,88 ± 0,01	0,5	1,48 ± 0,03
						1	1,55 ± 0,04
						2	1,71 ± 0,03
			155	15	0,83 ± 0,01	0,5	1,57 ± 0,03
						1	1,64 ± 0,03
						2	1,72 ± 0,08

3.4.1 Aktive Strahlerleistungsregelung

Für die vorliegende Arbeit wird eigens eine aktive Strahlerleistungsregelung (ASLR) entwickelt. Diese ermöglicht das Erwärmen der Fügeteile im IR-Schweißprozess auf Temperaturen unterhalb der werkstoffspezifischen Zersetzungstemperatur. Das Mehrkanalregelsystem GFX4IR der Firma Gefran SPA, Provaglio d'Iseo (Italien) wird hierbei zur Ansteuerung der IR-Strahler genutzt. Es erlaubt die Regelung der IR-Strahlerleistung, sodass eine festzulegende Solltemperatur (messbar mittels Thermoelement) erreicht und während der gesamten Erwärmzeit konstant gehalten wird. Aufgrund der geringen thermischen Trägheit werden für die Aufschmelz- und Schweißversuche mit ASLR ausschließlich KW-Strahler eingesetzt. Diese erlauben, durch ihre geringen Reaktionszeiten auf Leistungsanpassungen [NN16], eine schnelle Änderung der Emittertemperatur und damit Strahleremission. Zur Nutzung der ASLR wird mittig und bündig in das untere Probenaufnahmewerkzeug ein Mantelthermoelement (MTE) eingebracht (Bild 3.12).

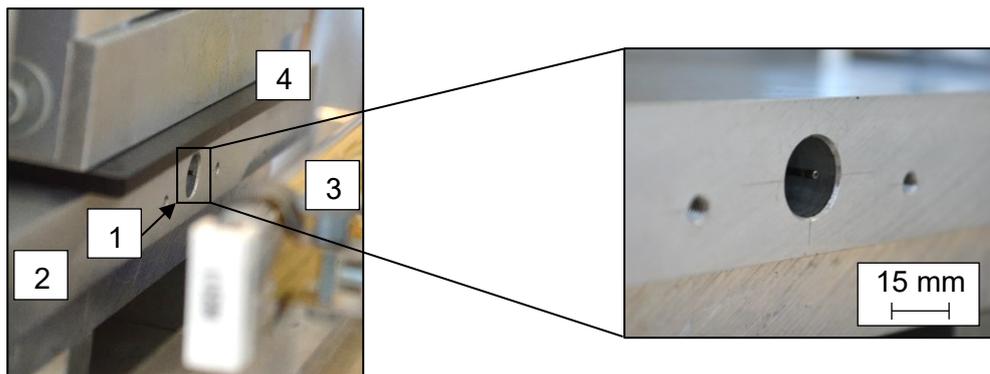


Bild 3.12: Probenaufnahme und Infrarotstrahler in der Schweißmaschine (links) und Nahaufnahme des Mantelthermoelements in der Probenaufnahme (rechts);
 1: Mantelthermoelement
 2: Probenaufnahme
 3: Infrarotstrahler
 4: Plattenprobekörper

Das nicht isolierte MTE des Typs K, Klasse 1 der TMH GmbH, Hettstedt weist einen Durchmesser von 1 mm und eine Messstellenlänge von 15 mm auf (Bild 3.13). Der Mantel aus Inconel 2.4816 (Nickel-Chrom-Eisen Legierung) ist mit dem hitzebeständigen schwarzen Lack Mipatherm der MIPA SE, Essenbach beschichtet, um Einflüsse auf die Erwärmung des MTE und der Umgebung, z. B.

durch Reflexion, auszuschließen. Mit einem glasfaserverstärkten duroplastischen Isolationswerkstoff aus der Wärmeisolierplatte Z 121 von HASCO Hasenclever GmbH + Co KG, Lüdenscheid wird dieses thermisch von der Probenaufnahme entkoppelt, um den Einfluss der Probenaufnahmetemperatur auf die Temperaturmessungen mittels MTE zu reduzieren. Das hohlkörperförmige Isolationselement befindet sich zwischen der Übergangshülse des MTE und der Probenaufnahme (Bild 3.13).

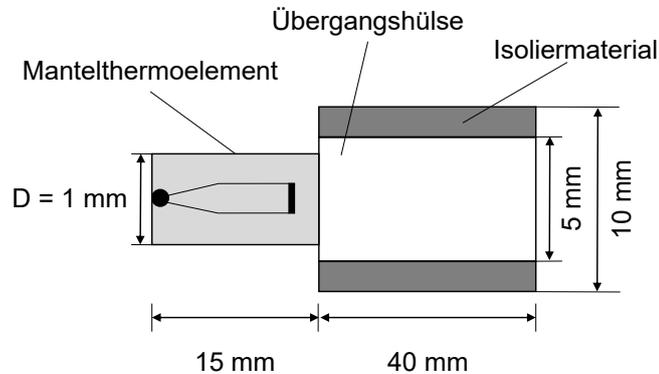


Bild 3.13: Schematische Darstellung des Querschnitts des Mantelthermoelements mit Isolationswerkstoff an der Übergangshülse

Den Aufbau in der Schweißmaschine zur Durchführung von Aufschmelz- und Schweißversuchen mit ASLR zeigt Bild 3.14. Die Aufbaumaße sind Tabelle 3.11 zu entnehmen.

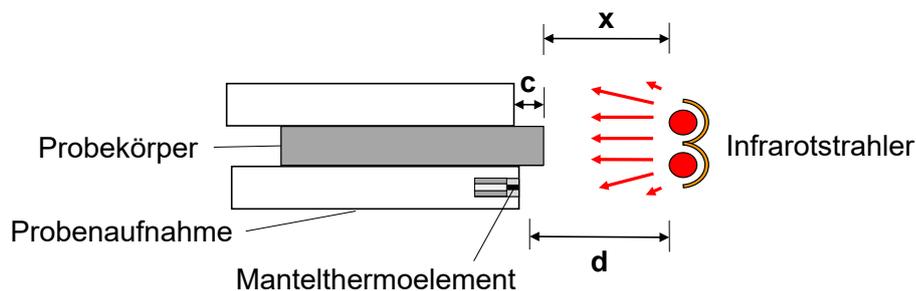


Bild 3.14: Schematische Darstellung der Seitenansicht in der IR-Schweißmaschine beim Erwärmen eines Probekörpers unter Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung

Tabelle 3.11: Maße des Aufbaus zur Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung in der Schweißmaschine

Maß	Kurzzeichen	Einheit	Wert
Abstand von Infrarotstrahler zu Fügefläche	x	mm	30
Abstand von Infrarotstrahler zu Mantelthermoelement	d		35
Überstand Probekörper	c		5

Funktionsweise der aktiven Strahlerleistungsregelung

Während des gesamten IR-Schweißprozesses unter Nutzung der ASLR wird die Temperatur des MTE unterhalb des Fügeteils gemessen. Dem Regelsystem kann somit eine Solltemperatur des MTE $T_{\text{MTE Soll}}$ vorgegeben werden, die dieses nach dem Erreichen der $T_{\text{MTE Soll}}$ konstant hält. Dies geschieht durch die aktive Regelung der IR-Strahlerleistung. Bild 3.15 zeigt exemplarisch die

Regelung der IR-Strahlerleistungen beider Emittter und die Temperatur des MTE bei einer Solltemperatur von 160 °C während der Erwärmung eines PA6 im IR-Schweißprozess.

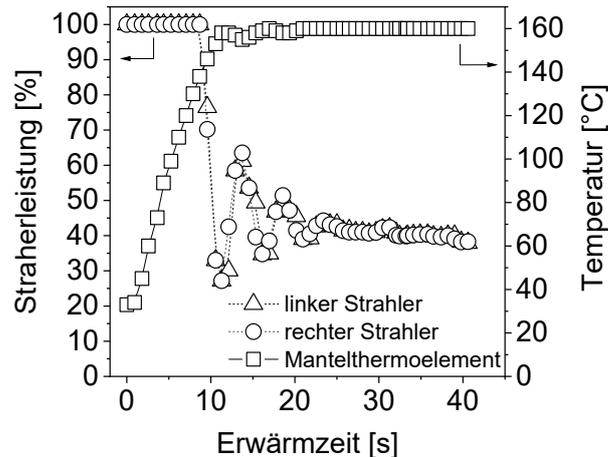


Bild 3.15: Leistung des linken und rechten kurzwelligen Quarzglasstrahlers und Temperatur des Mantelthermoelements während der Erwärmphase unter Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung beim Schweißen von PA6; Solltemperatur: 160°C; Erwärmzeit: 40 s

Schweißparameterauswahl für die aktive Strahlerleistungsregelung

Zur Schweißparameterauswahl bei Nutzung der ASLR erfolgt zunächst die Festlegung von $T_{\text{MTE Soll}}$. Hierfür werden die aus den Aufschmelzversuchen (Bild 3.10 links) bekannten Erwärmzeiten zum Zeitpunkt des Rauchbeginns bei einer Strahlerleistung von 100 % und die zugehörigen Mantelthermoelementtemperaturen sowie die, mit in den Kunststoff eingelöteten Thermoelementen ermittelten, Fügeflächentemperaturen (Kapitel 4.1) ermittelt. Exemplarisch ist dies in Bild 3.16 dargestellt.

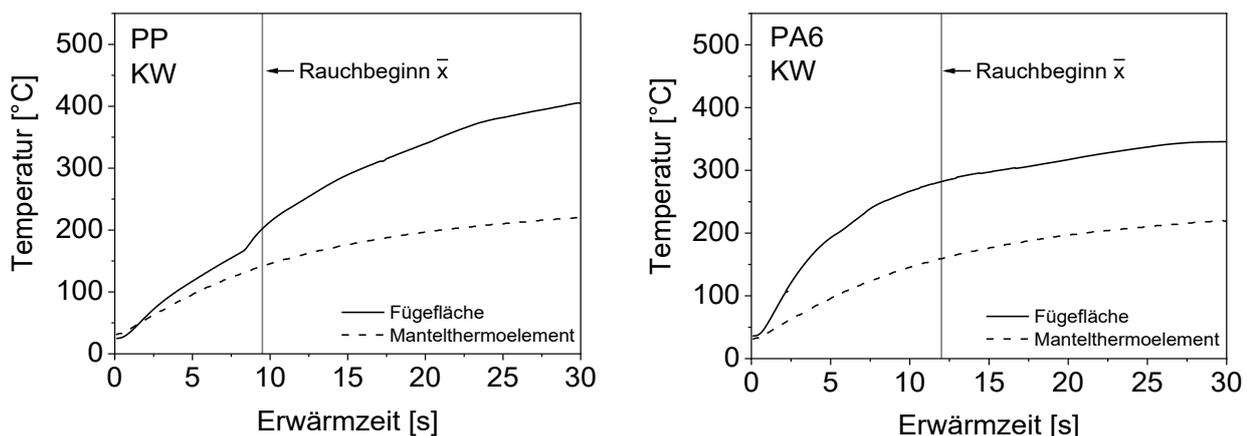


Bild 3.16: Temperatur der Fügefläche und des Mantelthermoelements unterhalb der Fügefläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit für PP (links) und PA6 (rechts); Erwärmung mit kurzwelligem Quarzglasstrahler (KW); Strahlerleistung = 100 %

Die anhand der Graphen in Bild 3.16 ermittelte Temperatur des MTE bei Rauchbeginn, wird als Referenzpunkt der $T_{\text{MTE Soll}}$ für die ASLR im IR-Schweißprozess definiert. Für PP liegt der Wert bei 140 °C und für PA6 bei 160 °C. 15 K oberhalb und unterhalb der Referenz $T_{\text{MTE Soll}}$ werden zudem Aufschmelz- und Schweißversuche durchgeführt, um den Einfluss einer möglicherweise geringen, kontrollierten Rauchbildung (+15 K) und einer Senkung der Fügeflächentemperatur und damit noch

schonenderen Erwärmung (-15 K) herausarbeiten zu können. Tabelle 3.12 zeigt die werkstoffspezifischen $T_{MTE\text{ Soll}}$ und die zu erwartenden Fügeflächentemperaturen $T_{Fügefläche}$.

Tabelle 3.12: Werkstoffspezifische Solltemperaturen des Mantelthermoelements ($T_{MTE\text{ Soll}}$) und arithmetische Mittelwerte der zu erwartenden Fügeflächentemperaturen ($T_{Fügefläche}$) bei Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung

Werkstoff	PP			PA6		
$T_{MTE\text{ Soll}} [^{\circ}\text{C}]$	125	140	155	145	160	175
Zu erwartende $T_{Fügefläche} [^{\circ}\text{C}]$	158	202	237	266	282	297

3.4.2 Argonatmosphäre

Die thermisch-oxidative Werkstoffbelastung bei der Verarbeitung und Lagerung von PP [DPE99] und PA66 [PDE00, Pon00] nimmt unter anderem mit dem Sauerstoffanteil in der Umgebung zu. Bei der Verarbeitung und Alterung in Argon- und Stickstoffatmosphäre wird der Grad der Werkstoffbelastung deutlich verringert [DPE99, PDE00, Pon00]. Zur Verringerung der oxidativen Kunststoffbelastung während der Erwärmphase im IR-Schweißprozess, wird daher der Arbeitsraum in der Schweißmaschine vor Beginn des Prozesses mit Argon (Reinheit 99,999 %) geflutet. Zur Sicherstellung der Flutung des gesamten Maschinenraums, der umlaufend abgedichtet wird, jedoch nach oben offen ist, werden Kerzen in verschiedenen Höhen in der Maschine platziert. Aufgrund der höheren Dichte verdrängt das Argon die Raumluft aus der Maschine nach oben. Sobald die Flammen der Kerzen durch das absinkende Argon erlöschen, was etwa 15 bis 20 min in Anspruch nimmt, kann davon ausgegangen werden, dass der Sauerstoffanteil in der Umgebung bei Werten $\leq 10,5\text{--}14,5\text{ Vol.-%}$ liegt [Sch94, BN15]. Dies ist deutlich unterhalb des Sauerstoffanteils in Luft, der rund 21 Vol.-% beträgt [Cox02]. An den Erwärmzeiten und Fügedrücken sind beim Schweißen in Argonatmosphäre keine Anpassungen gegenüber dem Schweißen in Luft erforderlich (Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9).

3.4.3 Nachbildung industriell üblicher Prozess- und Werkstoffeinflüsse

Fügeteiltemperaturvariation

Neben den bei Raumtemperatur (RT) konditionierten Fügeteilen, werden zusätzlich Untersuchungen an Plattenprobekörpern mit Temperaturen von 0 und 40 °C durchgeführt.

Zur Erreichung einer Fügeteiltemperatur von 0 °C werden die Proben zunächst in einer Tiefkühltruhe bei -18 °C für mindestens 24 h gelagert. Das PP wird offen gelagert, die Teile aus PA6 und PA6-GF30 werden vor der Lagerung einzeln in PE-HD Beuteln mit einer Wanddicke von 0,1 mm eingeschweißt. Dies dient der Vermeidung der Wasseraufnahme dieser hygroskopischen Werkstoffe. Unmittelbar nach der Entnahme der Fügeteile aus der Tiefkühltruhe erfolgt die Konditionierung der Proben in Eiswasser für ca. 30 min. Nach der Konditionierung werden die Probekörper aus dem Eiswasser und gegebenenfalls den Beuteln entnommen und rasch mit einem Tuch abgetrocknet sowie in die Probenaufnahmewerkzeuge der Schweißmaschine eingelegt. Stichprobenartig wird bei diesem Ablauf die Einhaltung der gewünschten Fügeteiltemperatur, mit in den Kunststoff eingeschweißten Thermoelementen, kontrolliert.

Die Realisierung der Fügeteiltemperatur von 40 °C wird mit der Lagerung der Fügeteile in einem Wärmeschrank des Typs FED 53 der Firma BINDER, Tuttlingen bei einer Solltemperatur von 50 °C für mindestens 4 h erreicht. Der Wärmeschrank steht in ca. 1 m Entfernung zur Schweißmaschine. Die rasche Entnahme der Fügeteile aus dem Wärmeschrank und das Einlegen in die

Probenaufnahmen gewährleisten eine Fügepartietemperatur von $40 \pm 2 \text{ °C}$ zu Beginn der Erwärmphase im Schweißprozess. Auch bei diesem Ablauf werden stichprobenartig die Fügepartietemperaturen mit, in die Probekörper eingeschmolzenen, Thermoelementen überprüft.

Die Aufschmelz- und Schweißversuche an unterschiedlich temperierten Fügepartien erfolgen an PP, PA6 und PA6-GF30 (Tabelle 3.1) unter Nutzung der KW-Strahler (Tabelle 3.7). Die Erwärmzeiten, Schmelzeschichtdicken und Fügewege sind in Tabelle 3.13, Tabelle 3.14 und Tabelle 3.15 aufgeführt.

Tabelle 3.13: Parameter der Versuche an PP in Stumpfanordnung mit unterschiedlichen Fügepartietemperaturen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); Fügedruck = $0,5 \text{ N/mm}^2$; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; t_E : Erwärmzeit; RT: Raumtemperatur

Fügepartietemperatur	Parameter		
	t_E [s]	L_0 [mm]	s_F [mm]
0 °C	15	$0,87 \pm 0,01$	$1,43 \pm 0,01$
	20	$1,20 \pm 0,02$	$2,03 \pm 0,03$
RT	15	$0,90 \pm 0,02$	$1,71 \pm 0,01$
	20	$1,19 \pm 0,03$	$2,28 \pm 0,02$
40 °C	15	$0,97 \pm 0,04$	$2,04 \pm 0,07$
	20	$1,25 \pm 0,06$	$2,63 \pm 0,05$

Tabelle 3.14: Parameter der Versuche an PA6 in Stumpfanordnung mit unterschiedlichen Fügepartietemperaturen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); Fügedruck = 1 N/mm^2 ; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; t_E : Erwärmzeit; RT: Raumtemperatur

Fügepartietemperatur	Parameter		
	t_E [s]	L_0 [mm]	s_F [mm]
0 °C	25	$0,65 \pm 0,01$	$1,25 \pm 0,08$
	30	$0,92 \pm 0,02$	$1,73 \pm 0,01$
RT	20	$0,61 \pm 0,04$	$1,12 \pm 0,07$
	25	$0,83 \pm 0,02$	$1,63 \pm 0,04$
	30	$1,10 \pm 0,05$	$2,01 \pm 0,04$
40 °C	20	$0,66 \pm 0,01$	$1,30 \pm 0,04$
	23	$0,95 \pm 0,02$	$1,63 \pm 0,04$
	25	$1,21 \pm 0,05$	$1,83 \pm 0,03$

Tabelle 3.15: Parameter der Versuche an PA6-GF30 in Stumpfanordnung mit unterschiedlichen Fügeiteiltemperaturen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); Fügedruck = 1 N/mm²; L₀: Schmelzeschichtdicke; s_F: Fügeweg; t_E: Erwärmzeit; RT: Raumtemperatur

Fügeiteiltemperatur	Parameter		
	t _E [s]	L ₀ [mm]	s _F [mm]
0 °C	25	0,40 ± 0,03	0,74 ± 0,03
	30	0,58 ± 0,05	1,13 ± 0,04
	35	0,71 (berechnet)	1,49 ± 0,07
RT	25	0,70 ± 0,02	1,36 ± 0,14
	30	0,93 ± 0,04	1,89 ± 0,04
40 °C	25	0,80 (berechnet)	1,55 ± 0,08
	30	0,97 ± 0,07	2,2 ± 0,10

Umstellzeit

Die Standardumstellzeit in den Schweißversuchen beträgt 1,5 s. Die Umstellzeit wird in Aufschmelz- und Schweißversuchen an PA6 mit dem KW- und MW-Strahler zusätzlich auf 3, 5 und 7 s erhöht. Erreicht wird dies über die gezielte Reduzierung der Schlittenverfahrgeschwindigkeit für die Presseinheiten und IR-Strahler in der Schweißmaschine (Bild 3.4) bis kurz vor Beendigung der Umstellphase. Die Fügegeschwindigkeit wird hiervon nicht beeinflusst. Aufgrund der starken Abnahme der mechanischen Eigenschaften von IR-Schweißnähten aus Kunststoffen auf PA6-Basis [CG19a], im Vergleich zu IR-Schweißnähten aus PP [CB95, Che95, CG19a], werden die Untersuchungen ausschließlich an PA6 durchgeführt. Die resultierenden Schmelzeschichtdicken und Fügewege sind Tabelle 3.16 zu entnehmen.

Tabelle 3.16: Schmelzeschichtdicken (L₀) und Fügewege (s_F) in Abhängigkeit von der Umstellzeit (t_u) aus Hochdruckfüge- und Schweißversuchen an PA6 in Stumpfanordnung; t_E: Erwärmzeit; Fügedruck = 1 N/mm²

t _u [s]	KW-Strahler		MW-Strahler	
	t _E = 25 s		t _E = 30 s	
	L ₀ [mm]	s _F [mm]	L ₀ [mm]	s _F [mm]
1,5	0,83 ± 0,02	1,63 ± 0,04	0,96 ± 0,02	1,57 ± 0,14
3	0,80 ± 0,03	1,54 ± 0,06	0,93 ± 0,02	1,45 ± 0,11
5	0,80 ± 0,03	1,50 ± 0,10	0,84 ± 0,01	1,41 ± 0,08
7	0,78 ± 0,06	1,38 ± 0,03	0,82 ± 0,02	1,30 ± 0,05

3.5 Aufschmelz- und Schweißversuchsdurchführung – Überlappanordnung

3.5.1 Plattenprobekörper

Die Versuche erfolgen in der Schweißmaschine unter Nutzung der Aufnahmewerkzeuge aus Bild 3.7 und mit jeweils zwei KW- oder MW-Strahlern (Tabelle 3.7).

Die Aufschmelzversuche an Plattenprobekörpern (Bild 3.2) aus Organoblechen (Tabelle 3.3) werden unter Variation der Erwärmzeit, des Strahlerabstands und des IR-Strahlers durchgeführt, um das Aufschmelzverhalten und den Zeitpunkt des Rauchbeginns zu ermitteln. Bild 3.17 links stellt dies

schematisch dar. Je Parameterkombination erfolgen mindestens 3 Messungen der Erwärmzeit bis zum Rauchbeginn.

Weiterhin erfolgen Hochdruckfügeversuche (Bild 3.17 rechts). Die Überlappfläche ($25 \times 15 \text{ mm}^2$) eines Plattenprobekörpers wird hierfür mit einem definierten Strahlerabstand und einer definierten Erwärmzeit aufgeschmolzen und anschließend mit einem Druck von 4 N/mm^2 gegen eine kalte Duroplastplatte gepresst. Der zurückgelegte Weg wird mit dem Laserwegmesssystem in der Schweißmaschine gemessen (Bild 3.4) und im Folgenden als Hochdruckfügeweg bezeichnet. Aufgrund der Verpressung von Schmelze und der Verschiebung von Fasern im aufgeschmolzenen Bereich, entspricht der Hochdruckfügeweg nicht der reinen Schmelzeschichtdicke. Je Parameterkombination erfolgen mindestens 3 Hochdruckfügeversuche. Tabelle 3.17 zeigt die Parameterbereiche der Aufschmelz- und Hochdruckfügeversuche.

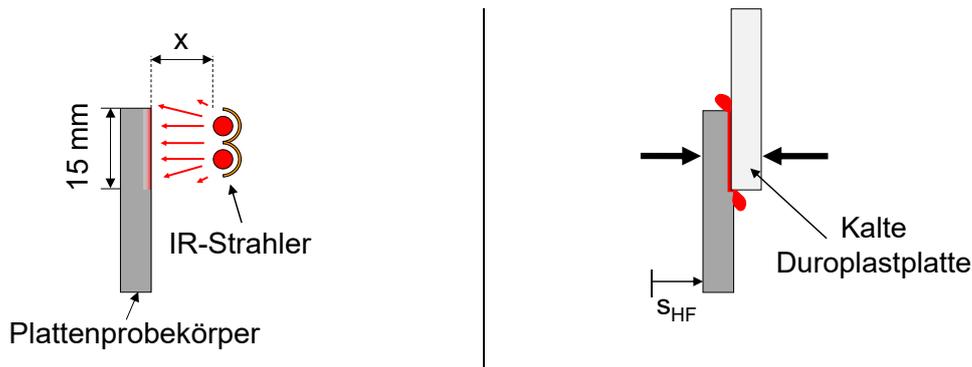


Bild 3.17: Schematische Darstellung des Aufschmelzversuchs (links) und Hochdruckfügeversuchs (rechts) an Plattenprobekörpern aus Organoblechen in Überlappanordnung in der Seitenansicht; x : Strahlerabstand; s_{HF} : Hochdruckfügeweg

Tabelle 3.17: Parameterbereiche für die Aufschmelz- und Hochdruckfügeversuche an Organoblechplattenprobekörpern

Parameter	Kurzzeichen	Einheit	KW-Strahler	MW-Strahler
Strahlerabstand	x	mm	20, 30	3, 5
Erwärmzeit	t_E	s	8–50	12–60

Die Schweißversuche an den Organoblechplattenprobekörpern erfolgen nach Festlegung von Strahlerabstands-Erwärmzeit-Kombinationen durch die Aufschmelzversuche. Die Parameterbereiche für die Schweißversuche fasst Tabelle 3.18 zusammen. Nach der Erwärmung der Überlappflächen zweier Probekörper mit zwei IR-Strahlern bei einem definierten Strahlerabstand für eine definierte Erwärmzeit (Bild 3.18 oben links) werden die Fügeteile druckgeregelt gefügt (Bild 3.18 oben rechts). Die Überlapplänge beträgt 15 mm (Bild 3.18 unten).

Tabelle 3.18: Parameterbereiche für die Schweißversuche an Organoblechplattenprobekörpern

Parameter	Kurzzeichen	Einheit	KW-Strahler	MW-Strahler
Strahlerabstand	x	mm	20, 30	3
Strahlerleistung	SL	%	100	
Erwärmzeit	t_E	s	12–25	15–30
Umstellzeit	t_U	s	1,5	
Fügedruck	p_F	N/mm^2	0,5–6	
Füge- und Abkühlzeit	t_K	s	60	

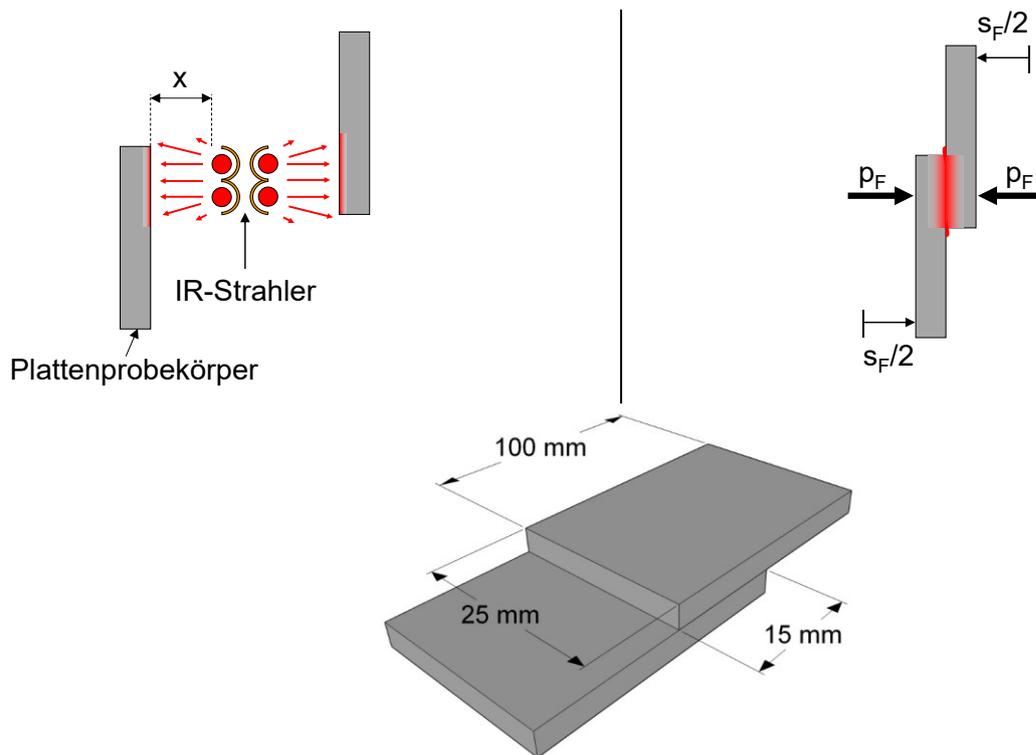


Bild 3.18: Schematische Darstellung der Erwärmphase (oben links) sowie Füge- und Abkühlphase (oben rechts) beim Überlappschweißen von Plattenprobekörpern aus Organoblechen; schematische Darstellung einer überlappenden Schweißung aus Organoblechplattenprobekörpern (unten); x : Strahlerabstand; p_F : Fügedruck; s_F : Fügweg

3.5.2 Halbschalen

Aus Organoblechhalbschalen werden mittels IR-Schweißen Hohlkörper hergestellt (Bild 3.19).

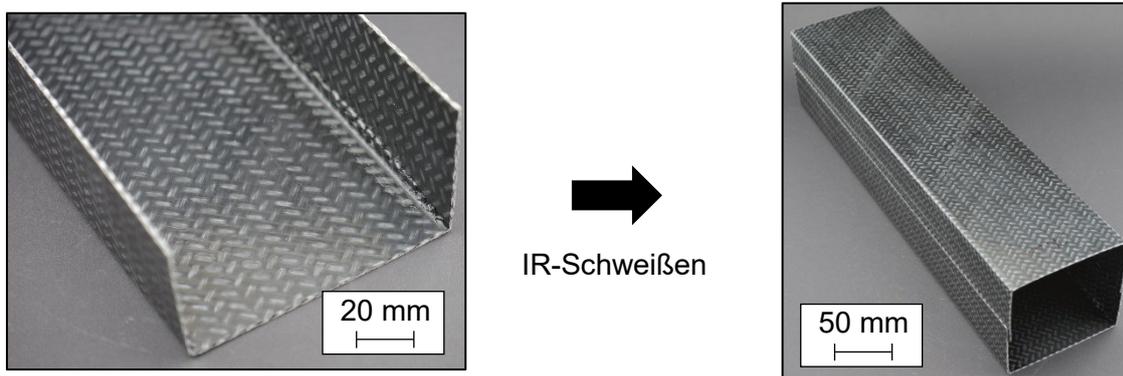


Bild 3.19: Organoblechhalbschale (links) und mittels Infrarotschweißen hergestellter Organoblechhohlkörper mit Überlappverbindungen (rechts)

Die Versuche erfolgen in der Schweißmaschine unter Nutzung der Halbschalenaufnahmewerkzeuge (Bild 3.8) und mit jeweils vier KW- oder MW-Strahlern (Tabelle 3.7) zur Erwärmung der Überlappflächen. Im Unterschied zu den Schweißversuchen an Plattenprobekörpern, werden beim Schweißen der Halbschalen die Maschinenschlitten, auf denen die Halbschalenaufnahmewerkzeuge montiert sind, weggesteuert verfahren. Auf diese Weise wird eine Überlapplänge von 15 mm sichergestellt.

Die Schenkelwinkel der Halbschalen im starren Halbschalenaufnahmewerkzeug liegen bei 95° , während die Schenkelwinkel im beweglichen Werkzeug zwischen 95 und 105° variiert werden (Bild 3.20).



Bild 3.20: Schematische Profilansicht der Organoblechhalbschale mit Schenkelwinkel α

Zwei Verfahrensvarianten auf Basis der IR-Schweißtechnologie zur Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit entwickelt. Die Verfahren unterscheiden sich hinsichtlich der Fügedruckaufbringung.

Fügedruckaufbringung mittels elastischer Vorspannung

Zur Abschätzung des Fügedrucks durch die elastische Vorspannung der Halbschalen p_{F-EV} , erfolgt die Bestimmung der Rückverformungskräfte an Halbschalensegmenten bei Raumtemperatur und nach IR-Erwärmung der Überlappflächen. Hierfür werden Halbschalensegmente mit einer Länge von 25 mm und Schenkelwinkeln α von 95 bis 105° durch einen Druckstempel fixiert (Bild 3.21 links). Die Fügebereiche mit einer Überlapplänge von 15 mm werden anschließend mit einer Aluminiumplatte, die mit einer Kraftmessdose verbunden ist, auf einen Schenkelwinkel von 90° gebracht, der auch im geschweißten Hohlkörper vorliegt (Bild 3.21 rechts). Die gemessene Kraft entspricht der Fügekraft F_{EV} , die im Schweißprozess zum Zeitpunkt der Fügedruckaufbringung anliegt. Für die Messungen werden eine Kraftmessdose des Typs U9B (2 kN) und der Messverstärker Spider 8 von der Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt eingesetzt.



Bild 3.21: Schematische Darstellung der Messung der Rückverformungskraft am Überlappbereich von Halbschalensegmenten; links: Fixierung des Halbschalensegments mit Druckstempel; rechts: Kraftaufbringung und -messung

Im Falle der Fügedruckaufbringung mittels elastischer Vorspannung im Schweißprozess, werden die Halbschalenüberlappbereiche mit einer Fläche von jeweils $15 \times 400 \text{ mm}^2$ (Überlapplänge \times Hohlkörperlänge), zunächst mit den IR-Strahlern erwärmt (Bild 3.22 links). In der Umstellphase wird, mittels pneumatischer Vorspannelemente, eine elastische Vorspannung auf die Schenkel einer Halbschale aufgebracht. Anschließend wird eine Halbschale in die andere hineingefahren (Bild 3.22 Mitte). In der Fügephase werden die Vorspannelemente in ihre Ruheposition zurückgefahren (Bild 3.22 rechts). Der Fügedruck p_{F-EV} wird somit allein durch die Rückverformungskraft der Halbschalenschenkel auf die Überlappflächen aufgebracht. Tabelle 3.19 können die Schweißparameter entnommen werden.

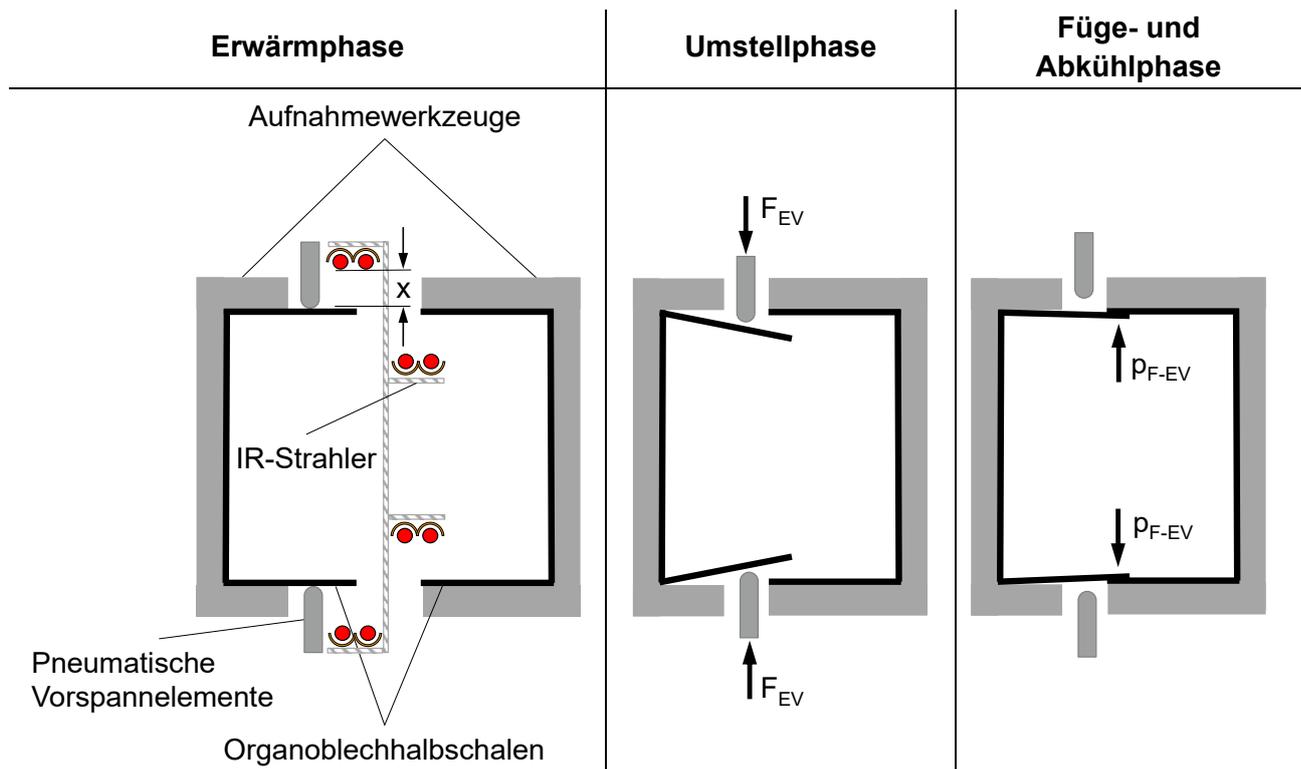


Bild 3.22: Draufsicht des schematischen Prozessablaufs beim überlappenden Infrarotschweißen von Organoblechhalbschalen mittels elastischer Vorspannung; links: Erwärmung der Überlappflächen mit einem Strahlerabstand x für eine Erwärmzeit t_E ; Mitte: Aufbringung einer elastischen Vorspannkraft F_{EV} auf eine Halbschale während der Umstellzeit; rechts: Fügedruckaufbringung p_{F-EV} durch die elastische Rückverformungskraft einer Organoblechhalbschale

Fügedruckaufbringung mittels Innendruck

Die Erwärmung bei der Fügedruckaufbringung mittels Innendruck (Bild 3.23 links) erfolgt analog zur Fügedruckaufbringung mit elastischer Vorspannung. In der Umstellphase wird jedoch zusätzlich ein Silikonballon zwischen die zu fügenden Halbschalen gefahren (Bild 3.23 Mitte). Über diesen wird ein Fügedruck p_{F-ID} mittels Druckluft auf die zu verbindenden Überlappbereiche aufgebracht (Bild 3.23 rechts). Der tatsächlich wirkende Fügedruck wird durch die elastische Rückverformungskraft der Halbschalen und die Rückstellkraft des Ballons beeinflusst. Aufgrund dessen entspricht ein Innendruck von z. B. 1 bar nicht exakt einem Fügedruck von $0,1 \text{ N/mm}^2$. In Tabelle 3.19 sind die Schweißparameterbereiche dargestellt.

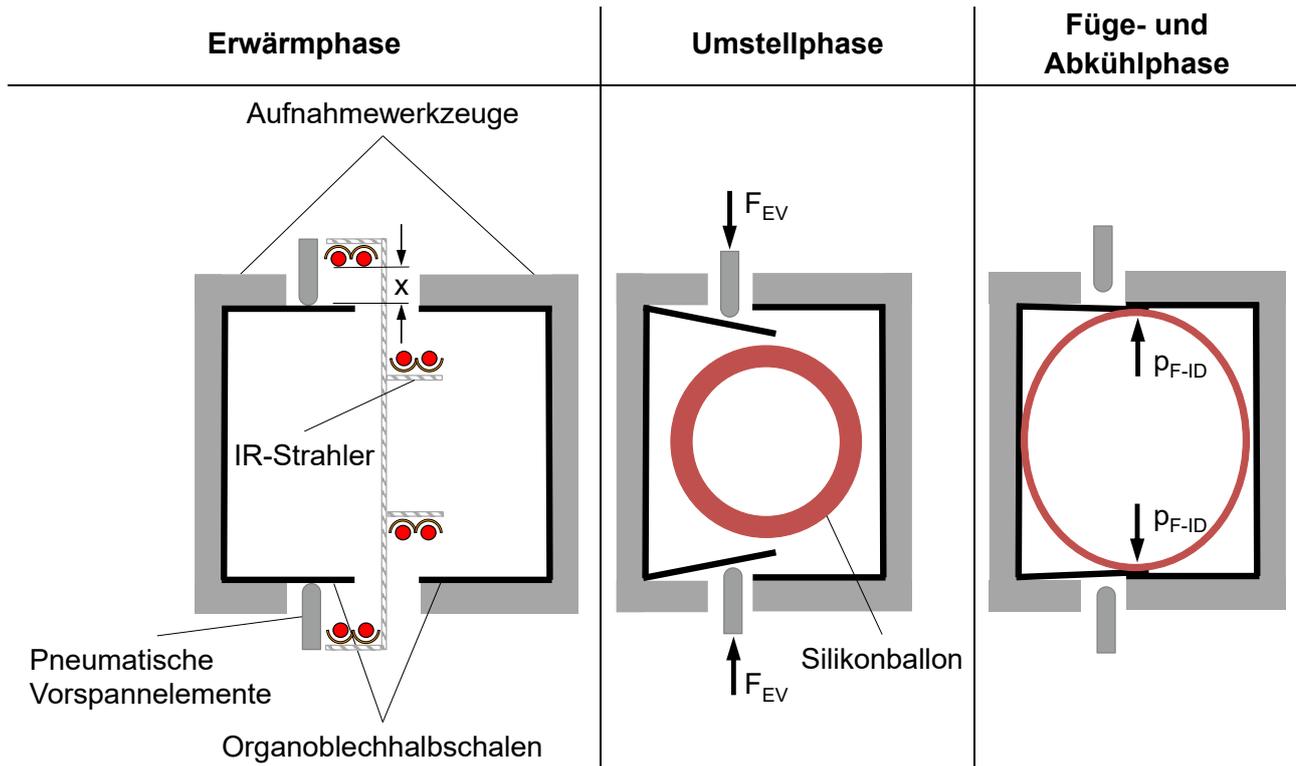


Bild 3.23: Draufsicht des schematischen Prozessablaufs beim überlappenden Infrarotschweißen von Organoblechhalbschalen mittels Innendruck; links: Erwärmung der Überlappflächen mit einem Strahlerabstand x für eine Erwärmzeit t_E ; Mitte: Aufbringung der elastischen Vorspannkraft F_{EV} auf eine Halbschale und Einfahren des Silikonballons; rechts: Fügedruckaufbringung p_{F-ID} durch Füllung des Silikonballons mit Druckluft

Tabelle 3.19: Parameterbereiche für die Schweißversuche an Organoblechhalbschalen bei Aufbringung des Fügedrucks mittels elastischer Vorspannung (EV) und mittels Innendruck (ID)

Parameter	Kurzzeichen	Einheit	KW-Strahler	MW-Strahler
Strahlerabstand	x	mm	25	5
Strahlerleistung	SL	%	100	
Erwärmzeit	t_E	s	10–17	10–20
Umstellzeit	t_U	s	EV: 2,5 / ID: 5	
Fügedruck durch Innendruck	p_{F-ID}	bar	0,5–2	
Füge- und Abkühlzeit	t_K	s	60	

4 Analyseverfahren

4.1 Temperaturmessungen

Die Temperaturen der Plattenprobekörper werden während der Untersuchungen in Stumpfanordnung mit Drahtthermoelementen des Typs K, Klasse 1 der Firma Electronic Sensor, Heilbronn gemessen. Die Thermolemente weisen einen Messtemperaturbereich von -50 bis $+650$ °C und einen Messspitzendurchmesser $< 0,5$ mm auf. Die Temperaturmesswerte werden mit dem Messverstärker Quantum MX840B der Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt aufgezeichnet. Aus Vorversuchen und der Literatur [LD16] ist bekannt, dass die Messspitzen der Thermolemente für korrekte Temperaturmessungen im Kunststoff liegen müssen. Um dies zu gewährleisten, werden Bohrungen an den Messstellen zwischen 1 und 4 mm hinter der Fügefläche eingebracht. In den Messstellen werden die Thermolemente platziert und mit etwas zusätzlichem Kunststoff, aus einem nicht erwärmten Bereich des Plattenprobekörpers, eingelötet. Die Fügeflächen werden mittig gekerbt, das Thermolement darin platziert und ebenfalls mit zusätzlichem Kunststoff eingelötet (Bild 4.1). Der Versatz der Thermolemente in Richtung der Fügeflächenbreite um jeweils 10 mm, dient dem ungestörten Wärmefluss im Probekörper während der IR-Erwärmung [Sch04].

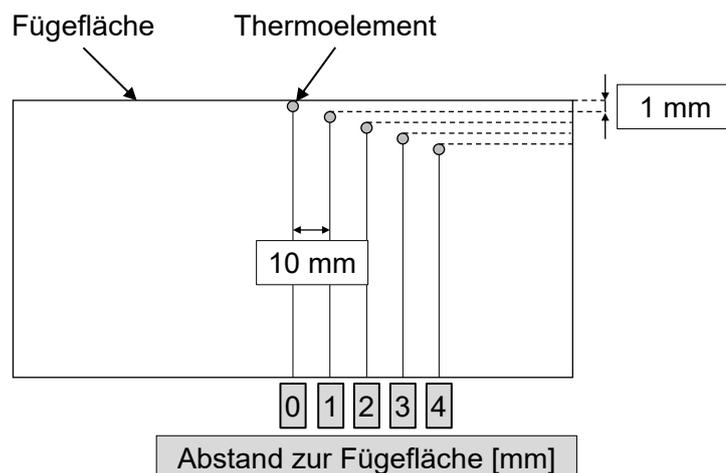


Bild 4.1: Schematische Darstellung der Draufsicht eines Plattenprobekörpers für Versuche in Stumpfanordnung mit eingelöteten Thermolementen

4.2 Thermische Analysen

4.2.1 Dynamische Differenzkalorimetrie

Die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) nach DIN EN ISO 11357-1 [NN10] wird genutzt, um die ungeschweißten Versuchswerkstoffe (Grundmaterial) und Schweißnähte sowie Schweißwülste (ausschließlich Stumpfanordnung) thermisch zu charakterisieren. Im Rahmen dieser Arbeit werden die Glasübergangstemperatur T_g , Kristallschmelztemperatur T_m und Schmelz- sowie Kristallisationsenthalpie ermittelt.

Zum Einsatz kommt das dynamische Wärmestromdifferenzkalorimeter Q2000 der Firma TA Instruments, New Castle (USA). Die Masse der DSC-Proben beträgt ca. 7–10 mg, die Heiz- und Kühlrate ist 10 K/min und die Messungen erfolgen in Stickstoffatmosphäre. Für die Versuche werden Einwegaluminiumtiegel mit gelochtem Deckel genutzt. Je Grundmaterial und je Schweißnahtbereich jedes Parametersatzes werden 3 bis 5 Messungen durchgeführt.

Die Präparation der Grundmaterialproben erfolgt mit einem Skalpell (Stumpfanordnung, Tabelle 3.1) und Seitenschneider (Überlappanordnung, Tabelle 3.3). Aus den Stumpfgeschweißungen werden Segmente mit Maßen von ca. $20 \times 20 \times 4 \text{ mm}^3$ entnommen (Bild 4.2 links). Aus diesen werden mit dem Mikrotom Hyrax M55 der Firma Carl Zeiss, Oberkochen Dünnschnitte mit einer Dicke von 0,2 mm präpariert. An der Schweißwulst, der Schweißnaht und dem Grundmaterial werden DSC-Messungen durchgeführt (Bild 4.2 rechts). Je DSC-Messreihe werden ca. 50–60 Dünnschnitte analysiert.

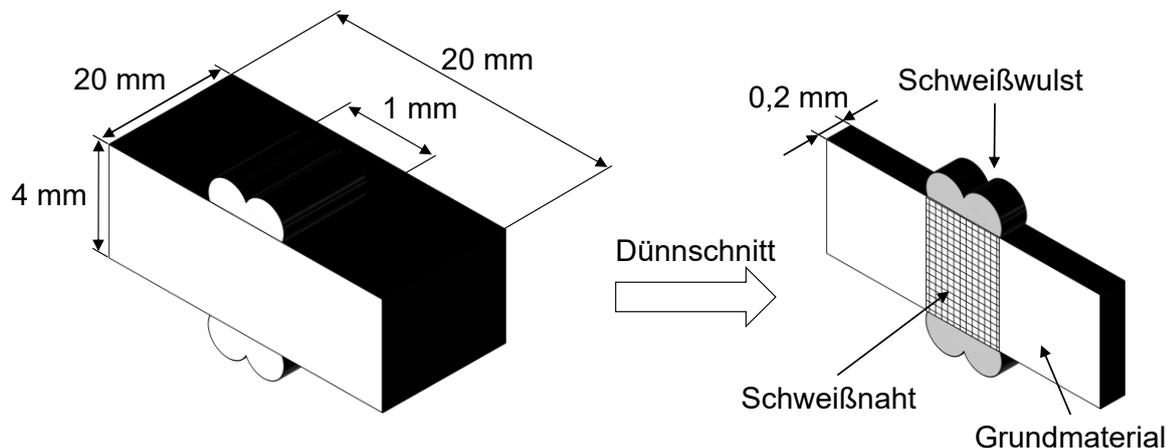


Bild 4.2: Schematische Darstellung eines Segments aus einer Plattenprobekörperschweißung in Stumpfanordnung (links) und eines Dünnschnitts mit DSC Messbereichen (rechts)

Es muss hervorgehoben werden, dass die Schweißnahtbereiche aus den Dünnschnitten nicht ausschließlich der Schweißnaht (Bild 4.2 rechts), sondern auch zu einem großen Teil dem Grundmaterial zuzuordnen sind. Begründen lässt sich das mit den hohen Fügweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnissen von ca. 0,9 (Tabelle 3.8, Tabelle 3.9 und Tabelle 3.10). Die gewählte Vorgehensweise stellt jedoch die einzige Möglichkeit dar, eine vergleichende DSC-Analyse der Schweißnähte mit einem vertretbaren Präparationsaufwand durchzuführen. Weiterhin ließe sich selbst bei einer Dünnschnittanfertigung vom Grundmaterial in die Schweißnaht nicht sicherstellen, dass ausschließlich der Schweißnahtbereich entnommen wird.

4.2.2 Bestimmung der Oxidations-Induktionszeit

Die Bestimmung der isothermischen OIT nach DIN EN ISO 11357-6 [NN13c] dient der Ermittlung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung durch die IR-Erwärmung in Stumpfanordnung. Die OIT-Messungen erfolgen an Plattenprobekörpern aus den Aufschmelzversuchen (Bild 3.10 links) und an Schweißungen (Bild 3.11 rechts). Die Messungen werden ausschließlich an PP durchgeführt. An Proben aus PA6 wird keine OIT ermittelt. Aufgrund des undefinierten Abbaubeginns während der Messung, führen OIT-Analysen an PA zu keinen aussagekräftigen Ergebnissen [SKS08].

Die Bestimmung der OIT erfolgt ebenfalls mit dem dynamischen Wärmestromdifferenzkalorimeter Q2000 der Firma TA Instruments, New Castle (USA). Die Probenmasse beträgt ca. 8–10 mg. Die Proben werden in offenen Aluminiumtiegel platziert und mit einer Heizrate von 10 K/min auf eine Endtemperatur von 175 °C in Stickstoffatmosphäre erwärmt. Nach einer dreiminütigen isothermen Haltezeit, erfolgt eine Spülgasumschaltung auf Sauerstoff. Die ermittelte OIT entspricht der Zeit vom Spülgaswechsel bis zum Beginn der exothermen Oxidation des Kunststoffs. Zur Bestimmung der OIT aus den Messkurven wird jeweils der Onset bei einer Abweichung von 0,2 W/g des exothermen, spezifischen Wärmestroms von der Basislinie ausgewertet. Je Parametersatz erfolgt die Messung an 5 bis 8 Proben. In dieser Arbeit wird die isothermische OIT bestimmt, welche auch als statische

OIT bezeichnet wird, da sie höhere Auflösungen ermöglicht [ERT03] und eine Differenzierung unterschiedlicher Werkstoffbelastungszustände besser möglich ist [SA03, SRA06].

Aus den Aufschmelzproben und Schweißungen werden Segmente mit Maßen von ca. $20 \times 20 \times 4 \text{ mm}^3$ entnommen. Der Präparationsablauf für die Schweißnähte ist analog zu dem in Kapitel 4.2.1 beschriebenen Vorgehen und in Bild 4.2 dargestellt. Die Dünnschnitte aus den Aufschmelzproben mit Dicken von 0,2 mm werden unter Nutzung desselben Mikrotoms wie die Schweißnähte präpariert (Bild 4.3). Je Parametersatz werden aus ca. 30–40 Aufschmelzprobensegmenten Schnitte entnommen. Je nach Schmelzeschichtdicke werden aus den Segmenten wiederum 7 bis 9 Dünnschnitte präpariert, was zu einer Gesamtschnittanzahl je Parametersatz von ca. 200–350 führt.

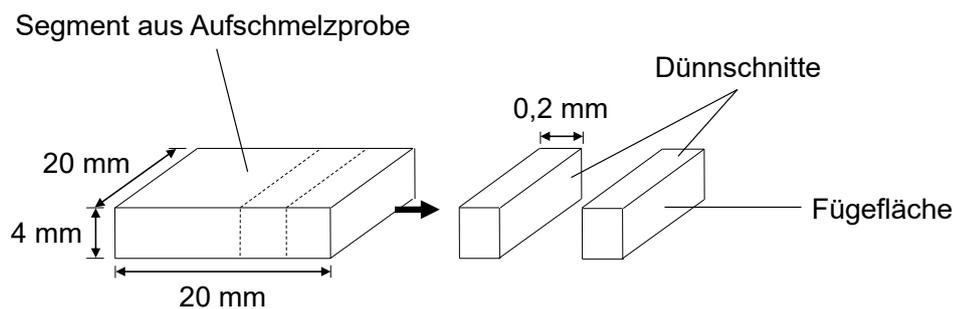


Bild 4.3: Schematische Darstellung der Dünnschnittentnahme aus einem Aufschmelzprobensegment zur Bestimmung der Oxidations-Induktionszeit

An allen Aufschmelzprobensegmenten (Bild 4.3) erfolgt die Bestimmung der OIT-Werte bis zu Abständen von der Fügefläche, ab denen keine Messwertänderung mehr feststellbar ist und die sich zudem außerhalb der erzeugten Schmelzeschichtdicke befinden. Dies stellt den Grundmaterialwert des spritzgegossenen Kunststoffes dar. Da die Grundmaterial OIT-Werte zwischen den Aufschmelzprobensegmenten jedoch von ca. 40 bis 100 min schwanken, wird zur besseren Vergleichbarkeit die normierte Darstellung gewählt. Der Wert 1 entspricht hierbei dem OIT-Wert des Grundmaterials der Probe. Als Grund für die hohen Schwankungen sind die geringe Probenmasse, die selbst eine leicht inhomogene Stabilisatorverteilung im Plattenprobekörper stark gewichtet, die hohe Empfindlichkeit der OIT-Werte gegenüber dem Stabilisatorabbau im Polymer und möglicherweise die Nutzung von zerkleinerten Dünnschnitten als Proben zu nennen. Obwohl beim Platzieren der Dünnschnitte im Tiegel auf eine flächige Überdeckung der Dünnschnittteilchen geachtet wird, kann dies zu einer hohen, schwer reproduzierbaren Angriffsfläche und einem nicht optimalen Wärmeübergang zwischen den Teilchen führen [ERT03].

Die OIT stellt ein relatives Maß der Beständigkeit gegen die oxidative Zersetzung eines stabilisierten Werkstoffs dar [NN13c] und ist eine bewährte Methode zur Bestimmung der thermisch-oxidativen Belastung von Kunststoffen [Pon00, ERT03]. Der negative Einfluss von Oxidation auf die molekulare Struktur und die mechanischen Eigenschaften von PP ist bereits seit den 1960er Jahren bekannt [OT65]. Als Grund hierfür wird in [OT65] die Kettenspaltung in den Tie-Molekülen in den interlamellaren Bereichen des Polymers genannt. Zudem wird in [OT65] gezeigt, dass die Vorschädigung durch Oxidation die Lebenszeit des Kunststoffes deutlich verkürzen kann.

4.2.3 Thermogravimetrie

An Proben mit einer Masse von 20–25 mg aus den Plattenprobekörpern für die Versuche in Stumpfanordnung (Bild 3.1), werden thermogravimetrische Analysen (TGA) nach DIN EN ISO 11358-1 [NN14] durchgeführt. Die Heizrate beträgt 10 K/min.

TGA in Stickstoffatmosphäre erfolgen zur Bestimmung des Rußgehalts. Weitere TGA werden in Sauerstoffatmosphäre zur Bestimmung der Temperaturen bei Zersetzungsbeginn T_{od} durchgeführt. Diese dienen der Ermittlung realitätsnaher Zersetzungstemperaturen des Kunststoffes während der IR-Erwärmung in Umgebungsluft im Schweißmaschinenraum.

4.2.4 Wärmeleitfähigkeitsmessung

Die Messung der Wärmeleitfähigkeit nach ASTM E1530 [NN19b] erfolgt mit dem Gerät DTC 300 von TA Instruments, New Castle (USA) ausschließlich an ungeschweißten Organoblechen für die Versuche in Überlappanordnung (Tabelle 3.3). Die Messungen dienen der Feststellung von Unterschieden der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Faserform und Faseranordnung in den Organoblechen.

Zylindrische Proben mit einem Durchmesser von je 50 mm werden für die Messungen aus den Organoblechen präpariert, beidseitig mit Wärmeleitpaste versehen und zwischen einer oberen und unteren Heizplatte im Messgerät platziert. Die Heizplatten werden mit einer Temperaturdifferenz von 30 K betrieben. Auf diese wird ein axialer Wärmefluss innerhalb der Probe erzeugt und die innerhalb der Probe entstehende Temperaturdifferenz gemessen, mit welcher die Wärmeleitfähigkeit auf Grundlage des Fourier-Gesetzes berechnet wird. Je Messtemperatur und Versuchswerkstoff wird die Wärmeleitfähigkeit dreimal bestimmt. Der Messtemperaturbereich liegt zwischen 25 und 175 °C.

4.2.5 Glührückstandsbestimmung

Die Glührückstandsbestimmung nach DIN EN ISO 1172 [NN98], die auch als Kalzinierung oder Veraschung bezeichnet wird, erfolgt ausschließlich an Organoblechen (Tabelle 3.3).

Proben mit einer Masse zwischen 150 und 200 mg werden aus den Organoblechen entnommen und bei 650 °C für mindestens 8 h im Muffelofen M110 der Firma Heraeus, Hanau kalziniert. Die Versuche werden an 3 Proben je Versuchswerkstoff durchgeführt und dienen der Bestimmung der Faservolumenanteile (FVG) der ungeschweißten Organobleche sowie überlappenden Schweißnähte aus Plattenprobekörpern. Die Schweißnähte werden hierfür in fünf Messbereiche (1 bis 4 und Wulst) aufgeteilt (Bild 4.4). Die Glührückstandsbestimmung ermöglicht die Messung der gesamten Probenmasse der Messbereiche. Die TGA wird, trotz der höheren Messwertgenauigkeit, nicht zur Messung der FVG eingesetzt, da mit ihr nicht die gesamte Probenmasse der Messbereiche der Schweißnaht analysiert werden kann. Die Probenmassenbegrenzung erlaubt lediglich die Messung deutlich kleinerer Teilbereiche.

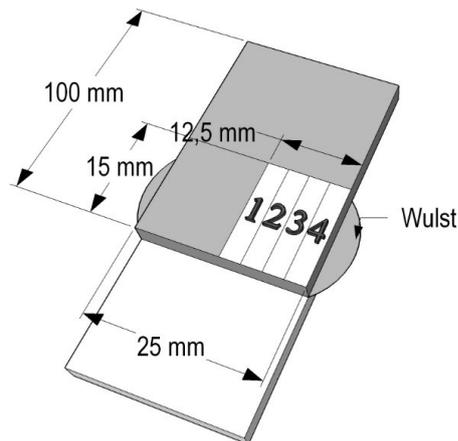


Bild 4.4: Schematische Darstellung einer Überlappschweißung aus Organoblechplattenprobekörpern mit Messbereichen zur Bestimmung der Faservolumengehalte

4.3 Rheologische Analysen

4.3.1 Rotationsrheometrie

Die komplexe Viskosität von PP und PA6 wird nach DIN 53019-1 [NN08] in Luft ermittelt. Hierfür wird das Rotationsrheometer AR2000ex der Firma TA Instruments, New Castle (USA) mit einem Platte-Platte System eingesetzt. Die Oszillationsversuche werden in Form eines Frequenz-Sweeps von 100 bis 0,1 Hz an zylindrischen Proben aus den Plattenprobekörpern mit einem Durchmesser von 25 mm durchgeführt. Die Messungen erfolgen bei Temperaturen zwischen 200 und 330 °C (PP) sowie 230 und 330 °C (PA6), wobei die Messtemperaturen auf Basis der Temperaturmesswerte während der IR-Erwärmung ausgewählt werden (Kapitel 4.1). Je Messtemperatur und Werkstoff erfolgen mindestens 3 Messungen.

4.3.2 Ubbelohde-Viskosimetrie

Die Ermittlung der VZ erfolgt nach DIN EN ISO 307 [NN13b] an PA6 und nach DIN EN ISO 1628-3 [NN10a] an PP zur Bestimmung der thermisch-oxidativen Belastung von Aufschmelzproben aus Plattenprobekörpern (Bild 3.1). Hierfür wird ein Ubbelohde-Viskosimeter (DIN) mit der Kapillare II für automatische Messungen mit Thermostat und Durchflusskühler der Firma Xylem Analytics, Mainz genutzt. Je Probe werden mindestens 2 Messungen durchgeführt, wobei das Messgerät automatisch 3 bis 4 Messungen je Messdurchgang ausführt. Die Messungen erfolgen an Dünnschnitten aus Aufschmelzproben (Bild 4.3) und den nicht erwärmten Plattenprobekörpern (Grundmaterial). Im Falle der normierten VZ-Darstellung stellt der Wert 1 den Grundmaterialwert dar.

Die Dünnschnitte aus PA6 werden mit einem Skalpell zerkleinert und bei Raumtemperatur unter Rühren in Schwefelsäure gelöst. Die resultierenden Polymerlösungen weisen eine Konzentration von 0,005 g/ml auf. Bei der Einwaage der Proben wird auch der Masterbatchanteil von 1 Gew.-% berücksichtigt, sodass die Einwaage, die in 50 ml Schwefelsäure gelöst wird, $252,5 \pm 0,2$ mg beträgt. An den Polymerlösungen wird die mittlere Durchlaufzeit mit konstantem Druck, durch das auf 25 °C temperierte Viskosimeter, gemessen.

Die PP-Dünnschnitte mit einer Masse von $55,35 \pm 0,2$ mg werden mit einem Skalpell zerkleinert und in 50 ml Decahydronaphthalin (auch als Decalin bekannt) gegeben, welches eine Temperatur von 20 °C aufweist. Bei dieser Einwaage findet der Masterbatchanteil ebenfalls Berücksichtigung. Zum Lösen der Dünnschnitte wird das Decalin unter Rühren auf 135 °C erwärmt. Anschließend wird die

mittlere Durchlaufzeit der Lösung durch das Viskosimeter gemessen. Das Viskosimeter befindet sich hierbei in einem Ölbad, das eine Temperatur von 135 °C aufweist.

Die VZ ist ein Maß für die mittlere Molmasse (auch molare Masse, Molekülmasse oder Molekulargewicht) des Polymers [NN13b]. Da Polymere hauptsächlich aus Makromolekülen mit einer bestimmten Molgewichtsverteilung und demnach unterschiedlichen Kettenlängen bestehen [Kai11], liefert die mittlere Molmasse auch Aussagen zur mittleren Kettenlänge und somit der Kettenspaltung der Makromoleküle [Pon00, PDE00]. In der vorliegenden Arbeit gilt die Schmelze als thermisch-oxidativ geschädigt, wenn die VZ-Werte des jeweiligen Dünnschnitts unterhalb derer des Grundmaterials liegen. Hierbei werden die arithmetischen Mittelwerte miteinander verglichen.

4.4 Mechanische Prüfungen

Der Kurzzeit-Zugversuch, Schlagbiegeversuch und Zeitstand-Zugversuch werden an Schweißungen in Stumpfanordnung und Plattenprobekörpern durchgeführt (Kapitel 4.4.1, 4.4.2 und 4.4.3). Bei Anwendung der Prüfverfahren wird darauf geachtet, dass Proben aus den gleichen Schweißnahtbereichen miteinander verglichen werden (Bild 4.5). Lediglich im Kurzzeit-Zugversuch werden Proben über die gesamte Schweißnahtbreite geprüft. Die Randbereiche werden nicht geprüft.

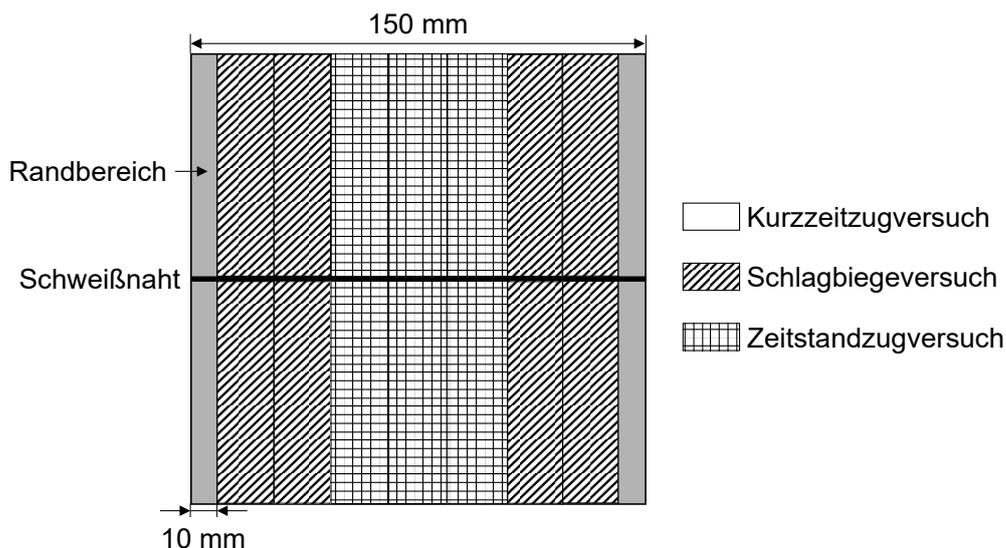


Bild 4.5: Entnahmestellen für die mechanischen Prüfungen an Stumpfschweißungen

Der Zugscherversuch wird ausschließlich an überlappend geschweißten Organoblechen aus Plattenprobekörpern und Hohlkörpern durchgeführt (Kapitel 4.4.5). An den ungeschweißten Organoblechen wird die interlaminare Scherfestigkeit als Vergleichswert für die Zugscherfestigkeit ermittelt (Kapitel 4.4.4).

4.4.1 Kurzzeit-Zugversuch

Der Kurzzeit-Zugversuch wird an Prüflingen aus stumpfgeschweißten und ungeschweißten Plattenprobekörpern in Anlehnung an DVS 2203-2 [NN16d] an der Universalprüfmaschine Z250 von ZwickRoell, Ulm durchgeführt. Er dient der Bestimmung der kurzzeitmechanischen Schweißnaht- und Grundmaterialeigenschaften unter Zugbelastung. Hierbei werden die Zugkraft mittels eines 10 kN Kraftaufnehmers und der Traversenweg aufgezeichnet. Die Breite und Dicke jeder Probe

(ohne Schweißwulst) werden zur Berechnung der Spannung und Festigkeit dokumentiert. Die Prüflinge werden mittels pneumatischer Probenhalter in der Prüfmaschine fixiert.

Aus den geschweißten Plattenprobekörpern werden 15 mm breite Zugproben spanend entnommen und im Anschluss an den Schnittkanten entgratet. Die Schweißwulst wird nicht entfernt. Die beidseitigen Randbereiche der Schweißung mit einer Breite von jeweils 10 mm werden nicht geprüft. Alle PP Schweißproben werden mit einer Lochkerbe (Durchmesser = 3 mm) versehen, um einen Bruch oder eine Einschnürung außerhalb der Schweißnaht zu verhindern (Bild 4.6).

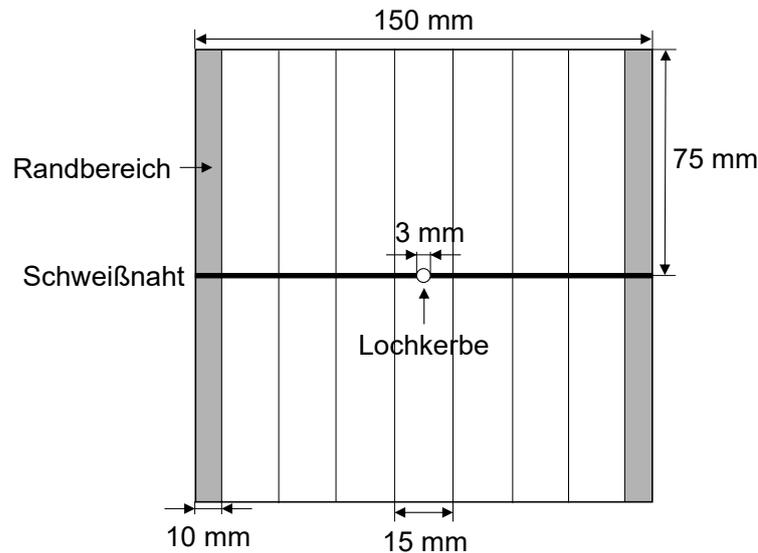


Bild 4.6: Schematische Darstellung geschweißter Plattenprobekörper in Stumpfanordnung mit Entnahmestellen der Proben für den Kurzzeit-Zugversuch

Je Schweißparametersatz werden mindestens 3 Schweißungen geprüft, was mindestens 21–24 Zugproben entspricht. Es werden ausschließlich Kennwerte von Schweißproben in die Auswertung aufgenommen, die in der Schweißnaht versagen. Je Grundmaterialwerkstoff werden 5 Schulterstäbe aus den Plattenprobekörpern präpariert und geprüft. Die Zugrichtung an Grundmaterial- und Schweißnahtproben ist identisch. Wird die Bruchdehnung normiert dargestellt, entspricht die Bruchdehnung des ungeschweißten Grundmaterials dem Wert 1. Tabelle 4.1 fasst die Prüfparameter zusammen.

Tabelle 4.1: Prüfparameter für den Kurzzeit-Zugversuch an stumpfgeschweißten und ungeschweißten Plattenprobekörpern

Parameter	Einheit	Werkstoff		
		PP	PA6	PA6-GF30
Einspannlänge – Schweißprobe	mm	80		
Einspannlänge – Grundmaterial	mm	55		
Vorspannkraft	N	10		
Prüfgeschwindigkeit	mm/min	20	10	

Die Zugfestigkeit σ_M und Bruchdehnung ε_B der Schweißproben und Grundmaterialproben im Kurzzeit-Zugversuch werden miteinander verglichen. σ_M entspricht bei den vorliegenden Kunststoffen der Streckspannung σ_Y . Sowohl σ_Y als auch ε_B sind dazu geeignet, den thermisch-oxidativen Kunststoffabbau nachzuweisen [Pon00, EP07], wobei sich ε_B empfindlicher gegenüber Alterungseffekten verhält [WT80, EP07] (Kapitel 2.4).

4.4.2 Schlagbiegeversuch

Der Schlagbiegeversuch erfolgt an Prüflingen aus stumpfgeschweißten und ungeschweißten Plattenprobekörpern aus PP und PA6 in Anlehnung an DIN EN ISO 179-2 [NN12a] und dient der Bestimmung der mechanischen Eigenschaften unter schlagartiger Biegebelastung. Die Prüfungen werden am instrumentierten Pendelschlagwerk des Typs HIT 25P der Firma Zwick/Roell, Ulm unter Nutzung eines Pendelhammers mit 25 J Arbeitsvermögen durchgeführt.

Die Proben aus PP werden bei Raumtemperatur geprüft. Die PA6 Prüflinge versagen bei Raumtemperatur nicht, daher werden diese bei ca. 0 °C geprüft. Erreicht wird die geringe Probentemperatur, analog zu den Ausführungen in Kapitel 3.4.3, durch eine Lagerung der Proben bei -18 °C für mindestens 24 h in der Tiefkühltruhe und ein anschließendes Konditionieren in Eiswasser für ca. 30 min. Die Prüflinge befinden sich während der Lagerung und Konditionierung in PE-HD Beuteln und werden erst unmittelbar vor der Prüfung daraus entnommen.

Die Probenbreite beträgt 10 mm, die Probenlänge 80 mm und die Probendicke entspricht mit 4 mm der Wanddicke der Versuchswerkstoffe. Die Stützweite der Widerlager liegt bei 62 mm. Die Wulst der Schlagbiegeproben aus den Schweißnähten wird entfernt. Zudem werden alle vier Probenseiten geschliffen. Beide Maßnahmen dienen der Minimierung des Einflusses der geometrischen Kerbe auf das Versagen der Proben unter Schlagbiegebelastung. Die Prüfung erfolgt schmalseitig.

Je Parametersatz werden 6–10 Proben aus 3 Schweißungen geprüft. Die Schlagkraft, die Durchbiegung und die Schlagarbeit werden aufgezeichnet und die Maße jedes Prüflings werden vor der Durchführung gemessen und dokumentiert. Die Prüfmaschine berechnet zudem die Charpy-Schlagzähigkeit nach Gleichung 4.1. Unter Berücksichtigung von DIN EN ISO 179-2 [NN12a] wird lediglich die Schlagzähigkeit von Proben berechnet, die versagen und bei denen die Geschwindigkeitsabnahme des Pendelhammers < 10 % ist. Die Schlagzähigkeit kann genutzt werden, um den thermisch-oxidativen Kunststoffabbau zu beurteilen [EP07] und ist nach [FS17] besser dafür geeignet als die Zugfestigkeit.

$$a_{cU} = \frac{W_c}{b \cdot h} \quad \text{Gleichung 4.1}$$

a_{cU} :	Charpy-Schlagzähigkeit
W_c :	verbrauchte Schlagarbeit
b :	Probenbreite
h :	Probenhöhe

4.4.3 Zeitstand-Zugversuch

Der Zeitstand-Zugversuch erfolgt ausschließlich an stumpfgeschweißten und ungeschweißten Plattenprobekörpern aus PP und wird in Anlehnung an DVS 2203-4 [NN16d] durchgeführt. Aufgrund der hygroskopischen Eigenschaften von PA6 und PA6-GF30 wird an diesen Werkstoffen kein Zeitstand-Zugversuch durchgeführt. Die Prüfung wird zur Beurteilung des Einflusses unterschiedlicher Erwärmbedingungen auf die langzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften eingesetzt.

Die Zeitstandzugproben weisen die gleichen Maße wie die Kurzzeit-Zugproben auf (Bild 4.6), Lochkerben werden hingegen nicht eingebracht. Ein Abtrag der Schweißwulst erfolgt nicht. Die Schnittkanten der Prüflinge werden entgratet und geschliffen, um eine kerbfreie Oberfläche sicherzustellen. Je Schweißparametersatz werden 3 Schweißungen geprüft. Aus dem mittleren

Bereich der Schweißungen werden Proben entnommen (Bild 4.5) und auf diese Weise 6 Proben je Parametersatz untersucht. Die Standzeiten am Grundmaterial werden an 6 Schulterstäben ermittelt.

Die Prüfung der Proben erfolgt in einem mit 2 %-ig wässriger Netzmittellösung (Arkopal N100) gefüllten Prüfbecken. Die Temperatur des Prüfmediums beträgt 95 °C. Das Medium wird während der gesamten Prüfung mit Umwälzpumpen durchmischt. Die Zeitstandproben werden zunächst für 2 h lastfrei im Prüfmedium konditioniert. Danach wird die Prüfspannung in Höhe von 4 N/mm² über einen Hebelarm, in Form einer ruhenden Zugkraft, aufgebracht und die Zeit bis zum Versagen der Probe gemessen. Dies erfolgt minutengenau mittels induktiver Näherungsschalter (Bruchsensoren) und Zeitschaltuhren. Bild 4.7 zeigt schematisch den Aufbau der Prüfeinrichtung.

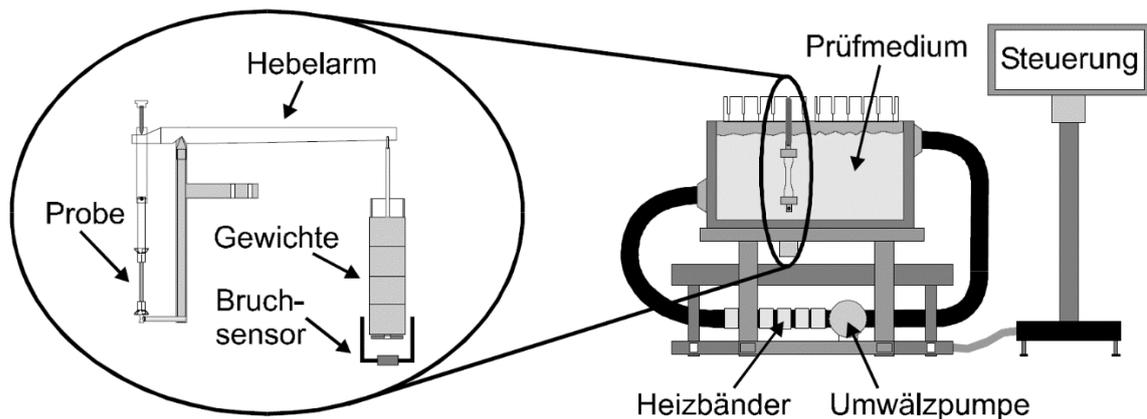


Bild 4.7: Schematische Darstellung des Aufbaus einer Prüfeinrichtung für den Zeitstand-Zugversuch [Ehr04]

Zur Realisierung kürzerer Standzeiten der Proben und folglich der Möglichkeit der Untersuchung einer erhöhten Anzahl an Schweißparametern, werden im Rahmen dieser Arbeit sowohl die Grundmaterial- als auch die Schweißproben ausschließlich mit einer Spannung von 4 N/mm² geprüft. Erreichen beide Probenarten identische Standzeiten, weisen die Schweißproben einen Zeitstandzug-Schweißfaktor von 1,0 nach DVS 2203-4 auf [NN16d]. Das Auftreten von Sprödbrüchen mit geringer Verformung ist an Grundmaterial- und an Schweißproben zu beobachten. Für die hohe Prüfspannung spricht weiterhin, dass keine Langzeitschweißfaktoren nach DVS 2203-4 [NN16d] ermittelt werden sollen, da in dieser Arbeit Serienschweißkunststoffe untersucht werden.

4.4.4 Bestimmung der interlaminaren Scherfestigkeit

An den ungeschweißten Organoblechen wird die ILS nach DIN 65148 [NN86] an der Universalprüfmaschine Z250 von ZwickRoell, Ulm ermittelt. Die Bestimmung der ILS erlaubt die Ermittlung einer scheinbaren Scherfestigkeit, welche die in der neutralen Faser vorliegende, maximale Schubspannung im Augenblick des ersten Versagens ist. Hierfür muss ein Schubversagen der Proben, näherungsweise in der neutralen Ebene, auftreten. Durch die Bestimmung der ILS wird der Widerstand gegen die interlaminare Scherbeanspruchung parallel zu den Lagen des Laminates ermittelt, welcher Aussagen über die Faser-Matrix-Anbindung liefert [GS15]. Die ILS eines ungeschweißten Organoblechs ist, ohne eine Veränderung des Laminataufbaus, nicht mit geschweißten Proben zu übertreffen [Rud00]. Daher dient die ILS in der vorliegenden Arbeit als Referenz und wird mit den Zugscherfestigkeiten der Schweißnähte aus Organobleche verglichen (Kapitel 4.4.5).

Die Maße der ILS Proben und der Prüfaufbau sind in Bild 4.8 dargestellt. Die Nuten im Prüfbereich werden eingebracht (Bild 4.8 links), um ein Schubversagen der Proben im Prüfbereich sicherzustellen. Dieser wird hierfür zusätzlich in einer Stützvorrichtung fixiert (Bild 4.8 rechts). Die Prüfung erfolgt mit einer Zuggeschwindigkeit von 10 mm/min. Je Werkstoff erfolgen 5 Versuche.

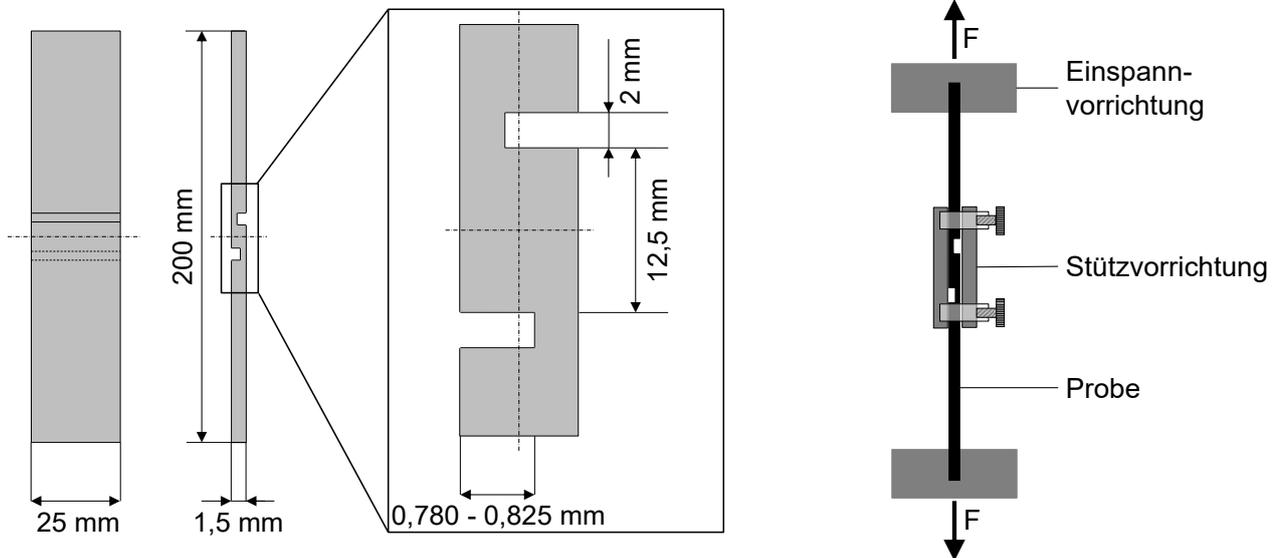


Bild 4.8: Schematische Darstellungen der Probenmaße (links) und des Prüfaufbaus (rechts) zur Bestimmung der interlaminaeren Scherfestigkeit an den Organoblechen

4.4.5 Zugscherversuch

An überlappenden Schweißungen aus Organoblechen wird der quasi-statische Zugscherversuch in Anlehnung an DIN EN 1465 [NN09] an der Universalprüfmaschine ZMART.PRO Z1464 der Firma ZwickRoell, Ulm durchgeführt. Aufgezeichnet werden die Kraft mittels eines 50 kN Kraftaufnehmers und der Traversenweg. Die Überlapplänge und Breite jeder Probe (ohne Schweißwulst) werden zur Berechnung der Spannung und Festigkeit dokumentiert. Die Prüflinge werden mittels pneumatischer Probenhalter in der Prüfmaschine fixiert.

Der Zugscherversuch erfolgt an Überlappverbindungen aus Plattenprobekörpern (Bild 3.18 unten) aber auch an Verbindungen aus Hohlkörpern (Bild 3.19 rechts). Die Zugscherproben aus den Hohlkörpern werden spanend aus der vorderen (V) und hinteren Schweißung (H) entnommen (Bild 4.9). Die Probenbreiten liegen bei 25 mm, sodass die Vergleichbarkeit zwischen den Ergebnissen an Plattenprobekörperschweißungen und Hohlkörperschweißungen sichergestellt ist. Ein Hohlkörper weist insgesamt ca. 30 Überlappschweißungen auf. Die Randbereiche mit Breiten von jeweils 12,5 mm werden nicht geprüft.

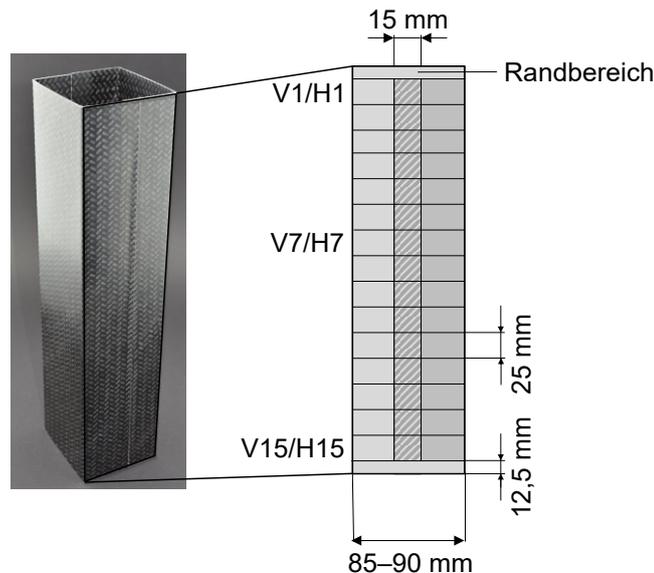


Bild 4.9 Hohlkörper (links) und schematische Darstellung der Entnahmebereiche der Zugscherproben aus der Schweißnaht (rechts)

Je Parametersatz werden 5 Schweißungen aus Plattenprobekörpern geprüft. Bei den Zugscherproben aus den Hohlkörpern wird ein Bauteil komplett geprüft (ca. 30 Proben). Aus weiteren zwei Hohlkörpern werden stichprobenartig Proben aus der Mitte und den äußeren Bereichen der Schweißnaht geprüft. Insgesamt ergibt sich so eine Probenanzahl von ca. 40 für einen Hohlkörperschweißparametersatz. Die Prüfparameter für den Zugscherversuch stellt Tabelle 4.2 dar.

Tabelle 4.2: Prüfparameter für den Zugscherversuch an überlappend geschweißten Organoblechen aus Plattenprobekörpern und Hohlkörpern

Parameter	Einheit	Schweißprobe aus	
		Plattenprobekörper	Hohlkörper
Einspannlänge	mm	100	40
Vorspannkraft	N	10	
Prüfgeschwindigkeit	mm/min	10	

4.5 Mikroskopische Analysen

Mit dem Mikrotom Hyrax M55 der Firma Carl Zeiss, Oberkochen werden 10 µm dicke Dünnschnitte aus den Querschnitten der Stumpfschweißnähte entnommen. Die Dünnschnitte werden durchlichtmikroskopisch unter Nutzung des Mikroskops BX51 der Firma Olympus, Tokio (Japan) in polarisiertem Licht mit einem Blaufilter analysiert. Die Schweißnahtanalyse erfolgt vor und nach der mechanischen Prüfung. Die mikroskopische Analyse der Stumpfschweißnähte dient primär der Visualisierung von Unterschieden in der Schweißnahtausbildung und im Bruchverhalten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen.

Das Auflicht- und Durchlichtmikroskop BX51 der Firma Olympus, Tokio (Japan) wird weiterhin zur Analyse von Überlappschweißnähten und Hochdruckfügeproben aus Organoblechen genutzt. Für die mikroskopische Analyse wird der zu mikroskopierende Bereich des Organoblechs mit einer Bandsäge entnommen (Bild 4.10 links) und in ein Harz-Härter-Gemisch eingebettet. Nach der Aushärtung und mehreren Schleif- und Poliergängen mit dem Gerät TegraPol-21 der Firma Struers,

Willich werden die Proben auflichtmikroskopisch im Hellfeld analysiert. Hierbei werden ausgewählte Proben mit der Aufnahmesoftware Streammotion von Olympus, Tokio (Japan) vermessen. Auf diese Weise wird z. B. die Matrixschichtdicke zwischen den Fügeteilen L_M in der Mitte und den Randbereichen der Überlappung ermittelt und der arithmetische Mittelwert gebildet (Bild 4.10 rechts). Auf den Begriff der Restschmelzeschichtdicke wird bei der Organoblechschweißnahtanalyse verzichtet, da mit auflichtmikroskopischen Aufnahmen nicht identifizierbar ist, wie hoch der Restschmelzeanteil an L_M ist.

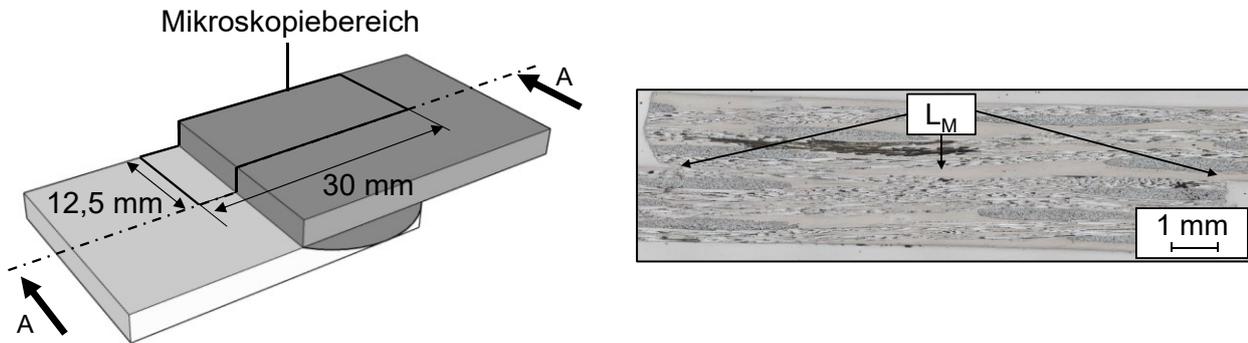


Bild 4.10: Schematische Darstellung einer Überlappschweißung aus Organoblechplattenprobekörpern mit Mikroskopiebereich (links) und auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahme einer Organoblechschweißnaht mit Messbereichen der Matrixschichtdicke zwischen den Fügeteilen L_M (rechts)

5 Ergebnisse zum Stumpfschweißen

5.1 Aufschmelzverhalten

Schmelzeschichtdicke

Die aus Hochdruckfügeversuchen resultierenden Schmelzeschichtdicke-Erwärmzeit-Kurven visualisieren Bild 5.1 und Bild 5.2. Zur Erreichung ähnlicher Schmelzeschichtdicken sind bei der Erwärmung von PP (Bild 5.1 links) strahlerübergreifend geringere Erwärmzeiten notwendig als bei der Erwärmung von PA6 (Bild 5.1 rechts). Dies deckt sich mit den in [FG11] dargestellten Schmelzeschichtdicke-Erwärmzeit-Kurven an schwarz eingefärbtem PP und PA66. Verglichen mit PP weist das PA6 eine hohe Kristallitschmelztemperatur auf (Tabelle 3.2). Das führt beim Erwärmen des PA6 zu einer Schmelzebildung bei höheren Fügeflächentemperaturen und damit zu einem späteren Aufschmelzbeginn. Die entgegengesetzt wirkende, geringere Schmelzenthalpie des PA6 im Vergleich zum PP (Tabelle 3.2), spielt in diesem Fall eine untergeordnete Rolle. Die mit KW- und MW-Strahlern sowie 100 % Strahlerleistung an PP erzeugten Schmelzeschichtdicken sind nahezu identisch (Bild 5.1 links). PA6 hingegen weist bei identischen Erwärmzeiten geringere Schmelzeschichtdicken bei der Erwärmung mit MW-Strahlern auf (Bild 5.1 rechts). Die geringere Emitteroberflächentemperatur des MW-Strahlers im Vergleich zum KW-Strahler (Tabelle 3.7) resultiert, trotz des vergleichsweise geringen Abstands zum Füge teil von 2 mm, in einer geringeren Strahlungsintensität auf der Fügefläche. Dies wiederum hat geringere Fügeflächentemperaturen zur Folge, die sich bei der Erwärmung des PA6 deutlicher als bei der Erwärmung des PP bemerkbar machen.

Die Erwärmung in Argonatmosphäre ändert die resultierenden Schmelzeschichtdicken in Abhängigkeit von der Erwärmzeit im Vergleich zur Erwärmung in Luft nicht. Die in Bild 5.1 dargestellten Werte für 100 % Strahlerleistung entsprechen demnach den Werten für die Erwärmung in Argonatmosphäre.

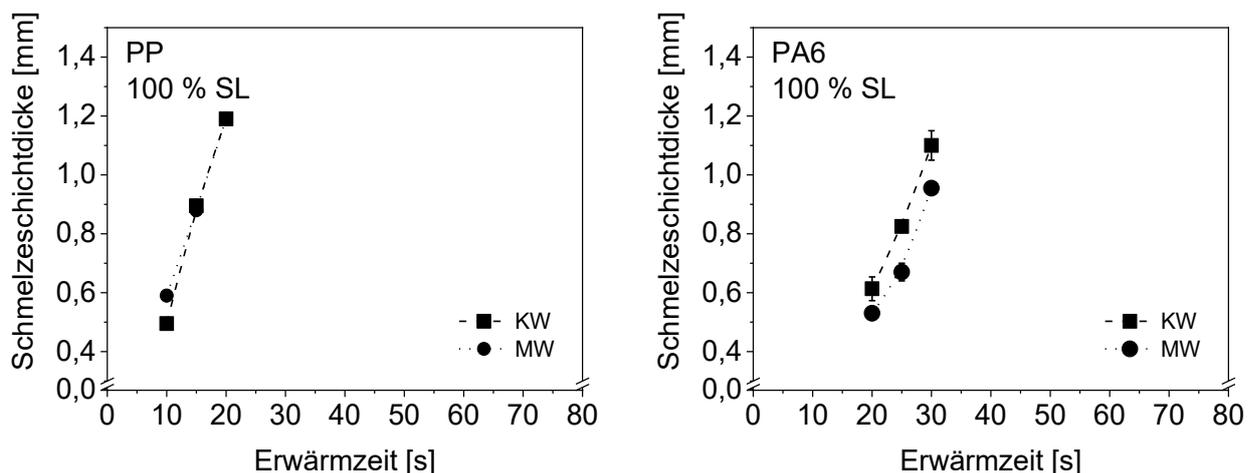


Bild 5.1: Schmelzeschichtdicke in Abhängigkeit von der Erwärmzeit für PP (links) sowie PA6 (rechts); Betrieb der IR-Strahler mit 100 % Strahlerleistung (100 % SL); IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm)

Je höher die Solltemperatur des Mantelthermoelements $T_{MTE\ Soll}$ bei Nutzung der ASLR ist, desto schneller erfolgt die Schmelzebildung (Bild 5.2). Auch bei Nutzung der ASLR werden höhere Erwärmzeiten für ähnliche Schmelzeschichtdicken bei der Erwärmung von PA6 (Bild 5.2 rechts) im Vergleich zu PP (Bild 5.2 links) benötigt. Zur Erreichung der gleichen Schmelzeschichtdicken wie mit 100 % Strahlerleistung sind werkstoffübergreifend höhere Erwärmzeiten erforderlich (Bild 5.2).

Diese können jedoch durch die Erhöhung der $T_{MTE\ Soll}$ auf 155 °C (PP, Bild 5.2 links) und 175 °C (PA6, Bild 5.2 rechts) auf das Niveau der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung gebracht werden.

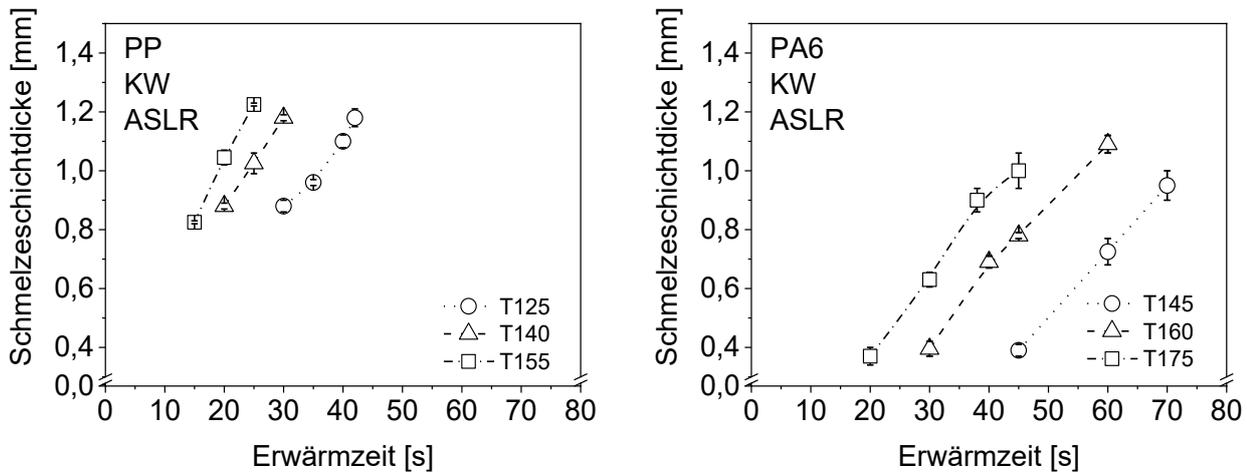


Bild 5.2: Schmelzeschichtdicke in Abhängigkeit von der Erwärmzeit für PP (links) sowie PA6 (rechts); Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung (ASLR); IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm); Solltemperatur des Mantelthermoelements von z. B. 125 °C als T125 angegeben

Rauchbildung

Die Erwärmzeiten bis zum Rauchbeginn aus den Aufschmelzversuchen in Abhängigkeit von dem genutzten IR-Strahler und den Strahlerleistungen sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Im Falle der Erwärmung von PP ist bei Nutzung der ASLR und $T_{MTE\ Soll}$ von 125 und 140 °C keine Rauchbildung sichtbar. Mit der überhöhten $T_{MTE\ Soll}$ (155 °C) beginnt die Rauchbildung nach nahezu identischen Erwärmzeiten wie bei der Erwärmung mit KW-Strahlern bei 100 % Leistung. Es muss angemerkt werden, dass die Rauchbildung beim Erwärmen unter Nutzung der ASLR weniger stark ausgeprägt ist als bei der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung. Beim PA6 ist lediglich bei der Erwärmung mit KW-Strahlern und 100 % Strahlerleistung eine Rauchbildung zu beobachten. Die Schaffung einer Argonatmosphäre in der Schweißmaschine ändert die Erwärmzeiten bis zum Rauchbeginn des Kunststoffs nicht und werden daher nicht in Tabelle 5.1 genannt.

Tabelle 5.1: Erwärmzeit bis Rauchbeginn bei der Erwärmung von PP und PA6 mit kurzwelligigen Quarzglasstrahlern (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelligen Metallfolienstrahlern (MW, Strahlerabstand = 2 mm); $T_{MTE\ Soll}$: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei ASLR

Werkstoff	IR-Strahler	Strahlerleistung [%]	$T_{MTE\ Soll}$ [°C]	Erwärmzeit bis Rauchbeginn [s]
PP	KW	100	-	10 ± 1
		ASLR	125	Nicht sichtbar
			140	Nicht sichtbar
			155	12 ± 1
	MW	100	-	11 ± 2
PA6	KW	100	-	12 ± 2
		ASLR	145	Nicht sichtbar
			160	Nicht sichtbar
			175	Nicht sichtbar
	MW	100	-	Nicht sichtbar

5.2 Temperaturentwicklung im Füge­teil während der Erwärmung

5.2.1 Konstante Infrarotstrahlerleistung

Die Erwärmung des PP mit dem MW-Strahler (Bild 5.3 unten links) führt in den ersten 10 s der Erwärmzeit zu höheren Füge­flächentemperaturen (0 mm Abstand zur Füge­fläche) als die Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 5.3 oben links). Das liefert die Begründung für die höhere Schmelzeschichtdicke nach einer Erwärmzeit von 10 s durch die Nutzung des MW-Strahlers (Bild 5.1 links). Da das PP einen vergleichsweise geringen Rußanteil von 0,5 Gew.-% aufweist (Tabelle 3.1), könnte die Strahlung im kurzwelligen Infrarotbereich, aufgrund der geringen Strahlungsabsorption der Makromoleküle, tiefer in den Werkstoff eindringen (Kapitel 2.2). Nach dem Erreichen der höchstmöglichen optischen Eindringtiefe könnte das Kunststoffvolumen deutlich schneller erwärmt werden, was den linearen Anstieg der Temperatur-Erwärmzeit-Kurve zwischen 10 und 30 s Erwärmzeit mit einer hohen Endtemperatur erklärt (Bild 5.3 oben links). Der degressive Verlauf der Füge­flächentemperatur bei Erwärmzeiten ≥ 10 s beim Erwärmen mit dem MW-Strahler (Bild 5.3 unten links) kann mit der Erhöhung der optischen Eindringtiefe der IR-Strahlung bei Temperaturen $> T_m$ begründet werden. Das Aufschmelzen der kristallinen Bereiche führt zu einer Auflösung der Sphärolithe, welche die Eindringtiefe der Strahlung in den Kunststoff verringern [Hei94]. Da sich charakteristische Absorptionsbanden von Kunststoffen im mittelwelligen Infrarotbereich befinden [Hei94] (Kapitel 2.2), findet bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler daher zunächst eine oberflächliche Absorption der Strahlung statt, die in einem schnellen Anstieg der Füge­flächentemperatur resultiert. Nach dem Erreichen von T_m und somit nach dem Auflösen der Sphärolithe, verlangsamt sich der Temperaturanstieg infolgedessen deutlich.

Auch in 1 mm Abstand zur Füge­fläche steigt bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler (Bild 5.3 unten links) die Temperatur bis zur Erreichung der T_m steiler an als bei der Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 5.3 oben links). Die Kurvensteigung nimmt bei Temperaturen $> T_m$ für die MW-Erwärmung ab, wohingegen die KW-Erwärmung zu einer Steigungszunahme in diesem Bereich führt. Die Gründe für dieses Verhalten entsprechen den für die Füge­flächentemperaturentwicklung genannten.

Die leicht verringerten Temperaturgradienten der Temperaturprofile bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler (Bild 5.3 unten rechts) im Vergleich zum KW-Strahler (Bild 5.3 oben rechts) bei Erwärmzeiten ≥ 20 s zwischen 0 und 1 mm sowie 1 und 2 mm Füge­flächenabstand, veranschaulichen das strahlerspezifisch unterschiedliche Erwärm- und Aufschmelzverhalten von PP.

Die Temperaturmesswerte zwischen 2 und 4 mm Füge­flächenabstand sind beim PP strahler­übergreifend ähnlich (Bild 5.3 links). Die Temperaturen im Füge­teil bei der Erwärmung des PP in Argonatmosphäre entsprechen den Temperaturen bei der Erwärmung in Umgebungsluft und werden aus diesem Grund nicht dargestellt.

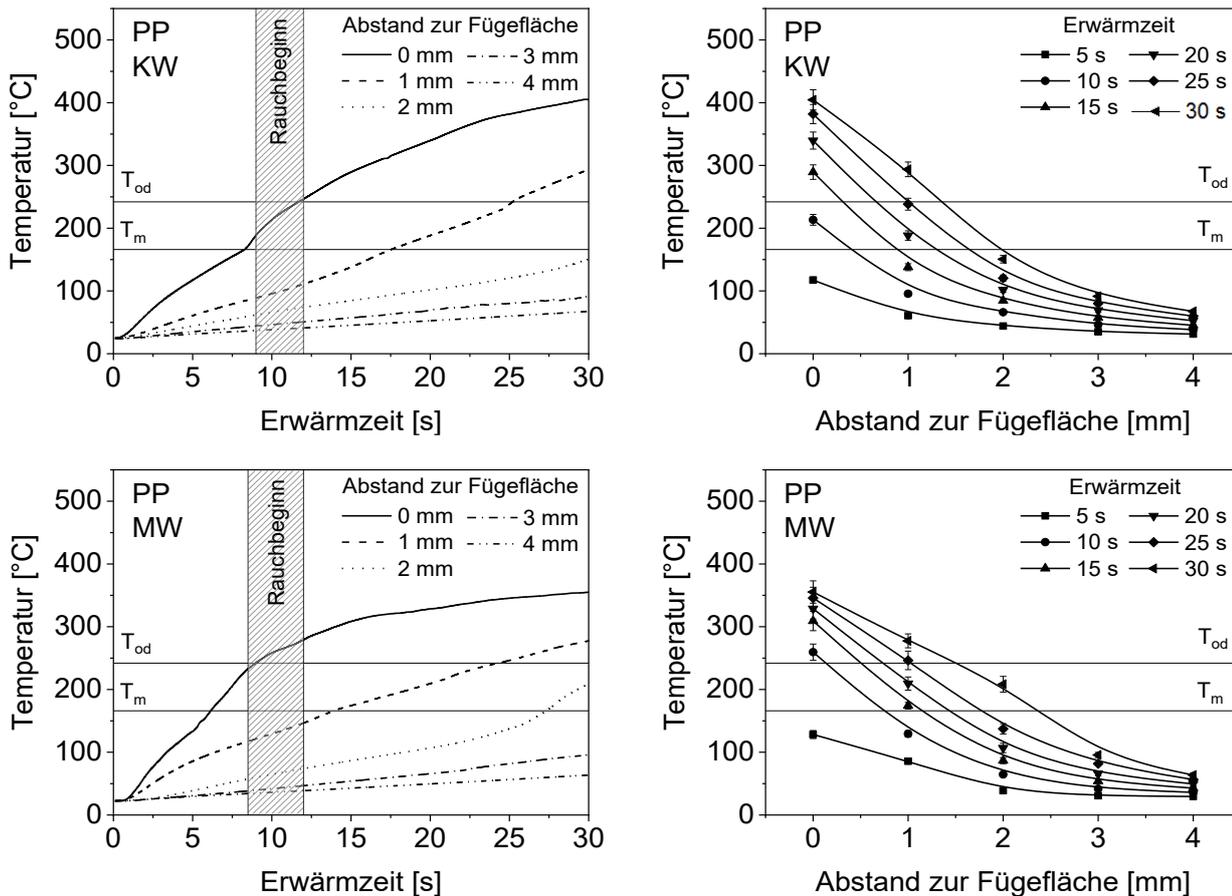


Bild 5.3: Temperatur des Fügeparts aus PP bei unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit (links) und Temperaturprofile bei unterschiedlichen Erwärmzeiten (rechts); IR-Strahler: kurzwellige Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwellige Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn; Rauchbeginn: gesamter Messwertbereich des Rauchbeginns

Die Temperaturentwicklung während der Erwärmung des PA6 mit dem KW-Strahler und MW-Strahler unterscheidet sich erheblich (Bild 5.4). Die höhere Flächenleistung und Emitteroberflächentemperatur des KW-Strahlers im Vergleich zum MW-Strahler (Tabelle 3.7) resultiert bei der Erwärmung des PA6 in höheren Temperaturen bei allen Fügeflächenabständen. Die resultierenden Temperaturen bei 0 und 1 mm Abstand zur Fügefläche bei der Erwärmung mit dem KW-Strahler fallen deutlich höher aus. Diese Beobachtung deckt sich mit den Schmelzeschichtdicke-Erwärmzeit-Verläufen (Bild 5.1 rechts). Die Temperaturgradienten zwischen Abständen zur Fügefläche von 0 und 2 mm, sind daher im Falle der Nutzung des KW-Strahlers (Bild 5.4 oben rechts) stärker ausgeprägt als bei Nutzung des MW-Strahlers (Bild 5.4 unten rechts). Auch die Temperaturen des PA6 in Argonatmosphäre entsprechen den Temperaturen bei der Erwärmung in Umgebungsluft und werden nicht dargestellt.

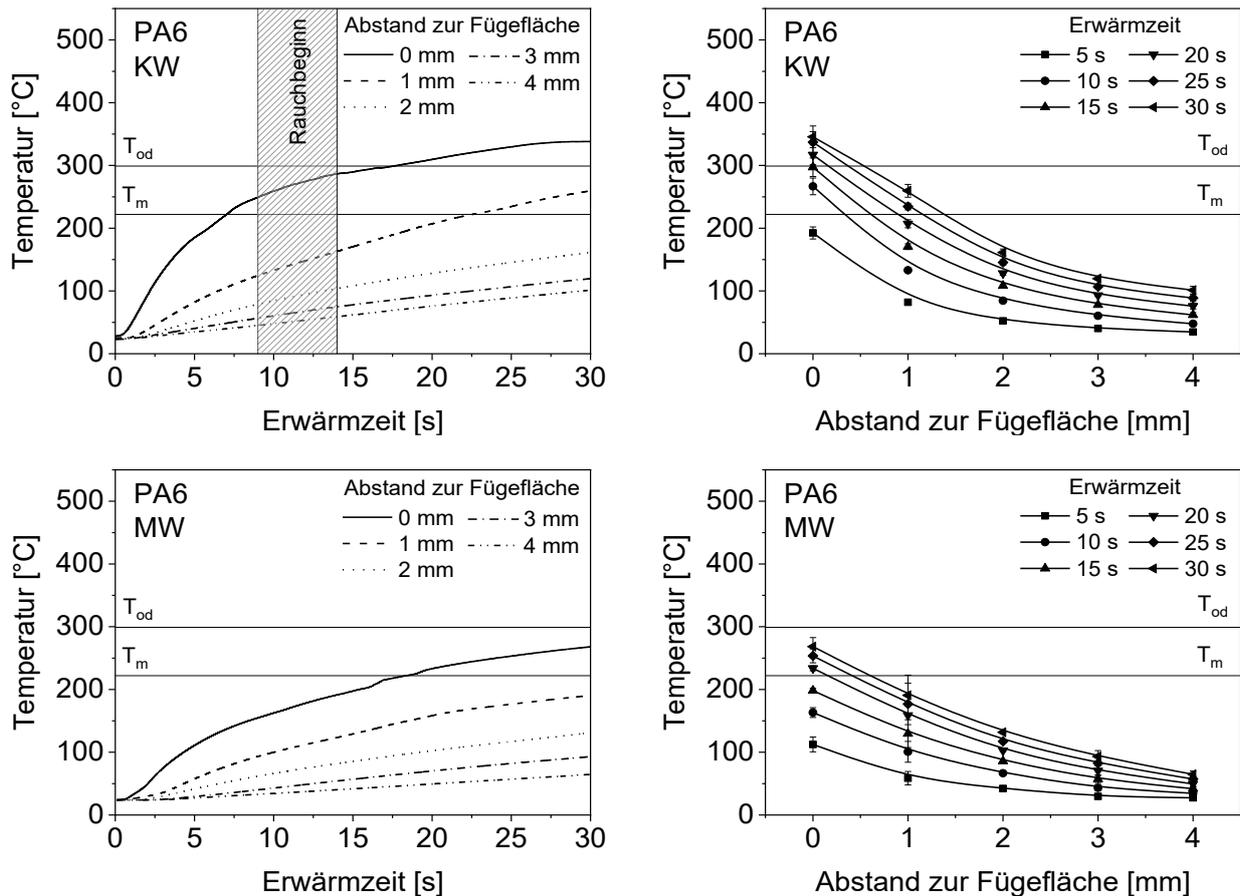


Bild 5.4: Temperatur des Fügeteils aus PA6 bei unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit (links) und Temperaturprofile bei unterschiedlichen Erwärmzeiten (rechts); IR-Strahler: kurzwellige Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwellige Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn; Rauchbeginn: gesamter Messwertbereich des Rauchbeginns

Der Rauchbeginn während der IR-Erwärmung ist in drei der vier Strahler-Werkstoff-Kombinationen nach Überschreiten von T_m und bis zur oder kurz nach Überschreiten der Temperatur bei Zersetzungsbeginn T_{od} sichtbar. Das PA6 zeigt keine Rauchbildung bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler. Obwohl die Temperaturen bei allen Kunststoffen im Erwärmzeitbereich des Rauchbeginns in der Nähe der T_{od} liegen, kann der sichtbare Rauchbeginn nicht exakt mit dem Zersetzungsbeginn des Kunststoffes in Sauerstoffatmosphäre aus den TGA Untersuchungen gleichgesetzt werden. Hierbei muss angemerkt werden, dass die Festlegung des Rauchbeginns eine subjektive Beobachtung darstellt und nicht auf messbaren Parametern beruht.

Weiterhin kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass das Rauchen nicht zwangsläufig zum Zeitpunkt des Erreichens der T_{od} auftreten muss, wenn eine verstärkte Volumenabsorption der Strahlung im Werkstoff auftritt. Die Gefahr der Rauchbildung nimmt demnach ab, je höher die optische Eindringtiefe der Strahlung in den Kunststoff ausfällt und je geringer der Temperaturgradient sowie je homogener die Wärmeverteilung in den ersten Millimetern der Fügeoberfläche während der Erwärmung sind. Bestätigt wird diese These durch die Temperaturmessungen an PA6. Die Erwärmung des PA6 mit dem MW-Strahler hat auch nach Erwärmzeiten ≥ 45 s keine Rauchbildung zur Folge, obwohl die Fügefläche Temperaturen im Bereich der T_{od} aufweist (Bild 5.5). Die Erwärmung mit dem KW-Strahler führt bereits ab Temperaturen, die ca. 30 K unterhalb der T_{od} liegen, zur ersten sichtbaren Rauchbildung. Im Erwärmzeitbereich des Rauchbeginns, fällt die Temperaturdifferenz zwischen den Temperatur-

Erwärmzeit-Kurven in 0 und 1 mm Abstand zur Fügefläche weitaus höher aus als bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler. Dies spricht für eine ausgeprägte Oberflächenabsorption der Strahlung im Füge teil.

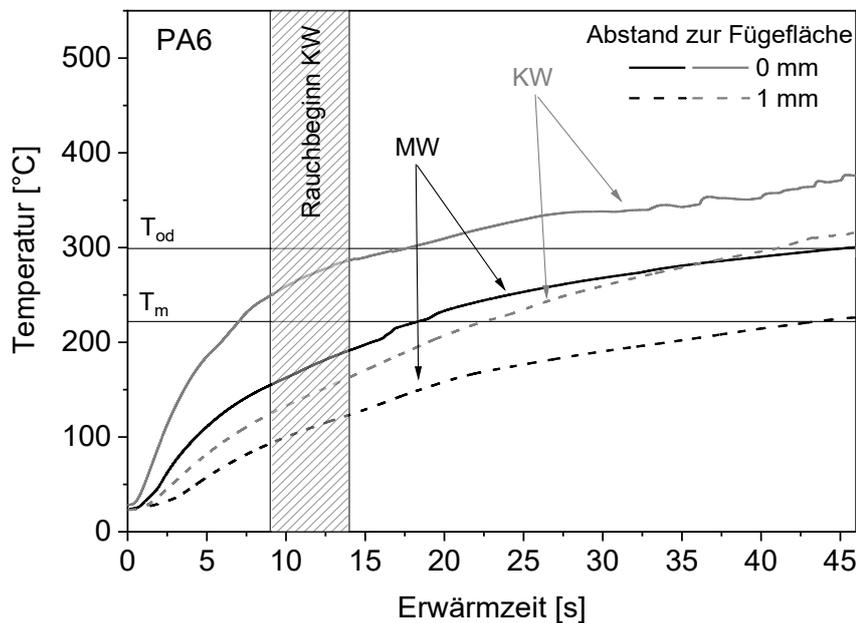


Bild 5.5: Temperatur des Füge teils aus PA6 bei unterschiedlichen Abständen zur Füge fläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn; Rauchbeginn: gesamter Messwertbereich des Rauchbeginns

5.2.2 Aktive Strahlerleistungsregelung

Kapitel 5.2.1 macht deutlich, dass insbesondere beim Einsatz des KW-Strahlers mit einer Strahlerleistung von 100 % ein Rauchen des Kunststoffes und damit die Zersetzung des bestrahlten Kunststoffes eintreten kann. Zur Vermeidung dieser Vorgänge wird in dieser Arbeit, neben dem Erwärmen und Schweißen in Argonatmosphäre, die ASLR genutzt (Kapitel 3.4.1).

Die IR-Strahlerleistungen in Abhängigkeit von der Erwärmzeit zeigen, dass die Strahler länger mit 100 % Strahlerleistung betrieben werden, je höher die gewählte $T_{MTE\ Soll}$ ist (Bild 5.6). Des Weiteren wird anhand von Bild 5.6 deutlich, dass die mittlere IR-Strahlerleistung nach Beginn des Regelungsprozesses und dem Ende der Einschwingphase mit steigender $T_{MTE\ Soll}$ zunimmt. Die $T_{MTE\ Soll}$ werden nach dem Erreichen mit Abweichungen von ca. ± 1 K durch das Regelsystem konstant gehalten. Die mittleren IR-Strahlerleistungen befinden sich je nach $T_{MTE\ Soll}$ zwischen ca. 25 und 55%. Dies bedeutet, dass der KW-Strahler in der Regelungsphase der Erwärmzeit, aufgrund der verringerten Emitteroberflächentemperatur, hauptsächlich mittel- bis langwellige Infrarotstrahlung emittiert. Weiterhin fällt auf, dass bei geringen $T_{MTE\ Soll}$ (z. B. 125 °C) die Einschwingphase zu Beginn der Leistungsregelung mit deutlich stärkeren Leistungsschwankungen verbunden ist als bei hohen $T_{MTE\ Soll}$ (z. B. 175 °C). Das Regelsystem strebt eine möglichst schnelle Erreichung der $T_{MTE\ Soll}$ an und hält daher die Strahlerleistung bis kurz vor dem Erreichen der $T_{MTE\ Soll}$ bei 100 %. Dies resultiert in einer starken Leistungsverringerung kurz vor $T_{MTE\ Soll}$, um diese nicht zu überschreiten.

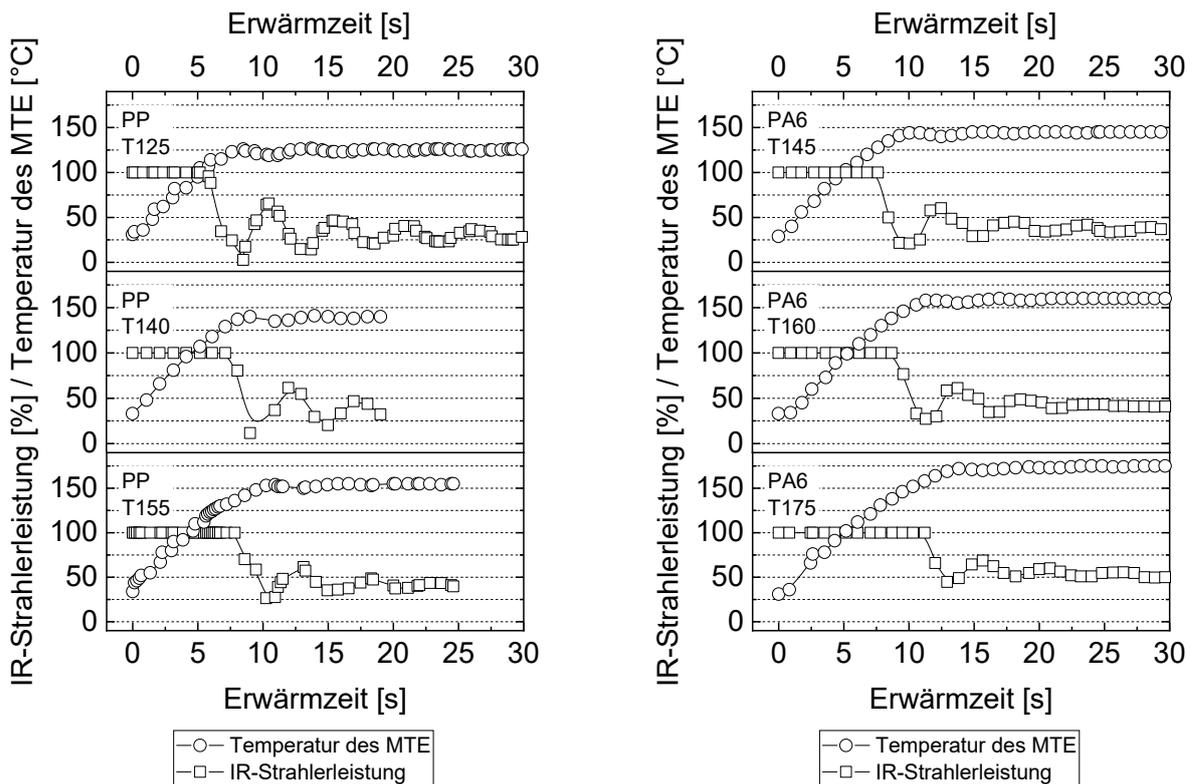


Bild 5.6: Infrarotstrahlerleistung und Temperatur des Mantelthermoelements (MTE) in Abhängigkeit von der Erwärmzeit für PP (links) und PA6 (rechts) unter Nutzung der aktiven Strahlerleistungsregelung (ASLR); IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); Solltemperatur des Mantelthermoelements von z. B. 125 °C als T125 angegeben

Der Beginn der Regelung der Strahlerleistung ist durch eine deutlich sichtbare Steigungsabnahme der Temperatur-Erwärmzeit-Kurven, anhand der Temperatur-Erwärmzeit-Kurven unter Nutzung der ASLR für PP (Bild 5.7 links) und PA6 (Bild 5.8 links) zu erkennen. Die Temperaturen zeigen, dass die ASLR eine Erwärmung mit geringeren Kunststofftemperaturen, als die Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung (Bild 5.3 und Bild 5.4) ermöglicht. Anschaulich stellen dies die Temperaturprofile dar (Bild 5.7 rechts und Bild 5.8 rechts). Insbesondere zwischen Fügeflächenabständen von 0 und 1 mm weisen diese geringere Steigungen auf als bei der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung (Bild 5.3 rechts und Bild 5.4 rechts). Angemerkt werden muss jedoch, dass die Kunststofftemperaturen auch nach Beginn der Strahlerleistungsregelung steigen. Das MTE weist zwar aufgrund der schwarzen Einfärbung ein ähnliches Absorptionsverhalten wie die bestrahlten Kunststoffe auf, besitzt aber, da es aus einer Nickel-Chrom-Eisen Legierung besteht, eine um ein vielfaches höhere Wärmeleitfähigkeit als PP und PA6 [CH08]. Dies hat in der Messstelle des MTE eine deutlich homogenere Temperaturverteilung als im erwärmten Kunststoff zur Folge, die wiederum in einer für den Kunststoff leicht erhöhten Strahlerleistung in der Regelungsphase und damit in einem Temperaturanstieg resultiert.

Die Temperaturen in Abhängigkeit von der Erwärmzeit liegen für fast alle Parametersätze unterhalb der T_{od} . Die einzige Ausnahme bildet die Erwärmung von PP mit einer $T_{MTE\ Soll}$ von 155 °C (Bild 5.7 unten links). Die Differenz zwischen der Temperatur an der Fügefläche und in 1 mm Abstand zur Fügefläche ist zudem vergleichsweise hoch. Dies spricht für eine ausgeprägte Oberflächenabsorption der Strahlung und resultiert in einer inhomogenen Temperaturverteilung im ersten Millimeter des Fügeteils sowie in der Rauchbildung während der Erwärmung.

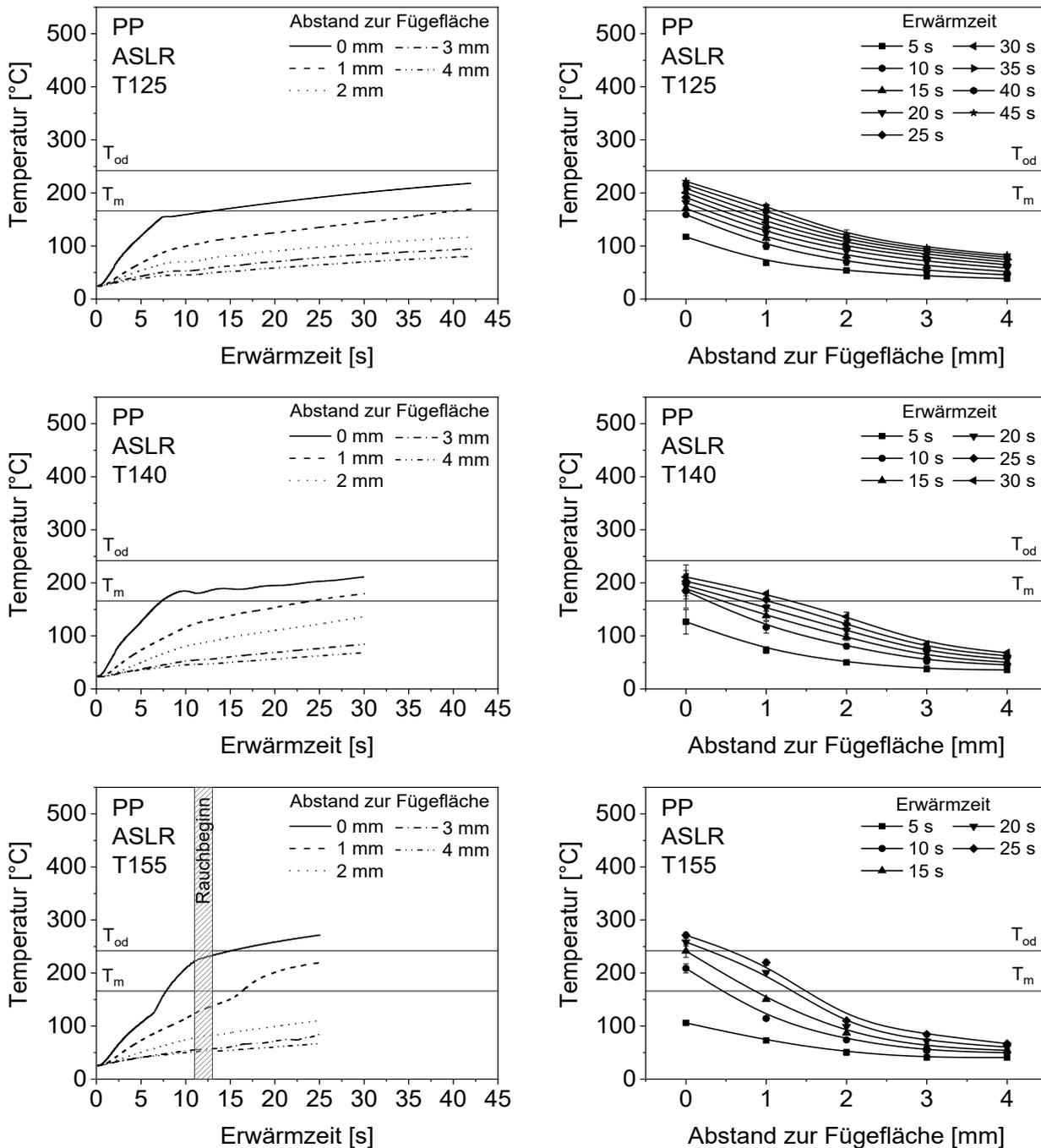


Bild 5.7: Temperatur des Fügeteils aus PP bei unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit (links) und Temperaturprofile bei unterschiedlichen Erwärmzeiten (rechts); IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur des Mantelthermoelements von z. B. 125 °C als T125 angegeben; T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn; Rauchbeginn: gesamter Messwertbereich des Rauchbeginns

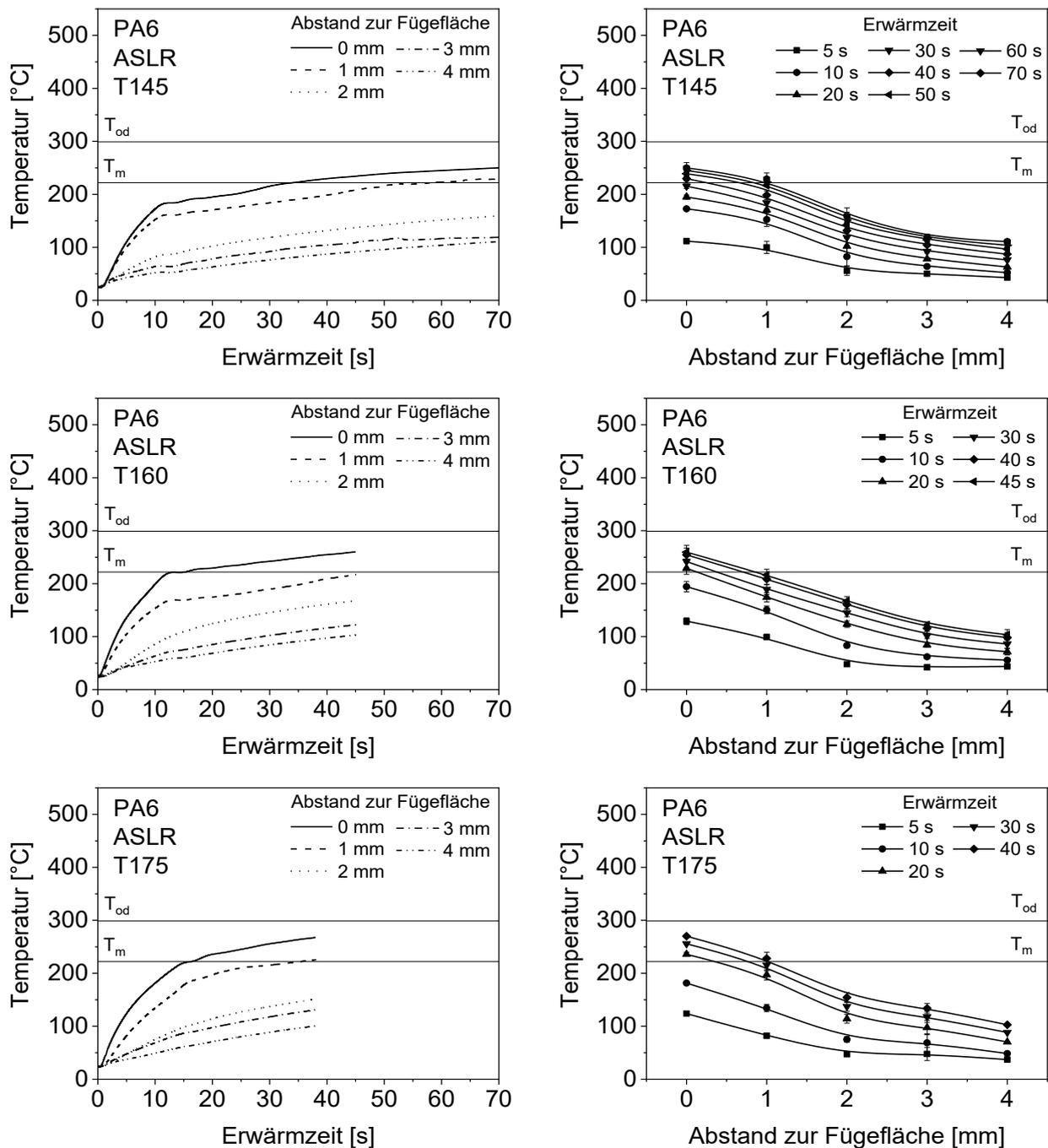


Bild 5.8: Temperatur des Fügeteils aus PA6 bei unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Erwärmzeit (links) und Temperaturprofile bei unterschiedlichen Erwärmzeiten (rechts); IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur des Mantelthermoelements von z. B. 145 °C als T145 angegeben; T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn

5.3 Thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht

Im Folgenden wird die thermisch-oxidative Belastung der Kunststoffe für die Erwärmung mit IR-Strahlerleistungen von 100 %, ASLR und bei Erwärmung in Argonatmosphäre beschrieben. Hierfür werden die OIT- und VZ-Messwerte der Dünnschnitte aus den Aufschmelzproben (Bild 4.3) vergleichend dargestellt und interpretiert.

5.3.1 Polypropylen

Die Erhöhung der Erwärmzeit bei der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung führt strahlerübergreifend zu einer deutlichen Verringerung der OIT-Werte in Abhängigkeit vom Fügeflächenabstand (Bild 5.9 oben). Mit steigenden Erwärmzeiten und damit der Erhöhung der Schmelzeschichtdicke sowie Kunststofftemperatur, nähern sich die OIT-Werte erst bei höheren Abständen von der Fügefläche wieder dem Grundmaterialniveau an. Diese Ergebnisse decken sich mit den Erkenntnissen aus [DPE99]. Diese besagen, dass das Zersetzungsmaß von PP mit der Verweilzeit bzw. Einwirkzeit, dem Sauerstoffanteil und der Temperatur steigt.

Beim Vergleich der Messwerte von mit dem KW-Strahler (Bild 5.9 oben links) und MW-Strahler (Bild 5.9 oben rechts) erwärmten Proben fällt auf, dass die MW Proben, trotz sehr ähnlicher Schmelzeschichtdicken (Bild 5.1), ab Fügeflächenabständen von 0,6 mm höhere OIT-Werte aufweisen und das OIT-Grundmaterialniveau bei geringeren Abständen von der Fügefläche wieder erreicht wird. Dies spricht für eine homogenere Temperaturverteilung mit geringeren Temperaturgradienten in den fügeflächennahen Bereichen des Fügeteils bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler, was auch die Temperaturmessungen bei den Erwärmzeiten von 15 und 20 s bestätigen (Bild 5.3).

Die Erwärmung mit dem KW-Strahler in Argonatmosphäre führt erst ab Fügeflächenabständen von 0,8 mm zu höheren OIT-Werten (Bild 5.9 unten links) im Vergleich zur Erwärmung in Luft (Bild 5.9 oben links). Die deutlich oberhalb der T_{od} befindliche Fügeflächentemperatur in Kombination mit einer vergleichsweise schwach ausgeprägten Volumenabsorption nach einer Erwärmzeit von 15 s (Bild 5.3 oben links) wirken dominant, obwohl ein verringerter Sauerstoffanteil in der Umgebung vorherrscht. Die ASLR führt zu einem weniger starken Abfall der OIT-Werte, auch bei geringen Fügeflächenabständen (Bild 5.9 unten rechts). Die geringste Solltemperatur ($T_{125} \triangleq 125 \text{ °C}$) führt als einziger Parametersatz bei Fügeflächenabständen bis 0,4 mm zu OIT-Werten deutlich über 0, trotz der gleichzeitig höchsten Erwärmzeit (30 s). Dies ist ein Resultat der schonenderen Kunststoff erwärmung unter Nutzung der ASLR. Mit der ASLR werden wesentlich geringere Fügeflächentemperaturen und Temperaturgradienten zwischen der Fügefläche und dem Messpunkt 1 mm hinter der Fügefläche erreicht (Bild 5.7) als bei der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung (Bild 5.3). Dies gilt insbesondere für die Erwärmung mit der geringsten Solltemperatur.

Bei Betrachtung aller Messwerte in Bild 5.9 fallen die teilweise hohen Standardabweichungen um den arithmetischen Mittelwert auf. Aus [SA03, SRA06] ist bekannt, dass besonders geringe OIT-Messwerte, hohe Messunsicherheiten und damit Standardabweichungen aufweisen können. Jedoch weisen auch die $OIT > 0,5$ hohe Standardabweichungen auf. Das Aufeinanderlegen der zerkleinerten Dünnschnitte im Tiegel, kann zu einem nicht optimalen Wärmeübergang führen [ERT03], was möglicherweise in hohen Standardabweichungen resultiert.

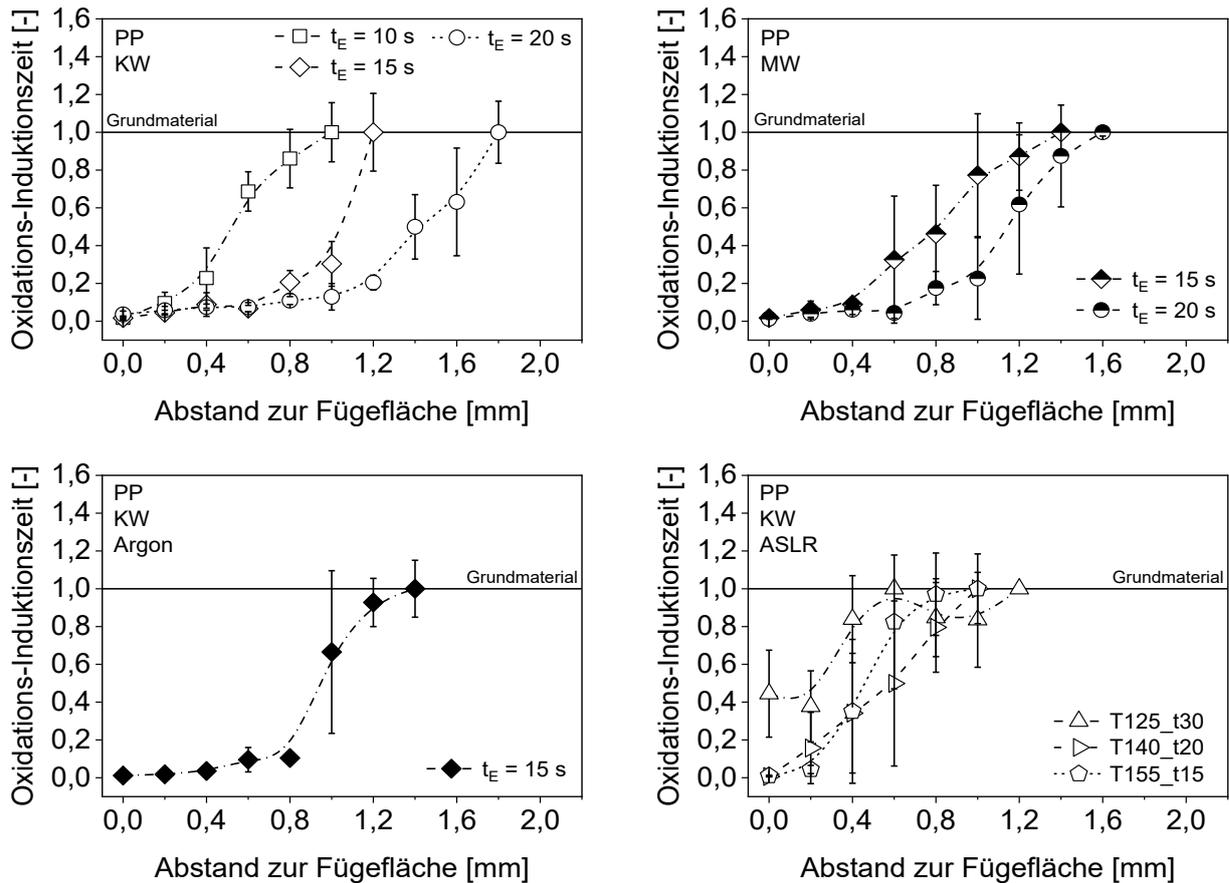


Bild 5.9: Normierte Oxidations-Induktionszeit von PP in Abhängigkeit von dem Abstand zur Fügefläche und den Erwärmbedingungen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); t_E : Erwärmzeit; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur des Mantelthermoelements als T [°C] und Erwärmzeit als t [s] angegeben; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; statische OIT bei 175 °C, Heizrate: 10 K/min

Der Vergleich der OIT unter verschiedenen Erwärmbedingungen bei ähnlichen Schmelzschichtdicken verdeutlicht, dass lediglich die ASLR zu einer merklichen Verringerung der thermisch-oxidativen Werkstoffbelastung in fügeflächennahen Kunststoffbereichen führt (Bild 5.10). Der Quotient aus rauchfreier Zeit und der Erwärmzeit kann beim IR-Schweißen als Indikator für die Ausprägung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung herangezogen werden. Ein Rückschluss von diesem Verhältnis auf die resultierenden OIT-Werte ist jedoch nicht möglich (Bild 5.11). Ein Grund hierfür ist, dass die Stärke der Rauchbildung die resultierenden OIT-Werte beeinflusst. Zum Zeitpunkt des Rauchbeginns ist beim Erwärmen die Ausprägung der Rauchbildung weitaus höher als beim Erwärmen mit 100 % Strahlerleistung unter Nutzung der ASLR (Kapitel 5.1), was sich in den OIT-Werten bemerkbar macht. Dieser Einfluss kann bei der Dokumentation der Rauchbildung und bei der Berechnung der Quotienten allerdings nicht berücksichtigt werden.

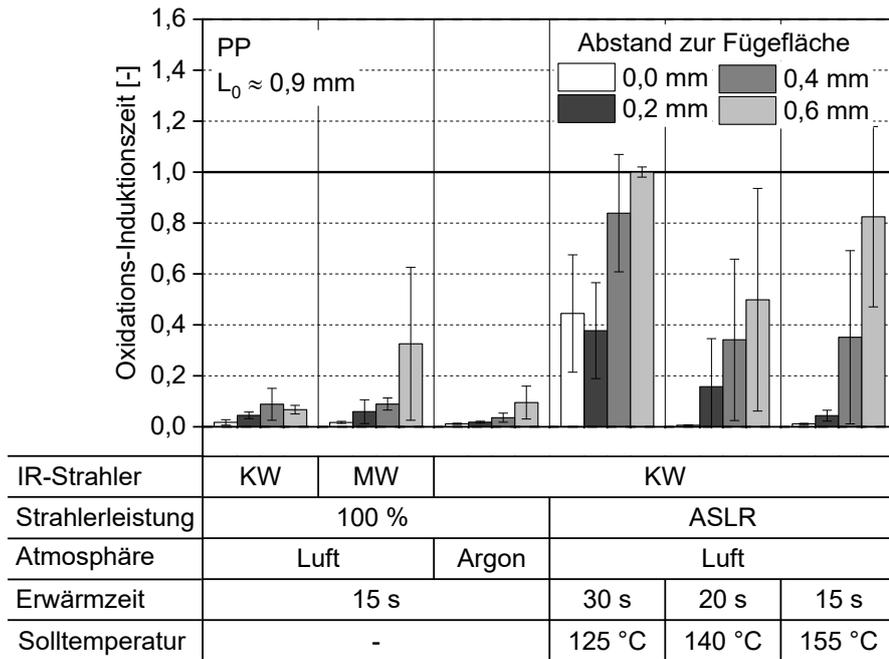


Bild 5.10: Normierte Oxidations-Induktionszeit von PP in Abhängigkeit von dem Abstand zur Fügefläche und den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; statische OIT bei 175 °C, Heizrate: 10 K/min

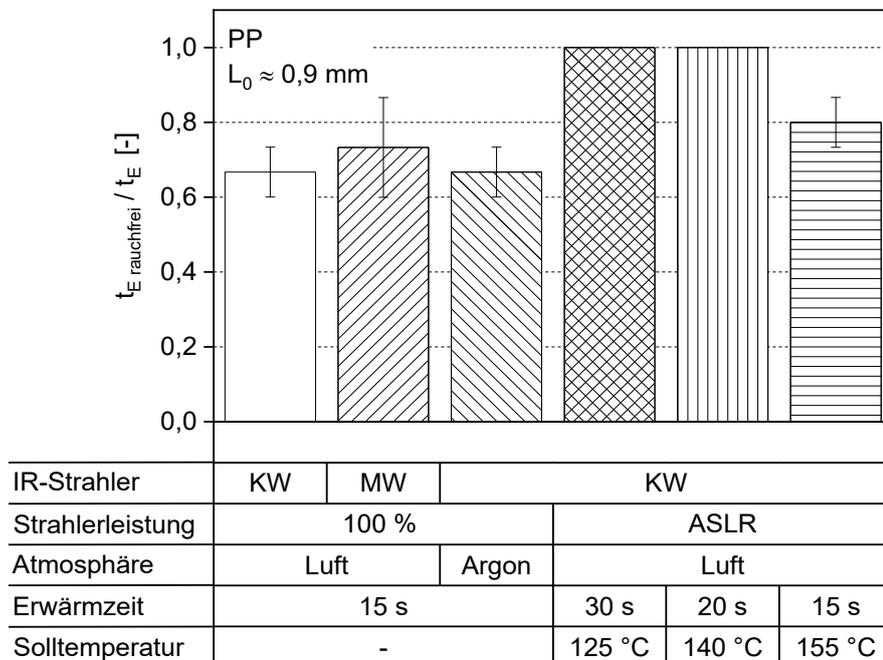


Bild 5.11: Quotient aus rauchfreier Zeit ($t_{E \text{ rauchfrei}}$) und Erwärmzeit (t_E) beim Erwärmen von PP in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; Solltemperatur: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet

Der Vergleich der normierten Messwerte der OIT und VZ veranschaulicht, dass lediglich bei OIT-Werten $< 0,09$, und damit einem fast vollständigen Verbrauch des Stabilisators, eine Abnahme der

Molmasse anhand der VZ detektiert werden kann (Bild 5.12). Dies bestätigt die hohe Wirksamkeit des im PP vorhandenen Stabilisatorsystems. Des Weiteren zeigen die Ergebnisse, dass die in [Geh93] erarbeiteten Zusammenhänge zwischen OIT- und VZ-Werten weiterhin Gültigkeit für aktuell marktverfügbares PP besitzen.

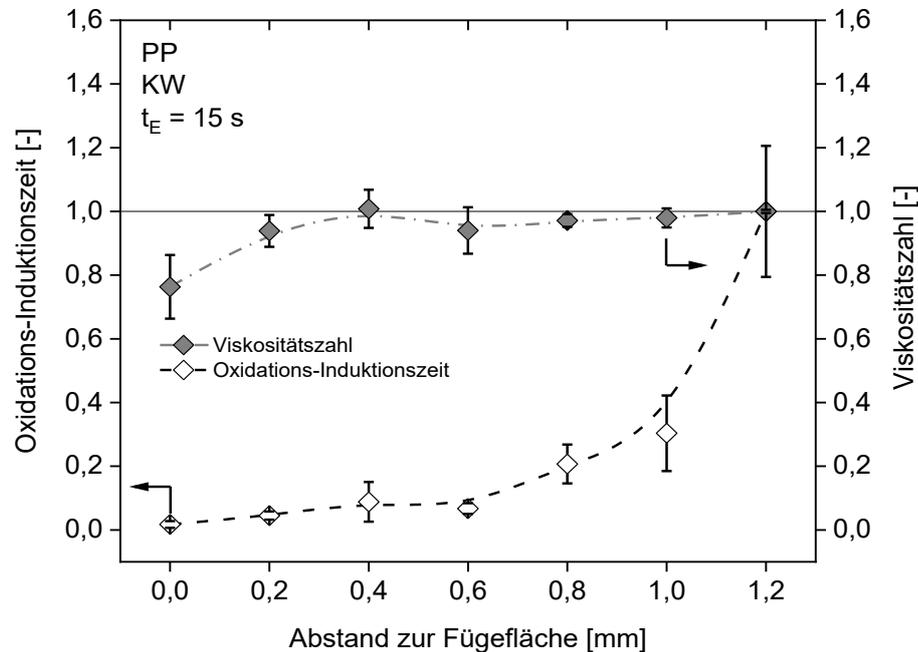


Bild 5.12: Normierte Oxidations-Induktionszeit und Viskositätszahl von PP in Abhängigkeit vom Fügeflächenabstand; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; t_E : Erwärmzeit

5.3.2 Polyamid 6

Bei gleichen Erwärmzeiten führt die Erwärmung mit dem MW-Strahler zu einer deutlich geringeren Abnahme der VZ als die Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 5.13 oben). Die Erwärmung mit dem KW-Strahler führt dazu, dass VZ auf Grundmaterialniveau erst bei erheblich höheren Abständen zur Fügefläche erreicht werden. Dies lässt sich mit den höheren Fügeflächentemperaturen bei der Erwärmung mit dem KW-Strahler gegenüber dem MW-Strahler erklären (Bild 5.4). Die Erwärmung durch MW-Strahler führt selbst nach 30 s zu Fügeflächentemperaturen $< T_{od}$ und kein Rauchen des Kunststoffes ist sichtbar (Bild 5.4 unten links). Trotzdem ist ein molekularer Abbau anhand der VZ der Fügefläche festzustellen (Bild 5.13 oben rechts). Eine Kettenspaltung im PA6 kann, durch IR-Bestrahlung in Luftatmosphäre, demnach bereits vor dem Erreichen der Zersetzungstemperatur erfolgen. Die Evidenz dieses Ergebnisses kann durch die in [SYY08, XXSW14, SYL16] beschriebenen Untersuchungen untermauert werden. Diese zeigen, dass durch die Lagerung von PA6 bei 150 °C an Luft, ab Lagerungszeiten zwischen 1 Stunde und 4 Tagen, eine Abnahme der VZ-Werte festzustellen ist.

Verglichen mit der Erwärmung in Luft und 100 % Strahlerleistung mit dem KW-Strahler (Bild 5.13 oben links), führt die IR-Erwärmung von PA6 mit dem KW-Strahler in Argonatmosphäre (Bild 5.13 unten links) und unter Nutzung der ASLR (Bild 5.13 unten rechts) zu einer deutlichen Verringerung der thermisch-oxidativen Belastung des Kunststoffes. Auffällig ist, dass die Erwärmung in Argonatmosphäre für 25 s, trotz einer maximalen Fügeflächentemperatur von ca. 30 K oberhalb der T_{od} des PA6 (Bild 5.4 oben links) und der Rauchbildung während der Erwärmung (Kapitel 5.1), nur zu einem geringen Abfall der VZ führt. Selbst einige ASLR Erwärmparameter, die zu Fügeflächentemperaturen wesentlich unterhalb der T_{od} des PA6 führen (Bild 5.8), haben in

fügeflächennahen Bereichen geringere VZ-Werte als in Argonatmosphäre zur Folge. Dies unterstreicht den hohen Einfluss der Oxidation auf den thermisch-oxidativen Kunststoffabbau, der bei PA bei sehr viel geringeren Temperaturen stattfindet als der thermische Abbau in inerter Atmosphäre [EP07].

Eine Rauchbildung ist lediglich beim Erwärmen des PA6 mit dem KW-Strahler festzustellen (Tabelle 5.1). Mit Anstieg der Erwärmzeit und Wechselwirkungszeit der PA6 Schmelze mit Luft (Oxidationsreaktionszeit) steigt auch die Rauchdauer. Die Folge ist eine erhöhte Anzahl an Kettenspaltungen im Polymer, was anhand der VZ-Werte in Bild 5.13 oben links ersichtlich ist.

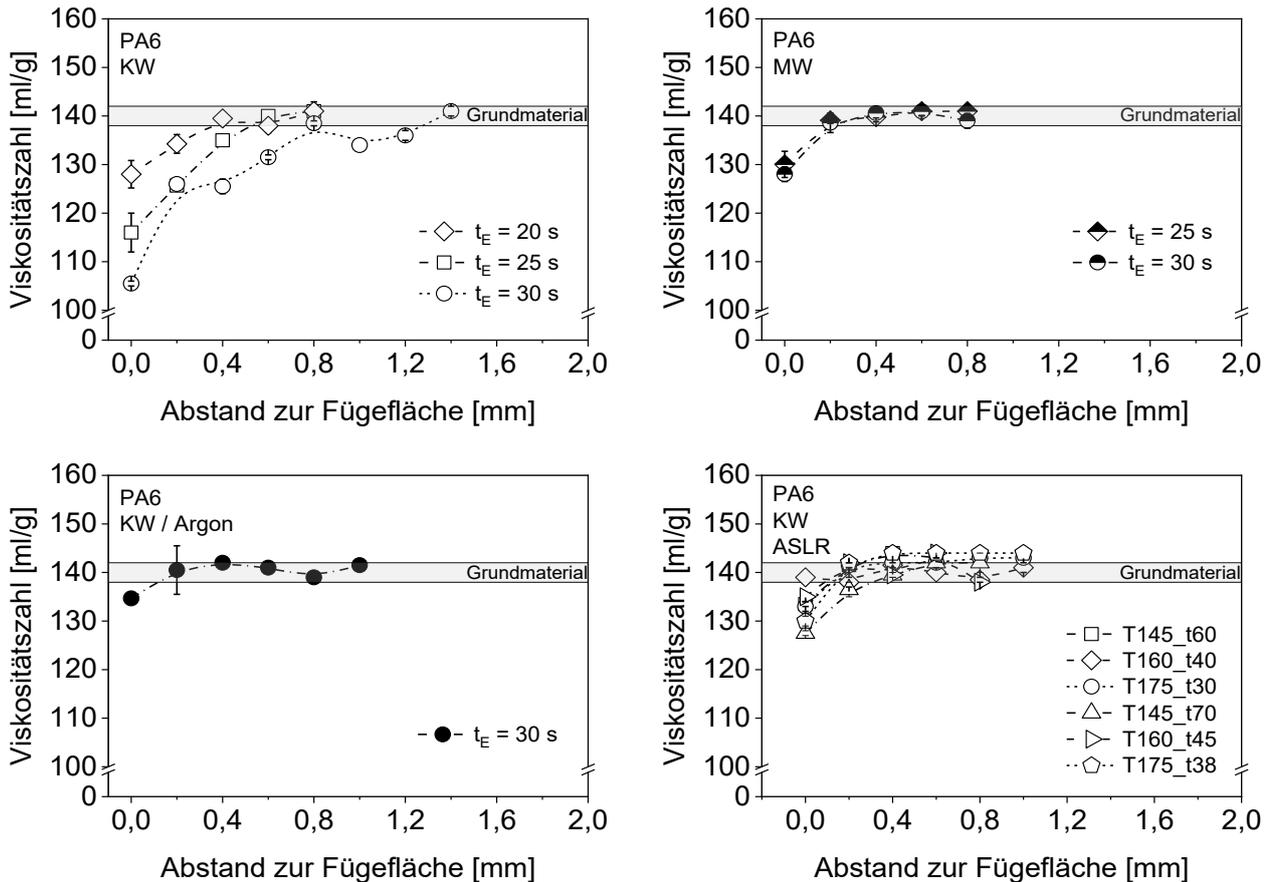


Bild 5.13: Viskositätszahl von PA6 in Abhängigkeit von dem Abstand zur Fügefläche und den Erwärmbedingungen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); t_E : Erwärmzeit; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur des Mantelthermoelements als T in °C und Erwärmzeit als t in s angegeben; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet

Der beim thermisch-oxidativen Abbau von PA6 und PA66 gemessene Anstieg der VZ-Werte zu Beginn der Lagerung an Luft, bei Temperaturen zwischen 120 und 150 °C, ausgelöst durch überlagerte Nachkondensations- oder Vernetzungsreaktionen im Polymer [Pon00, SYY08, XXSW14, SYL16], kann im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht festgestellt werden. In [Pon00] wird jedoch herausgearbeitet, dass die Lagerung von PA66 bei 140 °C in Luft zu einem sofortigen Abfall der VZ-Werte durch Kettenspaltungen an der Oberfläche des Kunststoffs führt. Die Nachkondensation wird nur im Materialinneren oder bei inerter Lagerung festgestellt, was gut mit den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit übereinstimmt. Es kommt hinzu, dass PA66 im Vergleich zu PA6 wesentlich schneller vernetzt [Pon00], was ein weiterer Grund für den nicht vorhandenen Anstieg der VZ-Werte sein kann.

Beim Vergleich der VZ-Werte für Proben mit Schmelzeschichtdicken von 0,7 und 0,9 mm sind eindeutige Unterschiede in den Belastungszuständen des PA6 zwischen den Erwärmbedingungen zu erkennen. Die VZ-Werte fallen bei Erwärmung mit dem MW-Strahler höher aus als mit dem KW-Strahler (Bild 5.14 und Bild 5.15), wenngleich die Erwärmzeit bei Nutzung des MW-Strahlers, zur Erreichung ähnlicher Schmelzeschichtdicken wie mit dem KW-Strahler, um 5 s verlängert werden muss. Die geringeren Fügeflächentemperaturen zur Erreichung gleicher Schmelzeschichtdicken bei der Erwärmung mit dem MW-Strahler (Bild 5.4 unten) und der ASLR (Bild 5.8) werden anhand der höheren VZ-Werte sichtbar (Bild 5.14 und Bild 5.15). Es fällt auch hier auf, dass die Erwärmung mittels MW-Strahler und ASLR in einer Verringerung der VZ-Werte an der Fügefläche, verglichen mit dem Grundmaterial, resultiert, obwohl die Kunststofftemperaturen beim Erwärmen mittels MW-Strahler und ASLR unterhalb der T_{od} liegen. Auffällig ist weiterhin, dass die mittlere $T_{MTE\ Soll}$ (160 °C) bei Nutzung der ASLR zu den höchsten VZ-Werten an der Fügefläche führt (Bild 5.14 und Bild 5.15). Mögliche Gründe hierfür sind die verringerte Wechselwirkungszeit der Kunststoffschmelze mit Luft (verglichen mit $T_{MTE\ Soll} = 145\text{ °C}$, Bild 5.8 links) und die schonendere Erwärmung durch einen weniger schnellen Anstieg der Kunststofftemperatur während der Erwärmung (verglichen mit $T_{MTE\ Soll} = 175\text{ °C}$, Bild 5.8 links).

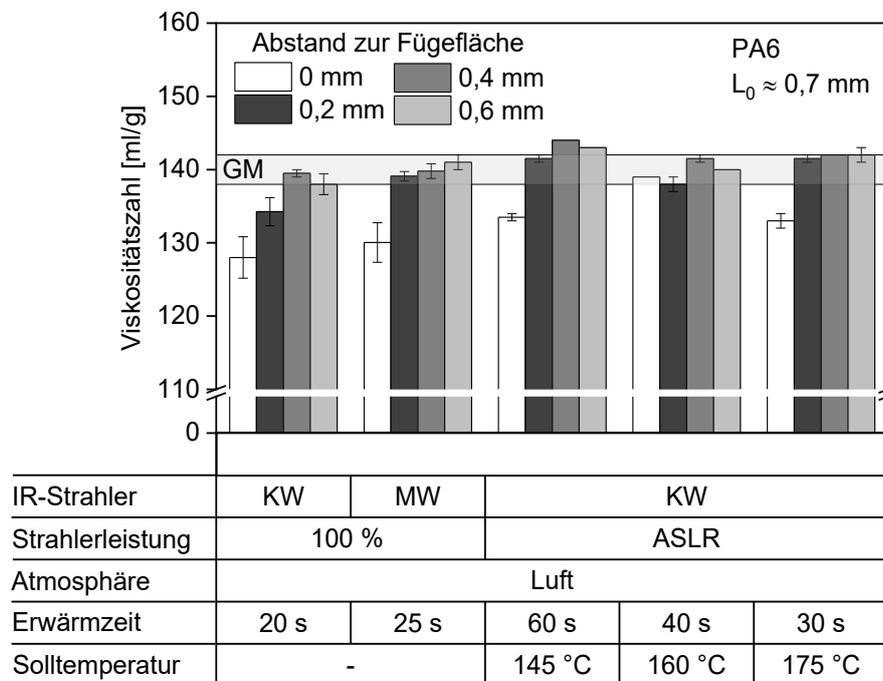


Bild 5.14: Viskositätszahl von PA6 in Abhängigkeit von dem Abstand zur Fügefläche und den Erwärmbedingungen bei einer Schmelzeschichtdicke (L_0) von ca. 0,7 mm; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR; GM: Grundmaterial

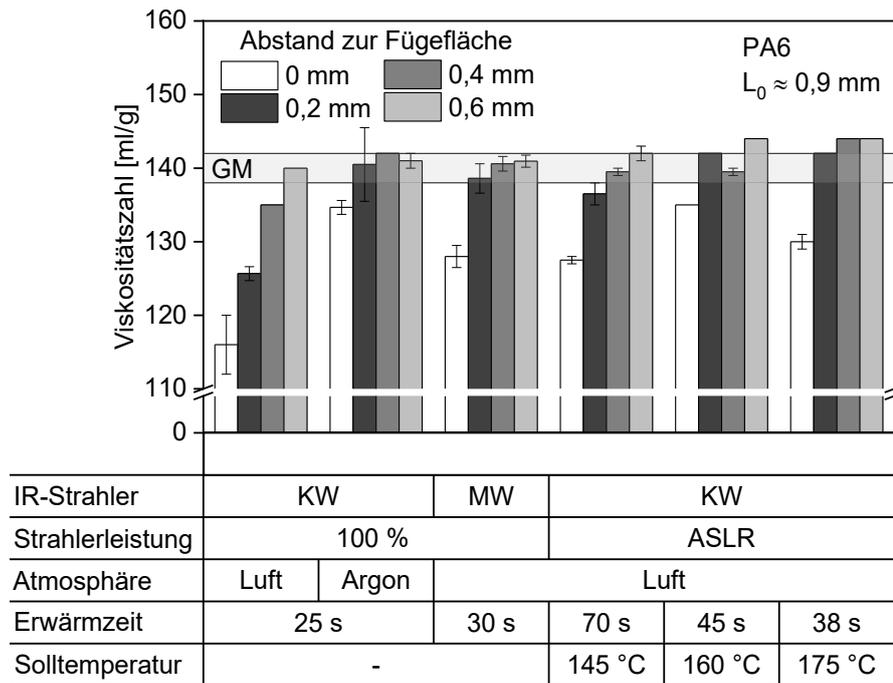


Bild 5.15: Viskositätszahl von PA6 in Abhängigkeit von dem Abstand zur Fügefläche und den Erwärmbedingungen bei einer Schmelzeschichtdicke (L_0) von ca. 0,9 mm; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm) und mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW, Strahlerabstand = 2 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; GM: Grundmaterial

5.3.3 Vergleich von Polypropylen und Polyamid 6

Bei einer ähnlichen Schmelzeschichtdicke und der Erwärmung mit dem KW-Strahler, weisen PP und PA6 ähnliche normierte VZ in Abhängigkeit vom Abstand zur Fügefläche auf (Bild 5.16).

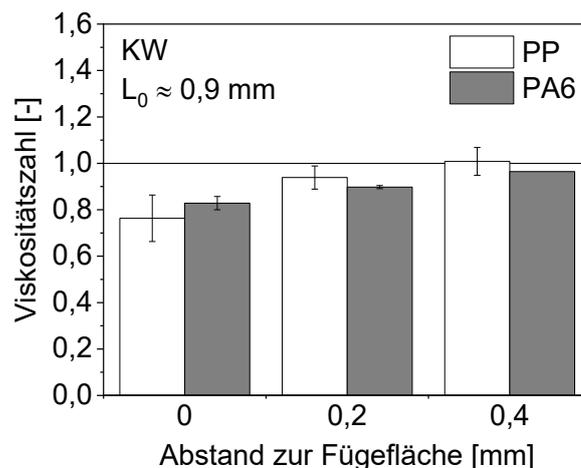


Bild 5.16: Normierte Viskositätszahl von PP und PA6 in Abhängigkeit vom Fügeflächenabstand bei ähnlichen Schmelzeschichtdicken L_0 ; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; Erwärmzeit PP = 15 s; Erwärmzeit PA6 = 25 s

Erwärmbedingungsübergreifend fällt der Anteil der thermisch-oxidativ geschädigten Schmelzeschicht des PP verglichen mit dem PA6 jedoch höher aus (Bild 5.17). Dies deckt sich mit

den Ergebnissen aus [Pon00], die einen größeren Einfluss der Verarbeitungstemperatur im Spritzguss und der Extrusion auf die thermisch-oxidative Schädigung von PP als von PA6 nachweisen. Die verminderte Werkstoffschädigung durch die Verarbeitung von PP in inerter Atmosphäre [Pon00] kann für eine IR-Erwärmung des PP in Argonatmosphäre nicht gezeigt werden. Es werden sogar höhere Anteile der Schmelzeschicht geschädigt, als von in Argonatmosphäre erwärmtem PA6 (Bild 5.17). Zwei Erklärungsansätze für das beschriebene Verhalten des PP können herangezogen werden. Zum einen sind die durch die IR-Erwärmung erreichten Temperaturen weitaus höher als die Temperaturen bei der Verarbeitung in [Pon00]. Zum anderen findet die Alterung von PP, auch im Festzustand, aufgrund seiner hohen Sauerstoffdurchlässigkeit nicht ausschließlich an der Oberfläche (in diesem Fall: Fügefläche), sondern im gesamten Probekörper statt [Pon00]. Dies hat zur Folge, dass PP stärker in der Bauteiltiefe geschädigt wird als PA6 [Pon00] und kann zu einem höheren Anteil geschädigter Schmelze nach der IR-Erwärmung führen. Der thermisch-oxidative Abbau von PA66 und PA6 ist vergleichbar [Pon00, EP07].

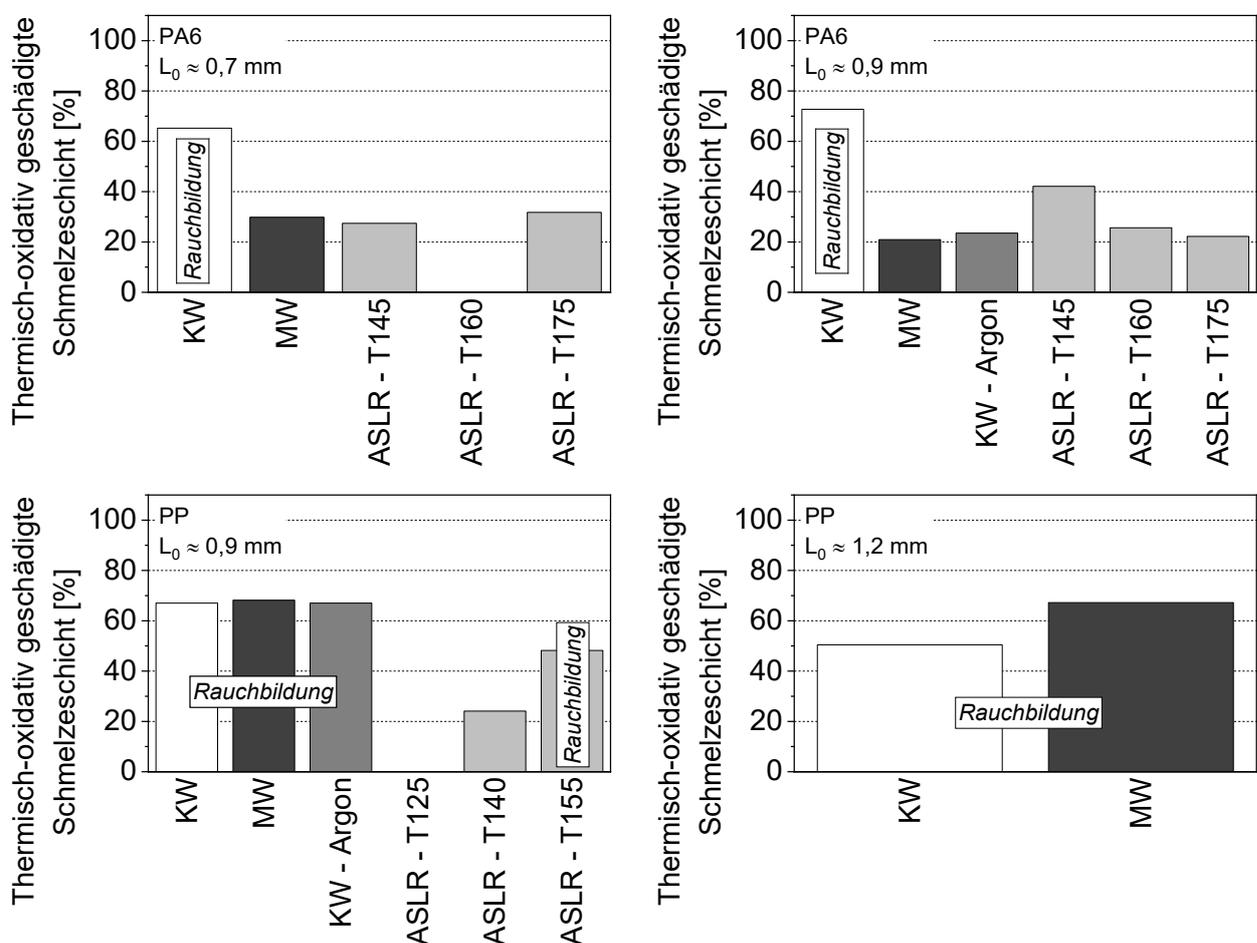


Bild 5.17: Anteil der thermisch-oxidativ geschädigten Schmelze an der gesamten Schmelzeschichtdicke von PA6 (oben) und PP (unten) in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C

Ein Rauchen des Kunststoffes resultiert in einem deutlich höheren Anteil an thermisch-oxidativ geschädigter Schmelze an der gesamten Schmelzeschichtdicke als die Erwärmung ohne Rauchbildung (Bild 5.17). Weiterhin wird anhand von Bild 5.17 klar, dass eine Erwärmzeiterhöhung im Falle der Rauchbildung, den Anteil der thermisch-oxidativ geschädigten Schmelzeschicht nicht zwangsläufig erhöht.

Zur Berechnung des Anteils an thermisch-oxidativ geschädigter Schmelze wird der Abstand zur Fügefläche, bei dem die VZ des jeweiligen Dünnschnitts unterhalb derer des Grundmaterials liegt, durch die Schmelzeschichtdicke dividiert. Einschränkend muss angemerkt werden, dass die Werte für PP größtenteils auf Basis der OIT-Werte berechnet sind. Hierfür wird die Annahme getroffen, dass das PP unter allen Erwärmbedingungen bei einem normierten OIT-Wert $< 0,09$ eine Werkstoffschädigung und damit eine Abnahme des VZ-Werts zeigt, wie für die Erwärmung mit dem KW-Strahler nachgewiesen (Bild 5.12).

5.4 Schweißnahtausbildung

Die Schmelzeviskosität des PP liegt deutlich oberhalb derer des PA6. Die komplexe Viskosität nimmt werkstoffübergreifend mit zunehmender Schmelzetemperatur ab, wobei die temperaturabhängigen, absoluten Unterschiede beim PP höher als beim PA6 ausfallen (Bild 5.18).

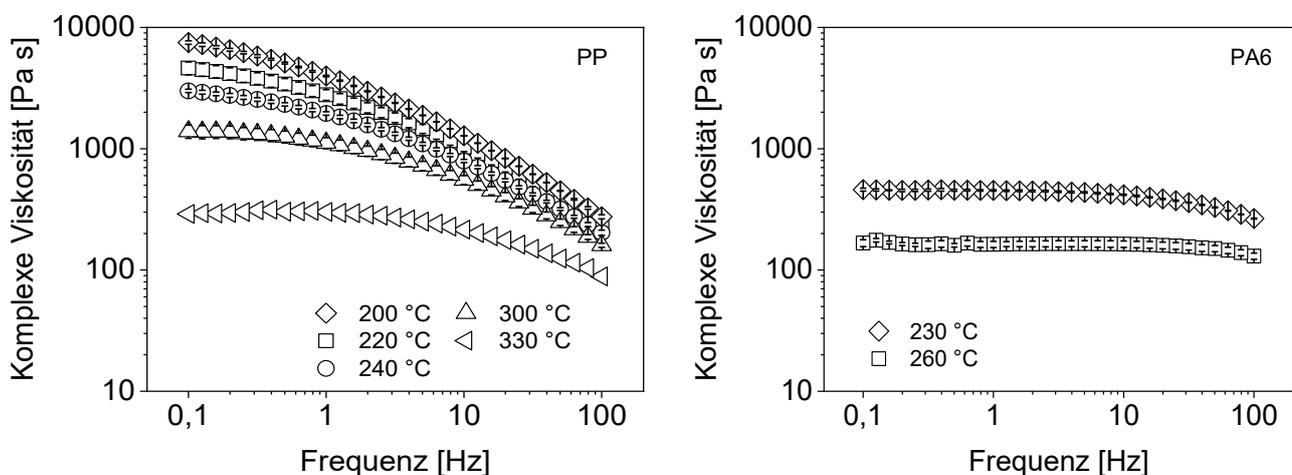


Bild 5.18: Komplexe Viskosität von PP (links) und PA6 (rechts) in Abhängigkeit von der Schmelzetemperatur und Oszillationsfrequenz

Eine Auffälligkeit beim PA6 sind die hohen Schmelzeviskositäten bei geringen Frequenzen und hohen Messtemperaturen (Bild 5.19 links). Die Messung der komplexen Viskosität beginnt bei einer Messfrequenz von 100 Hz. Die Frequenz wird im Laufe der Messung sukzessive verringert, bis sie den Endwert von 0,1 Hz erreicht (Kapitel 4.3.1). Die Betrachtung der komplexen Schmelzeviskosität bei einer Oszillationsfrequenz > 20 Hz (Bild 5.19 rechts) zeigt, dass die Viskositäten in diesem Bereich noch in Übereinstimmung mit dem grundsätzlichen temperaturabhängigen Fließverhalten von Polymerschmelzen stehen [Mez16]. Eine mögliche Erklärung für den Anstieg der Viskosität bei Frequenzen < 20 Hz sind Nachkondensations- oder Vernetzungsreaktionen von PA6 und PA66 durch die thermisch-oxidative Alterung. Die Lagerung an Luft für 6 Stunden bis 8 Wochen, mit Temperaturen zwischen 120 und 150 °C, kann diese Reaktionen hervorrufen, welche zu einem Anstieg der VZ und des mittleren Molekulargewichts führen [Pon00, SYY08, XXSW14]. Geringere Reaktionszeiten infolge der erheblich höheren Messtemperaturen im Platte-Platte-Rheometer in der vorliegenden Arbeit sind denkbar. Hierfür spricht auch, dass sich der Anstieg der Schmelzeviskosität mit höheren Messtemperaturen zu geringeren Frequenzen verschiebt (Bild 5.19 rechts).

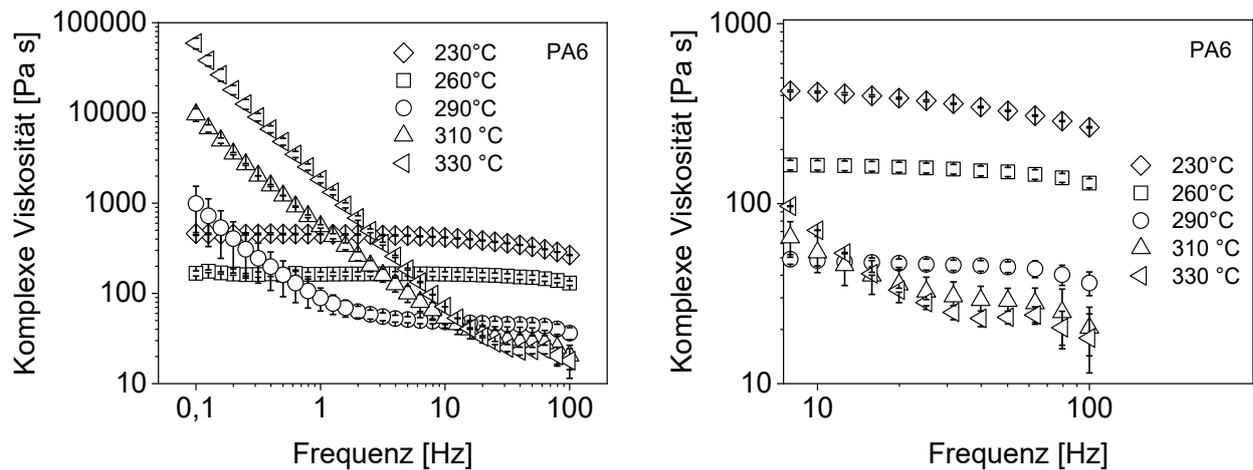


Bild 5.19: Komplexe Viskosität von PA6 in Abhängigkeit von der Schmelztemperatur und Oszillationsfrequenz; rechts: Detailansicht bei hohen Frequenzen

Die Nutzung der ASLR erfordert beim Schweißen des PP mit einer Schmelzeschichtdicke von 0,9 mm vor dem Fügen, eine Fügedruckerhöhung von 0,5 auf 2 N/mm² zur Erreichung ähnlicher Fügewege wie mit 100 % Strahlerleistung (Tabelle 3.8). Begründet werden kann dies mit den geringeren Kunststofftemperaturen bei der Erwärmung mittels ASLR im Vergleich zur Erwärmung mit dem KW-Strahler oder MW-Strahler (Kapitel 5.2). Die Folge ist eine höhere Schmelzeviskosität während der Fügephase (Bild 5.18 links). Wenn durch die Erhöhung der Erwärmzeit größere Schmelzeschichtdicken (ca. 1,2 mm) erzeugt und Kunststofftemperaturen erreicht werden, kann der Fügedruck zur Erreichung ähnlicher Fügewege für alle Erwärmbedingungen konstant bei 0,5 N/mm² gehalten werden.

Aufgrund der vergleichsweise geringen Schmelzeviskosität und der geringeren Viskositätsunterschiede in Abhängigkeit von der Temperatur (Bild 5.18 rechts), aber auch wegen der geringeren Kunststofftemperaturunterschiede zur Erreichung ähnlicher Schmelzeschichtdicken (Kapitel 5.2), kann zum Fügen des PA6 für alle Erwärmarten der gleiche Fügedruck zur Erreichung ähnlicher Fügewege gewählt werden (Tabelle 3.9).

Charakteristische Schweißnähte für die Schweißparameter aus Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9, mit Schmelzeschichtdicken von ca. 0,9 mm vor dem Fügen, zeigen Bild 5.20 bis Bild 5.23. Sowohl für PP als auch für PA6 Schweißungen gilt, dass tendenziell mit steigender Fügeflächentemperatur, die Trichterform der Restschmelzeschichtdicke stärker ausfällt (z. B. Bild 5.21, T155 im Vergleich zu T125). Die Aufnahmen belegen zudem, dass das Schweißen in Argonatmosphäre keine mikroskopisch detektierbaren Schweißnahtunterschiede im Vergleich zum Schweißen in Umgebungsluft zur Folge hat (Bild 5.20 und Bild 5.22).

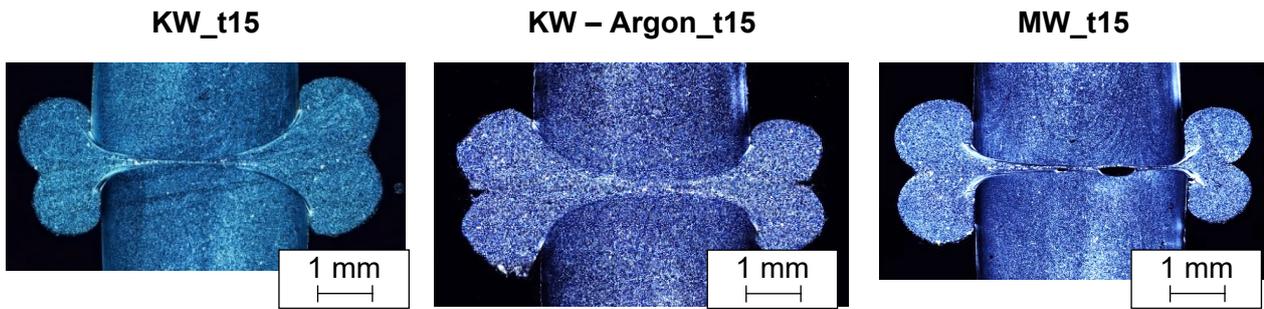


Bild 5.20: Ausbildung der Schweißnähte aus PP, erwärmt mit 100 % Strahlerleistung; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; t: Erwärmzeit in s; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

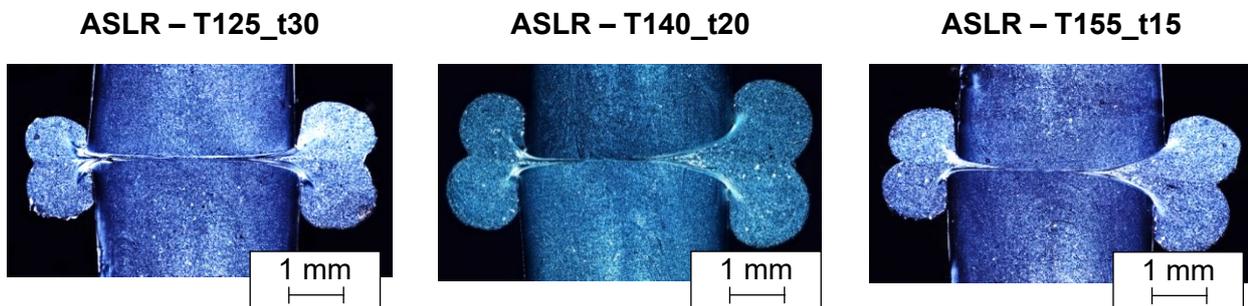


Bild 5.21: Ausbildung der Schweißnähte aus PP, erwärmt mit aktiver Strahlerleistungsregelung (ASLR) und kurzwelligem Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; t: Erwärmzeit in s; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Ausbildung der PA6 Schweißnähte (Bild 5.22, Bild 5.23) ist asymmetrischer als die der PP-Schweißnähte (Bild 5.20, Bild 5.21). Die beim IR-Schweißen auftretende Konvektion [Hei94, Fuh13] kann insbesondere beim horizontalen IR-Schweißen zu einer asymmetrischen Schmelzeschichtbildung führen [Fuh13], die in dieser Arbeit beim PA6 ausgeprägter als beim PP ausfällt.

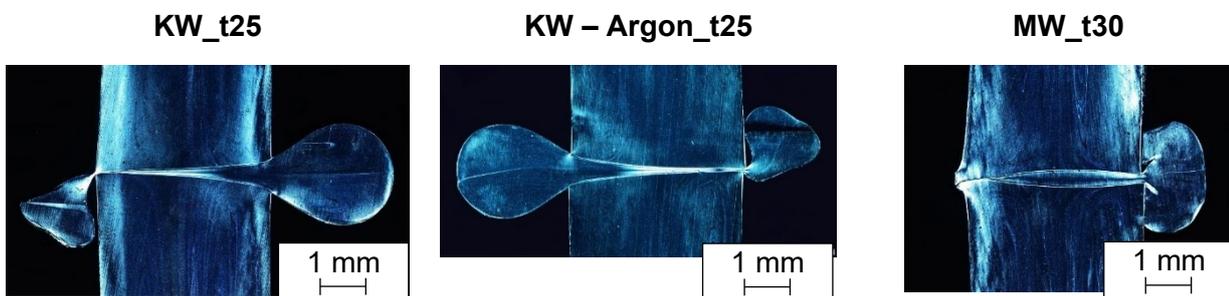


Bild 5.22: Ausbildung der Schweißnähte aus PA6, erwärmt mit 100 % Strahlerleistung; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; Fügedruck = 1 N/mm^2 ; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; t: Erwärmzeit in s; weitere Parameter siehe Tabelle 3.9

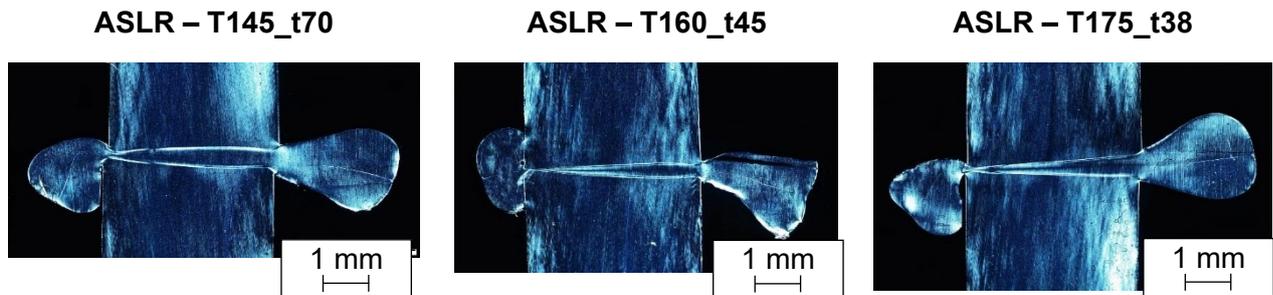


Bild 5.23: *Ausbildung der Schweißnähte aus PA6, erwärmt mit aktiver Strahlerleistungsregelung (ASLR) und kurzwelligem Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; Fügedruck = 1 N/mm²; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; t: Erwärmzeit in s; weitere Parameter siehe Tabelle 3.9*

Die aus der Erwärmung mit ASLR resultierenden höheren Schmelzeviskositäten haben eine erhöhte Scherbelastung der Schmelze zur Folge. Die ausgeprägten, hellen Fließlinienbereiche am Rand des Schmelzekanals am Wulstaustritt der PP ASLR Schweißnähte visualisieren dies (Bild 5.24). Je geringer die Fügeflächentemperatur ist, desto größer sind die Fließlinienbereiche. Die notwendige Erhöhung des Fügedrucks beim Schweißen mit ASLR von 0,5 auf 2 N/mm² verstärkt zudem die Scherung des Kunststoffes und damit die Orientierung des feinsphärolithischen Gefüges. Auf diese Weise können strukturelle Kerben im Kunststoff entstehen, die das Verhalten der Schweißnaht unter mechanischer Beanspruchung negativ beeinflussen [Geh93].

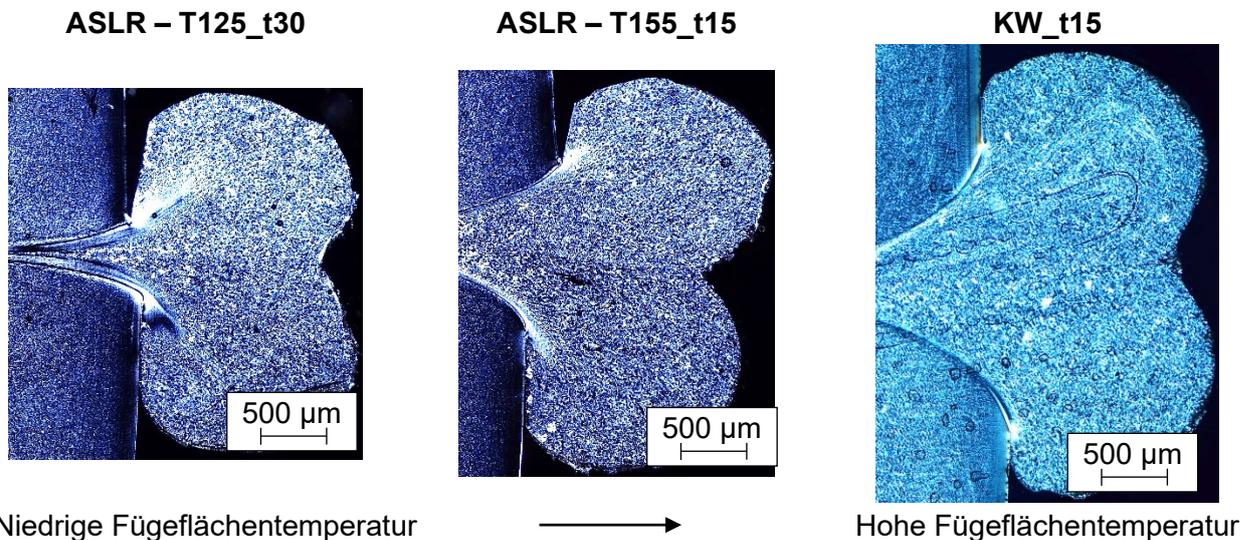


Bild 5.24: *Wulstbereich von Schweißnähten aus PP in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; t: Erwärmzeit in s*

5.5 Thermisch-oxidative Belastung der Schweißnähte

Die Schmelzenthalpien beim 1. Aufheizen der Schweißnähte und Schweißwülste aus PP und PA6 sind höher als die Schmelzenthalpien des jeweiligen Grundmaterials (Bild 5.25, Bild 5.26 und Bild 5.27). Dies belegt physikalische Alterungsvorgänge im Schweißnahtbereich in Form der Nachkristallisation [Pon00, ERT03, EP07]. Die Schmelzenthalpien der PP-Schweißnähte und -wülste liegen auf einem Niveau (Bild 5.25), wohingegen beim PA6 die Wülste höhere Werte

als die Nähte aufweisen (Bild 5.26 und Bild 5.27). Physikalische Alterungsvorgänge im Kunststoff werden durch den Kettenabbau im Polymer, aufgrund chemischer Alterungsvorgänge, beschleunigt [Pon00]. Daher sprechen die höheren Schmelzenthalpien der Wülste ebenfalls für einen Kettenabbau des Kunststoffs im Wulstbereich. Die hohen Fügweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnisse (Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9) sorgen dafür, dass ein Großteil der thermisch-oxidativ belasteten Schmelze während des Fügens in die Schweißwulst fließt, was sich gut mit den hohen Schmelzenthalpien deckt.

Chemische Alterungsvorgänge im Kunststoff können durch die Verringerung der Kristallisations- und Schmelzenthalpie sowie Kristallitschmelztemperatur beim 2. Aufheizen belegt werden [Pon00, ERT03]. Eindeutig sind Veränderungen dieser Werte jedoch nur an den PP Schweißungen mit dem KW-Strahler und 100 % Strahlerleistung festzustellen (Bild 5.25 oben links).

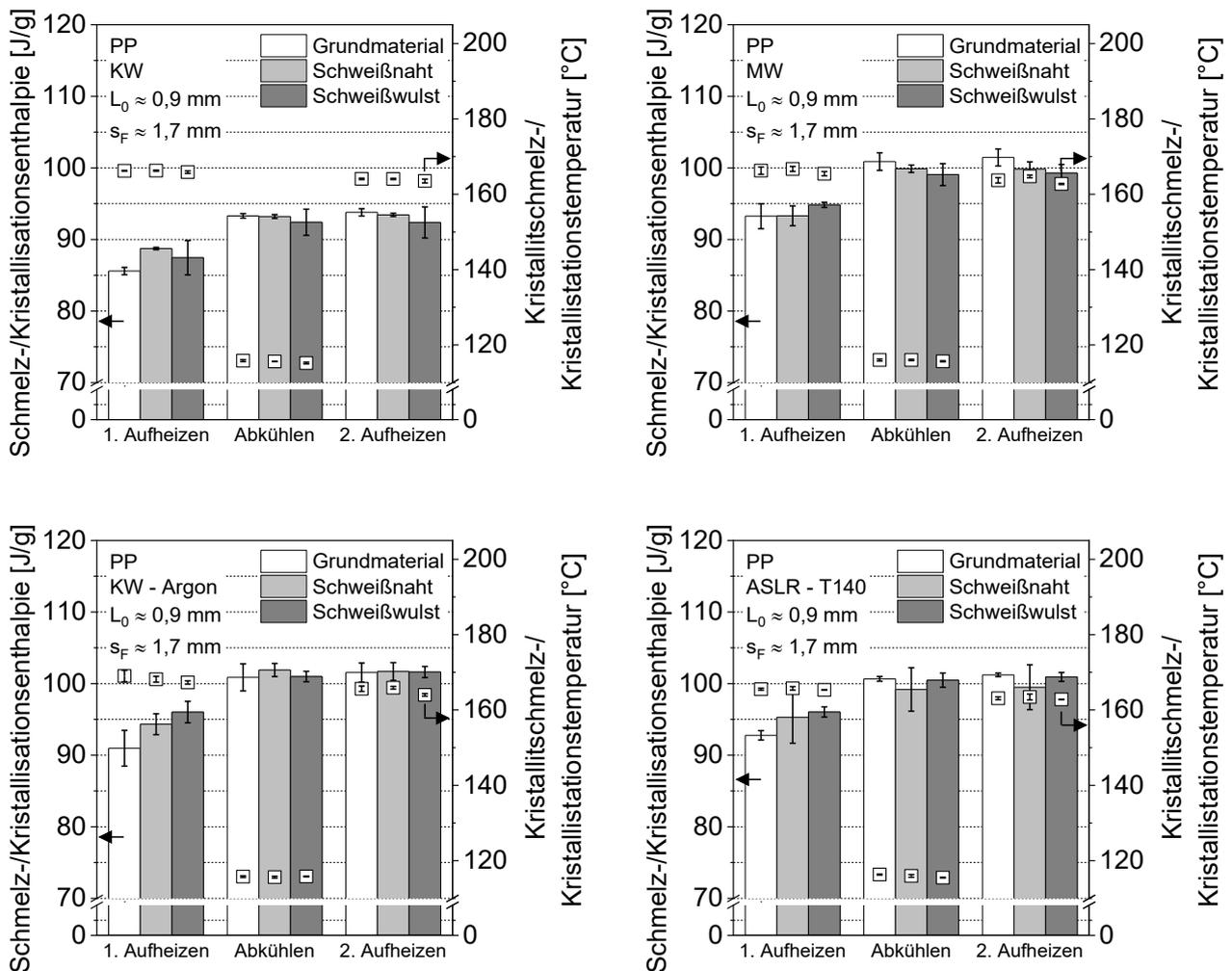


Bild 5.25: Schmelz- und Kristallisationsenthalpie sowie Kristallitschmelz- und Kristallisations-temperatur von PP-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; Heiz- und Kühlrate: 10 K/min

Weiterhin fällt auf, dass die Schweißwülste der mit ASLR hergestellten PA6 Schweißungen höhere Schmelzenthalpien, als die Wülste aus mit 100 % Strahlerleistung erzeugten Schweißungen aufweisen (Bild 5.26 und Bild 5.27). Dies ist ein Indiz für eine erhöhte Scherbelastung der

Kunststoffschmelze beim Fügen mit ASLR, aufgrund der geringeren Kunststofftemperaturen (Bild 5.8) und Schmelzeviskositäten (Bild 5.18 rechts).

Die von [Die17], anhand der Verringerung der Schmelzenthalpien beim 1. Aufheizen von Schweißnähten aus PE-HD und PP, nachgewiesene Erhöhung der Tie-Moleküldichte, aufgrund eines feinsphärolithischeren Gefüges, kann an den PA6 Schweißungen jedoch nicht festgestellt werden (Bild 5.26 und Bild 5.27).

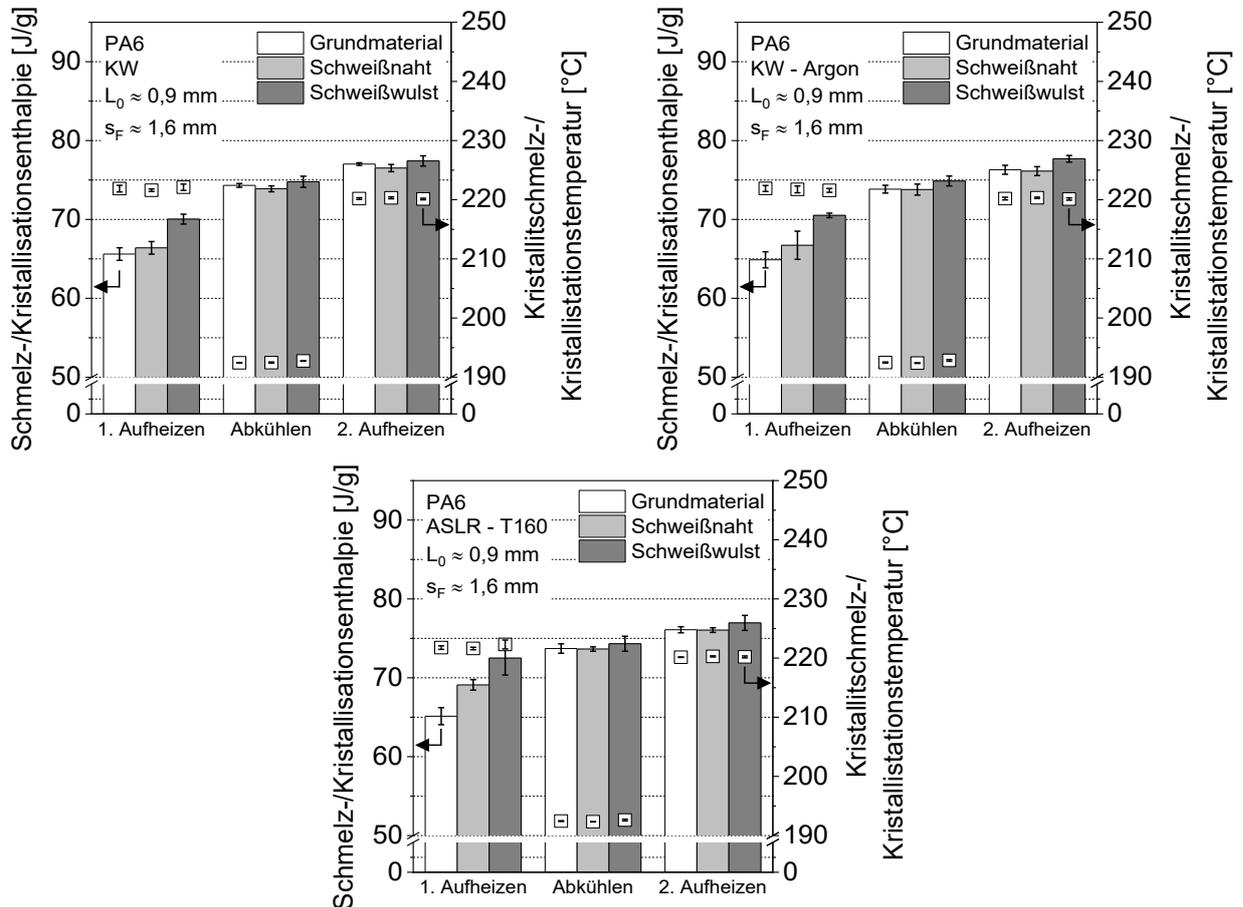


Bild 5.26: Schmelz- und Kristallisationsenthalpie sowie Kristallitschmelz- und Kristallisations-temperatur von PA6-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; Fügedruck = 1 N/mm^2 ; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; Heiz- und Kühlrate: 10 K/min

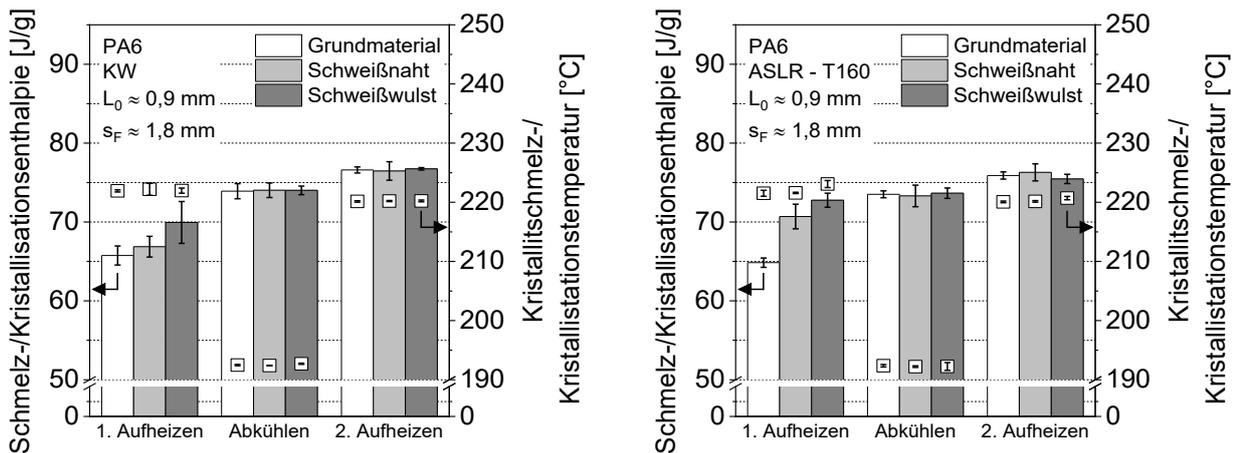


Bild 5.27: Schmelz- und Kristallisationsenthalpie sowie Kristallitschmelz- und Kristallisationstemperatur von PA6-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; Fügedruck = 2 N/mm²; L₀: Schmelzeschichtdicke; s_F: Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; Heiz- und Kühlrate: 10 K/min

Die OIT-Werte der PP-Schweißnähte und -wülste sind stärker von den Erwärmbedingungen abhängig als die Ergebnisse aus den DSC Untersuchungen. Die OIT-Werte der Schweißnahtbereiche fallen für die Erwärmung in Argonatmosphäre und mit ASLR höher aus als bei der Erwärmung mit 100 % Strahlerleistung (Bild 5.28). Dies deckt sich gut mit den OIT-Ergebnissen an den Schmelzeschichten (Kapitel 5.3.1). Gleichzeitig ist dies ein Nachweis dafür, dass bereits geringe Anteile an thermisch-oxidativ belasteter Schmelze zu einer starken Abnahme der OIT-Werte des Kunststoffes in der Schweißnaht führen können.

Die OIT der Schweißwülste sind sehr gering (Bild 5.28), da diese ausschließlich aus aufgeschmolzenem Kunststoff bestehen. Auffällig ist, dass die Wülste der ASLR Schweißungen die niedrigsten OIT-Werte aufweisen, obwohl die OIT der Schmelzeschichten vor dem Schweißen am höchsten sind (Bild 5.9 und Bild 5.10). Das kann mit den geringeren Kunststofftemperaturen durch Nutzung der ASLR begründet werden (Bild 5.7), die eine erhöhte Schmelzeviskosität (Bild 5.18 links) und damit Scherbelastung zur Folge haben. Dieses Ergebnis korreliert gut mit den Arbeiten von PONGRATZ [Pon00], die einen Abfall der OIT mit Erhöhung der Schneckendrehzahl und somit Scherbelastung beim Extrudieren von PP nachweisen. Einschränkend ist anzumerken, dass die Schergeschwindigkeiten beim Extrudieren zwischen 10¹ bis 10⁴ s⁻¹ liegen [BBO⁺13] und damit höher sein können als während der Fügephase beim Schweißen. Die Schergeschwindigkeiten beim Schweißen können nach PIESCHEL [Pie75] > 10 s⁻¹, nach Tappe bis ca. 3 s⁻¹ [Tap89] und nach FUHRICH [Fuh13] zwischen 1 und 29 s⁻¹ betragen. Die OIT der Schweißwülste nehmen mit Steigerung der Erwärmzeit bei Nutzung der ASLR von 20 auf 30 s nur leicht zu (Bild 5.28). Die Erhöhung der Erwärmzeit resultiert, aufgrund der höheren Kunststofftemperaturen zwar in einer verringerten Scherbelastung (Bild 5.7), hat aber gleichzeitig eine Steigerung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung zur Folge. Die geringeren OIT-Werte der Schweißnahtbereiche liefern den Beleg für diese Aussage (Bild 5.28).

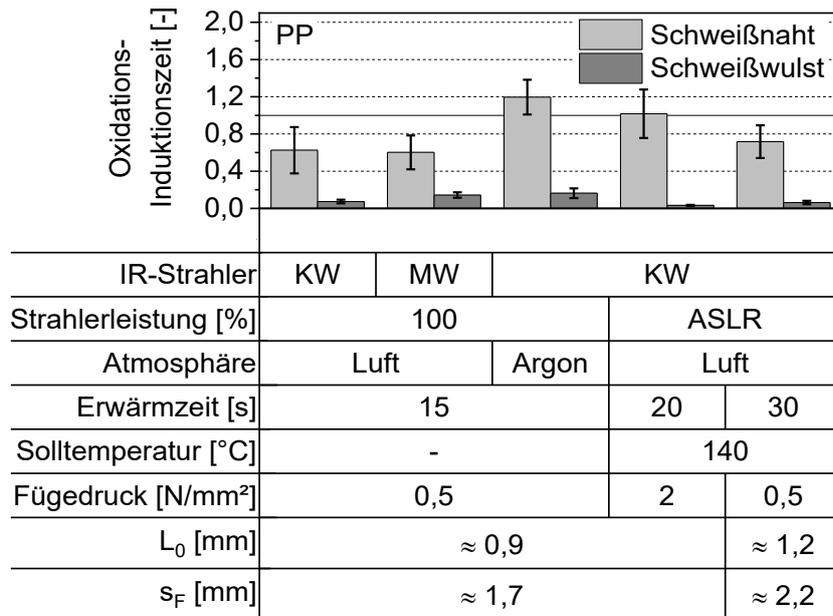


Bild 5.28: Normierte Oxidations-Induktionszeit von PP-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; Solltemperatur: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; statische OIT bei 175 °C, Heizrate: 10 K/min

5.6 Mechanische Schweißnahteigenschaften

In diesem Kapitel wird der Einfluss der Erwärmbedingungen auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften beschrieben. Zur Interpretation der Ergebnisse aus den mechanischen Prüfungen, werden die Erkenntnisse zur Temperatur im Füge teil (Kapitel 5.2), zur thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung der Schmelze (Kapitel 5.3) und der Schweißnähte (Kapitel 5.5) sowie der Schweißnahtausbildung (Kapitel 5.4) bei unterschiedlichen Erwärmbedingungen herangezogen. Die Vergleichbarkeit der Kennwerte aus den mechanischen Prüfungen im Hinblick auf die thermisch-oxidative Kunststoffbelastung wird sichergestellt, indem Schweißnähte mit ähnlichen Schmelzeschichtdicken vor dem Fügen und ähnlichen Fügewegen nach dem Schweißprozess betrachtet werden (Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9). Weiterhin wird der Einfluss des Fügedrucks und der Erwärmzeit auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften betrachtet (Tabelle 3.10). Im Hinblick auf die in der Schweißnaht verbleibende thermisch-oxidativ belastete Schmelze und die Scherbelastung ebendieser kann das von Relevanz sein.

Mit Ausnahme des Zeitstand-Zugversuchs, der nur an Schweißungen aus PP durchgeführt wird, werden die Ergebnisse an PP- und PA6-Schweißnähten getrennt dargestellt.

5.6.1 Kurzzeit-Zugversuch

Polypropylen

Mit Schweißnähten aus PP können Zugfestigkeiten auf Grundmaterialniveau erreicht werden. Die Bruchdehnungen der Schweißnähte hingegen, nehmen für alle Erwärmbedingungen sehr stark gegenüber dem Grundmaterial ab (Bild 5.29). Zwei mögliche Gründe hierfür können genannt werden. Zum einen werden die Grundmaterialkennwerte an ungeschweißten Plattenprobekörpern

ohne Lochkerbe ermittelt, was höhere Bruchdehnungen zur Folge haben kann. Zum anderen finden durch die IR-Erwärmung Alterungsvorgänge im Kunststoff statt (Kapitel 2.4).

Die mechanischen Kennwerte, der unter den verschiedenen Erwärmbedingungen hergestellten Schweißverbindungen, unterscheiden sich nicht erheblich voneinander, trotz der teils sehr unterschiedlichen thermisch-oxidativen Schmelzebelastung (Kapitel 5.3.1). Dennoch lassen sich bei Betrachtung von Bild 5.29 erwärmbedingungsabhängige Tendenzen feststellen.

Die in Argonatmosphäre und mit ASLR hergestellten Schweißungen weisen im Mittel etwas geringere Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen auf, als die mit 100 % Strahlerleistung in Luft gefügten Schweißnähte (Bild 5.29). Dieses Ergebnis erlaubt die Schlussfolgerung, dass eine geringere thermisch-oxidative Belastung der Schmelze vor dem Fügen (Kapitel 5.3.1), aber auch der Schweißnaht (Kapitel 5.5), keinen ausschlaggebenden Einfluss auf die kurzzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften von PP haben muss.

Weiterhin fällt auf, dass die mechanischen Kennwerte, der mit ASLR hergestellten Proben mit Erhöhung der $T_{MTE\text{ Soll}}$ und mit der Erhöhung der Schmelzeschichtdicke leicht zunehmen, trotz der damit verbundenen höheren thermisch-oxidativen Schmelzebelastung vor dem Fügen. Begründet werden kann dieses Verhalten mit den höheren Kunststofftemperaturen durch die Steigerung der Erwärmzeit (Bild 5.7). Diese haben eine Verringerung der Schmelzeviskosität (Bild 5.18 links) und damit Scherbelastung während der Fügephase zur Folge. Das Schweißen nach der Erzeugung höherer Schmelzeschichtdicken (Bild 5.7 rechts) ermöglicht zudem das Schweißen mit ASLR und einem geringeren erforderlichen Fügedruck (0,5 statt 2 N/mm²) zur Erreichung ähnlicher Fügewege.

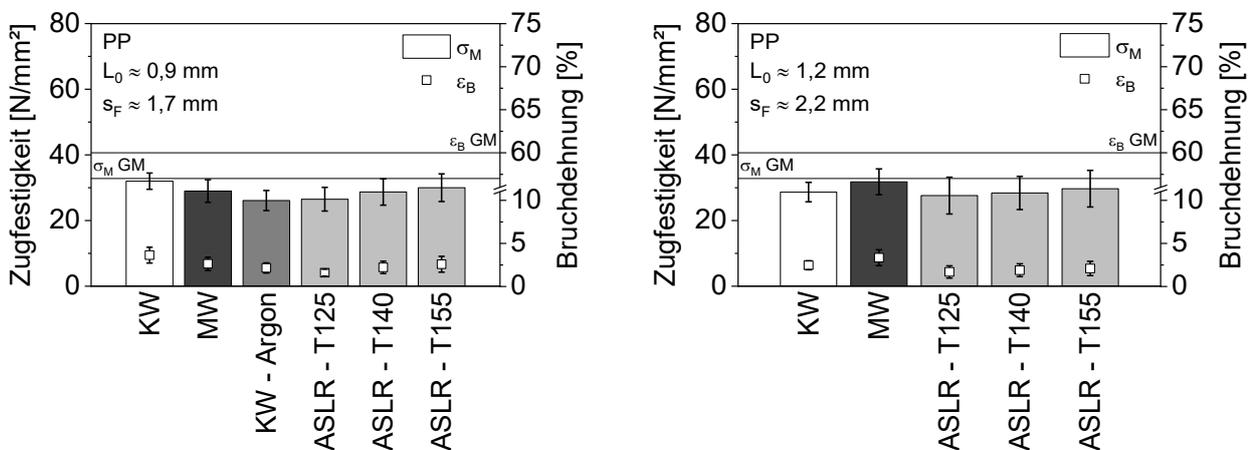


Bild 5.29: Zugfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte aus PP in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Ein Einfluss des Fügedrucks zeigt sich anhand der Schweißnahtkennwerte aus dem Kurzzeit-Zugversuch ebenfalls. Die Erhöhung des Fügedrucks von 0,15 auf 0,5 N/mm² (Standard) beim Schweißen des PP nach der Erwärmung mit dem KW-Strahler für 10 und 15 s, hat höhere Schweißnahtfestigkeiten und -bruchdehnungen zur Folge (Bild 5.30 links).

Beim Schweißen des PP mit ASLR zeigt sich ein weitaus geringerer Einfluss des Fügedrucks auf die kurzzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften. Lediglich bei einer $T_{MTE\text{ Soll}}$ von 125 °C fallen

die Festigkeiten und Bruchdehnungen tendenziell leicht mit Erhöhung des Fügedrucks von 0,5 auf 2 N/mm² (Standard) ab. Als Gründe sind erneut die geringen Kunststofftemperaturen bei der geringsten Solltemperatur zu nennen, die zu einer erhöhten Scherbelastung der Schmelze beim Fügen führt, welche durch geringere Fügedrucke weniger ausgeprägt ausfällt. Zu erwarten gewesen wäre daher für alle ASLR Parameter eine Verbesserung der mechanischen Schweißnahtkennwerte mit geringerem Fügedruck. Es ist jedoch anzunehmen, dass die geringeren Fügewege bei geringeren Fügedrücken (Tabelle 3.10) zu nicht optimalen Fügeweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnissen führen.

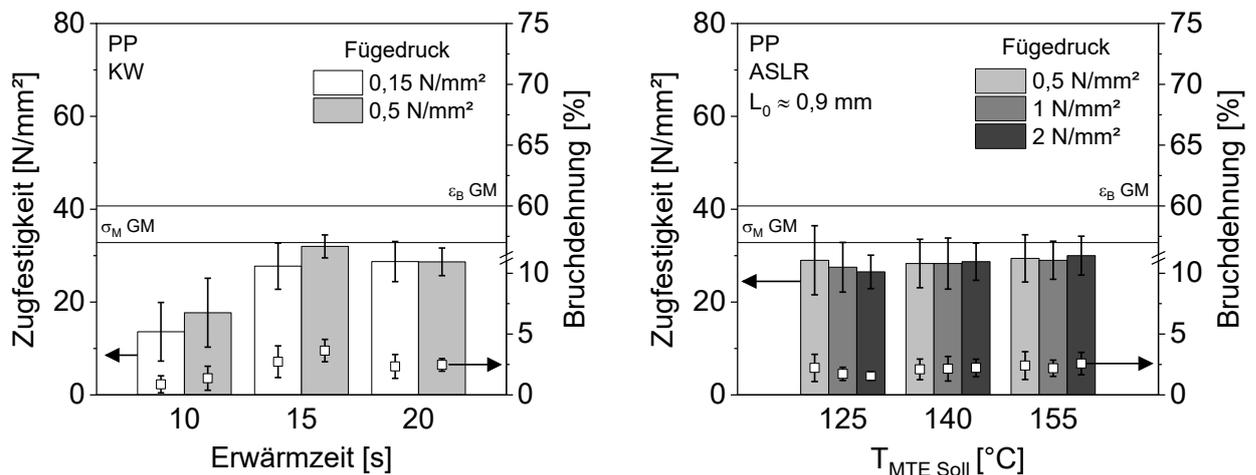


Bild 5.30: Zugfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus PP in Abhängigkeit von der Erwärmzeit und dem Fügedruck; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); L₀: Schmelzeschichtdicke; T_{MTE Soll}: Solltemperatur Mantelthermoelement; σ_M / ε_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials

Polyamid 6

Die Schweißnähte aus PA6 weisen Festigkeiten auf Grundmaterialniveau auf, die zum Teil sogar leicht oberhalb der Grundmaterialfestigkeit liegen. Der Grad der thermisch-oxidativen Schmelze- und Schweißnahtbelastung hat keinen Einfluss auf die Zugfestigkeiten der PA6-Schweißnähte (Bild 5.31). Als Grund hierfür kann die höhere thermisch-oxidative Beständigkeit von PA6 verglichen zu PA66, die sich anhand höherer Zugfestigkeiten nach der Heißluftlagerung zeigt [KA19], herangezogen werden. Auch im Falle nachweislicher Kettenspaltungen durch die IR-Erwärmung (Kapitel 5.3.2) ist es demnach möglich, dass die Zugfestigkeiten von PA6 Schweißungen nicht negativ beeinflusst werden.

Die Bruchdehnungen der Verbindungen liegen hingegen deutlich unter dem Grundmaterialwert (Bild 5.31), was in den Alterungsvorgängen im Kunststoff, aufgrund der IR-Erwärmung, begründet liegen kann (Kapitel 2.4).

Die Ergebnisse zeigen weiterhin, dass der Fügedruck einen großen Einfluss auf die kurzzeitmechanischen Eigenschaften der PA6 Schweißungen hat. Die Bruchdehnungen der Schweißnähte nehmen mit Erhöhung des Fügedrucks von 1 auf 2 N/mm² stark zu (Bild 5.31).

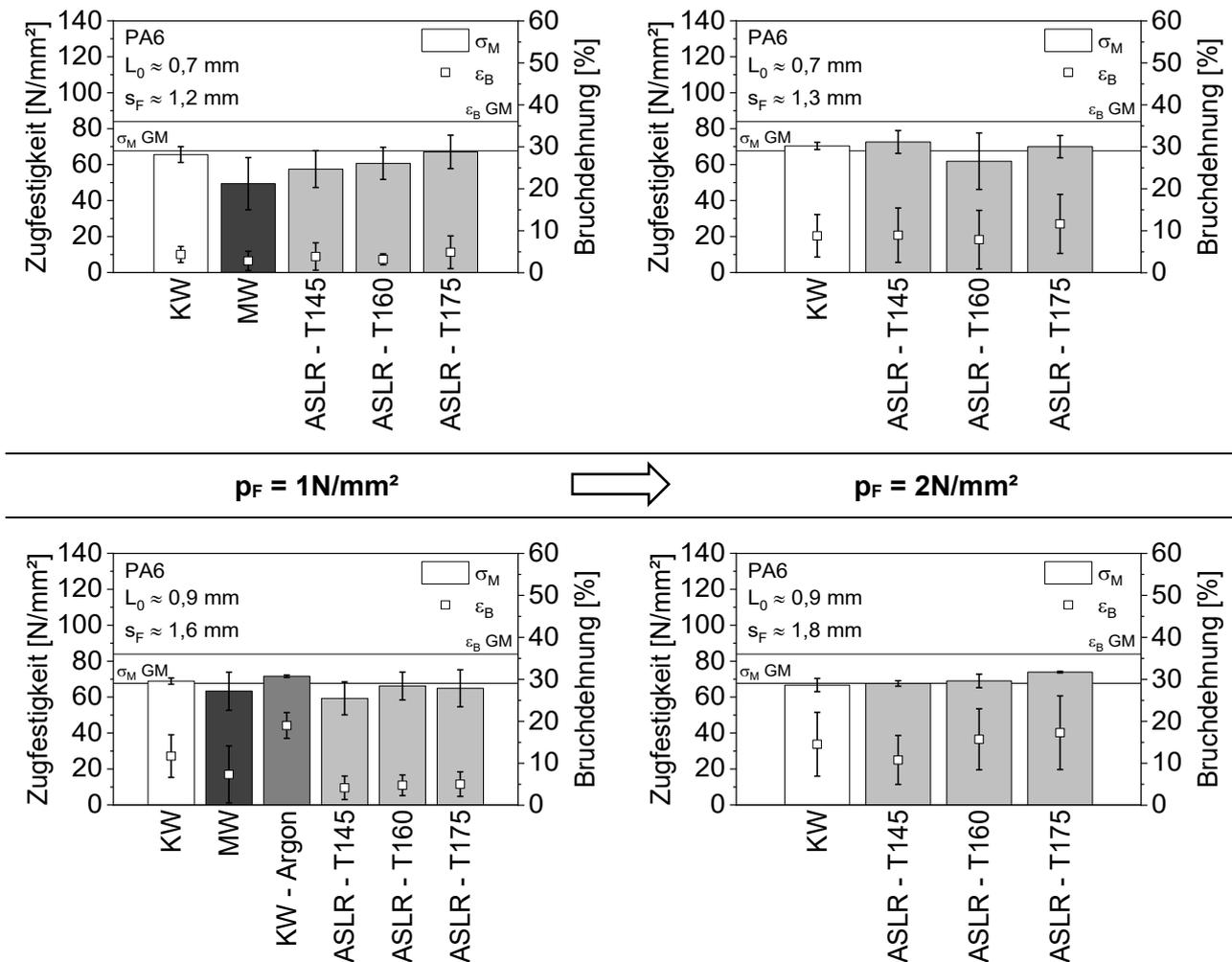


Bild 5.31: Zugfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte aus PA6 in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen und dem Fügedruck p_F (links $p_F = 1 \text{ N/mm}^2$, rechts: $p_F = 2 \text{ N/mm}^2$); L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials; weitere Parameter siehe Tabelle 3.9

Die in Argonatmosphäre hergestellten Schweißnähte weisen erheblich höhere Bruchdehnungen als die unter anderen Erwärmbedingungen erzeugten Schweißungen auf (Bild 5.31 unten links). Die thermisch-oxidativ weniger stark belastete Schmelze (Bild 5.15) scheint ein plausibler Grund hierfür zu sein. Widersprüchlich ist jedoch, dass mit Nutzung der ASLR eine ähnlich geringe Schmelzebelastung nachgewiesen wird (Bild 5.15), bei gleichzeitig geringeren Schweißnahtbruchdehnungen. Trotz der hohen thermisch-oxidativen Schmelzebelastung durch die Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 5.13), werden teilweise höhere Bruchdehnungen als mit ASLR Schweißnähten erreicht (Bild 5.31 unten links).

Ein Erklärungsansatz für die geringe Erhöhung oder gar Verringerung der Schweißnahtbruchdehnungen mit Nutzung der ASLR ist die Schmelzeviskositätserhöhung durch die geringeren Kunststofftemperaturen (Bild 5.18 rechts). Diese kann, wie bereits für PP ausgeführt, zu einer erhöhten Scherbelastung der Schmelze führen. Die Schmelzenthalpien der ASLR Schweißnähte und -wülste beim 1. Aufheizen sind höher als die der Schweißungen in Argonatmosphäre und mit dem KW-Strahler in Luft (Bild 5.26) und liefern damit den Nachweis für vermehrte physikalische Alterungsvorgänge durch das Schweißen mit ASLR. Eine Verstärkung der chemischen

Alterungsvorgänge, beispielsweise in Form der Kettenspaltung, kann anhand der Enthalpien und Temperaturen beim Abkühlen und 2. Aufheizen jedoch nicht festgemacht werden (Bild 5.26).

Die Erwärmung mit dem MW-Strahler führt, trotz der geringen thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung (Bild 5.13), zu geringeren Bruchdehnungen und Festigkeiten der Schweißnähte als bei den anderen Erwärmbedingungen. Ein möglicher Grund ist die recht stark ausgeprägte asymmetrische Schweißnahtausbildung (Bild 5.22). Die Schweißung in der Seitenansicht ergibt somit keinen Winkel von 180° , sondern einen leicht abweichenden Winkel. Dies kann zu einer Überlagerung von Spannungszuständen in der Schweißnaht während der Zugprüfung führen, was die Prüfergebnisse beeinflusst. Weiterhin können durch die Asymmetrie bedingte, unterschiedliche Abkühlbedingungen zu unvorteilhaften Eigenspannungen in der Schweißnaht führen, welche eine Abnahme der mechanischen Schweißnahteigenschaften zur Folge haben [ST03].

Schweißungen mit dem KW-Strahler und unterschiedlichen Erwärmzeiten bestätigen, dass die Fügedruckerhöhung eine Steigerung der Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißnähte zur Folge hat (Bild 5.32). Des Weiteren wird klar, dass eine erhöhte thermisch-oxidative Kunststoffbelastung in einer Verringerung der Schweißnahtbruchdehnungen resultieren kann (Erwärmzeit 25 und 30 s). Gleichzeitig zeigt Bild 5.32 aber erneut, dass eine geringe thermisch-oxidative Belastung der Schmelze (Erwärmzeit 20 s) nicht zwangsläufig zu hohen Schweißnahtbruchdehnungen führt.

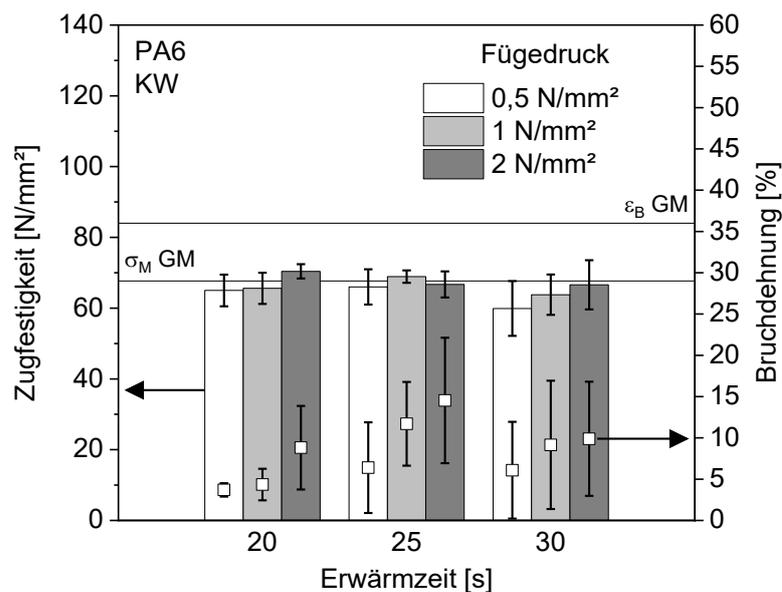


Bild 5.32: Zugfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte aus PA6 in Abhängigkeit von der Erwärmzeit und dem Fügedruck; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials

5.6.2 Schlagbiegeversuch

Polypropylen

Die Schlagzähigkeiten der PP-Schweißnähte befinden sich deutlich unterhalb derer des Grundmaterials (Bild 5.33). Dennoch sind teils große Unterschiede der Schlagzähigkeiten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen festzustellen. Für geringe Erwärmzeiten und Schmelzeschichtdicken weisen die in Argonatmosphäre hergestellten Schweißungen die höchsten

Schlagzähigkeiten auf (Bild 5.33 links). Die Schweißungen mit dem KW- und MW-Strahler sind weniger schlagzäh.

Die PP Schweißungen mit erhöhter Schmelzeschichtdicke und erwärmbedingungsübergreifend konstantem Fügedruck, weisen bei der Herstellung mit dem KW-Strahler mit Abstand die geringsten Schlagzähigkeiten auf (Bild 5.33 rechts). Die Schlagzähigkeiten der Schweißungen mit ASLR und dem MW-Strahler fallen erheblich höher aus, was gut mit der geringeren thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschichten (Bild 5.9) korreliert. Auffällig ist allerdings die wesentlich höhere thermisch-oxidative Schmelzebelastung nach der Erwärmung mit dem MW-Strahler, verglichen zur ASLR, und die dennoch ähnlichen Schlagzähigkeiten. Dies verdeutlicht den Einfluss der hohen Schmelzeviskosität beim IR-Schweißen von PP. Die Erwärmung mit dem MW-Strahler bedingt höhere Kunststofftemperaturen als die ASLR (Kapitel 5.2), die wiederum eine geringere Schmelzeviskosität zur Folge hat (Bild 5.18 links). Das Resultat ist eine verringerte thermisch-mechanische Scherbelastung der Schmelze während der Fügephase. Die vergleichsweise hohen OIT-Werte der Schweißwulst untermauern dies (Bild 5.28).

Die ASLR Schweißparameter mit erhöhter Schmelzeschichtdicke führen zu unterschiedlichen Schlagzähigkeiten in Abhängigkeit von der $T_{MTE\ Soll}$ (Bild 5.33 rechts). Diese lassen sich ebenfalls nicht allein mit den OIT-Werten der Schmelzeschichten erklären, sondern erfordern eine Betrachtung der Schmelzeviskosität. Die Erwärmung mit ASLR und einer $T_{MTE\ Soll}$ von 140 °C für 30 s hat ähnlich geringe Kunststofftemperaturen wie bei einer $T_{MTE\ Soll}$ von 125 °C für 42 s zur Folge, die deutlich unterhalb der Temperaturen bei einer $T_{MTE\ Soll}$ von 155 °C für 25 s liegen (Bild 5.7). So wird die Kunststoffschädigung aufgrund der Temperaturentwicklung verhindert und gleichzeitig die Scherbelastung und Wechselwirkungszeit der Schmelze mit Luft gering gehalten, was die hohen Schlagzähigkeiten für diesen Parametersatz begründet (Bild 5.33 rechts).

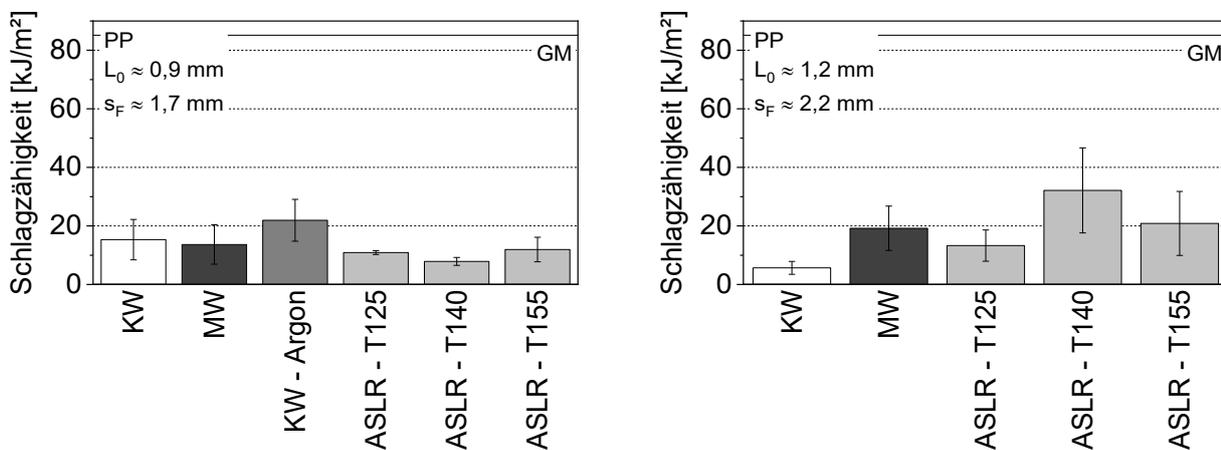


Bild 5.33: Schlagzähigkeit der Schweißnähte aus PP in in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; GM: arithmetisches Mittel des Grundmaterialwerts; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Das unterschiedliche Verhalten der Schweißnähte gegenüber schlagartiger Biegebeanspruchung, in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen, verdeutlichen exemplarische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme (Bild 5.34).

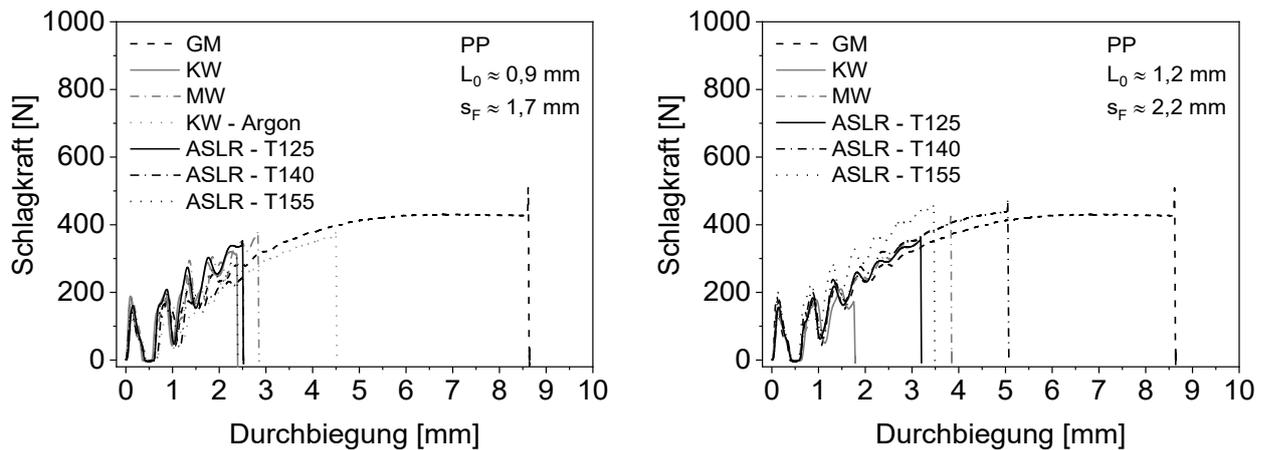


Bild 5.34: Charakteristische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme von PP-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen und dem Grundmaterial (GM); L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme der Schweißnähte mit hohen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen visualisieren die Versprödung, der mit dem KW-Strahler hergestellten Verbindungen (Bild 5.34 rechts). Dieses Verhalten kann auf die thermisch-oxidative Schädigung der Schmelze, durch die Erwärmung mit dem KW-Strahler für 20 s, mit OIT-Werten von nahezu 0 bis zu einem Abstand zur Fügefläche von 0,6 mm zurückgeführt werden (Bild 5.9 oben links).

Die Erhöhung der Durchbiegung zum Zeitpunkt des Bruchs der ASLR Schweißnähte veranschaulicht den positiven Einfluss der schonenderen Erwärmung auf die mechanischen Schweißnahtigenschaften unter schlagartiger Biegebeanspruchung. Zudem fällt auf, dass die Schweißnahtkurven oberhalb der Grundmaterialkurve verlaufen, was für eine Verfestigung des Werkstoffs in Folge physikalischer Alterungsvorgänge, ausgelöst durch die IR-Erwärmung, spricht. Dieses Ergebnis korreliert gut mit den in [Pon00] dargestellten Spannungs-Dehnungs-Diagrammen aus dem Kurzzeit-Zugversuch an ungealtertem und gealtertem PP. Weiterhin auffällig ist die Verfestigung der Schweißnähte mit Erhöhung der $T_{MTE\ Soll}$ der ASLR, die eine Zunahme der Kunststofftemperaturen zur Folge hat. Das kann die physikalischen Alterungsvorgänge verstärken [Pon00].

Die Schlagbiegebruchverläufe in den Schweißnähten mit geringen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen (Bild 5.35) können die Schlagzähigkeitswerte der Parametersätze und die Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme dieser Proben nicht unterstreichen. Die mit dem KW-Strahler hergestellte Schweißnaht versagt beispielsweise zu großen Teilen außerhalb der Schweißnaht (Bild 5.35 oben links), obwohl sie vergleichsweise geringe maximale Schlagkräfte und Durchbiegungen aufweist (Bild 5.34 links).

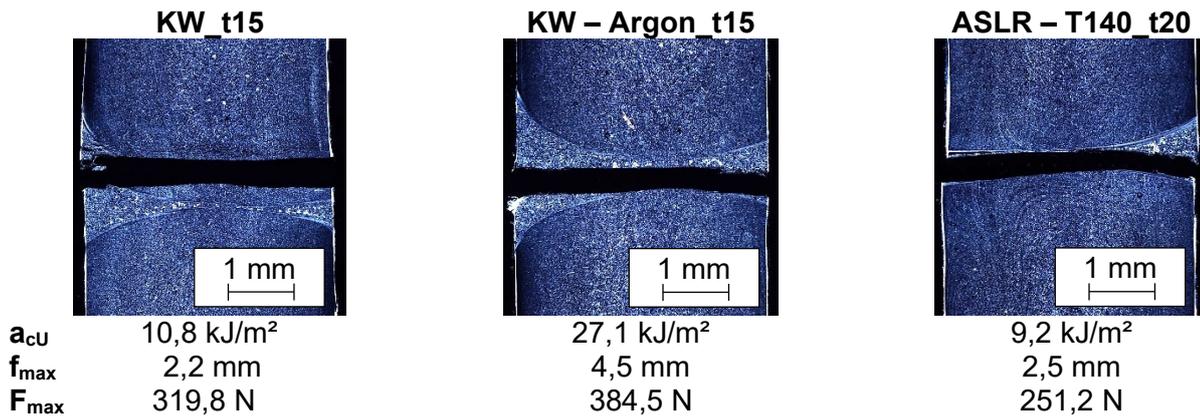


Bild 5.35: Brüche der PP-Schweißnähte aus Bild 5.34 links nach dem Schlagbiegeversuch; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR in °C; t: Erwärmzeit in s; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; a_{cU} : Charpy-Schlagzähigkeit; f_{max} : maximale Durchbiegung; F_{max} : maximale Schlagkraft; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Schlagbiegebruchverläufe der Schweißnähte mit hohen Schmelzeschichtdicken und Fügeugen (Bild 5.36) korrelieren hingegen gut mit den dazugehörigen Schlagkraft-Durchbiegungsdiagrammen der Proben (Bild 5.34 rechts). Bei der Schweißung mit dem KW-Strahler verläuft der Bruch ausschließlich durch die Schweißnaht. Die Brüche der ASLR Schweißungen finden im Grundmaterial (T125 und T155) aber auch im Bereich der deformierten Sphärolithe und Fließlinien statt.

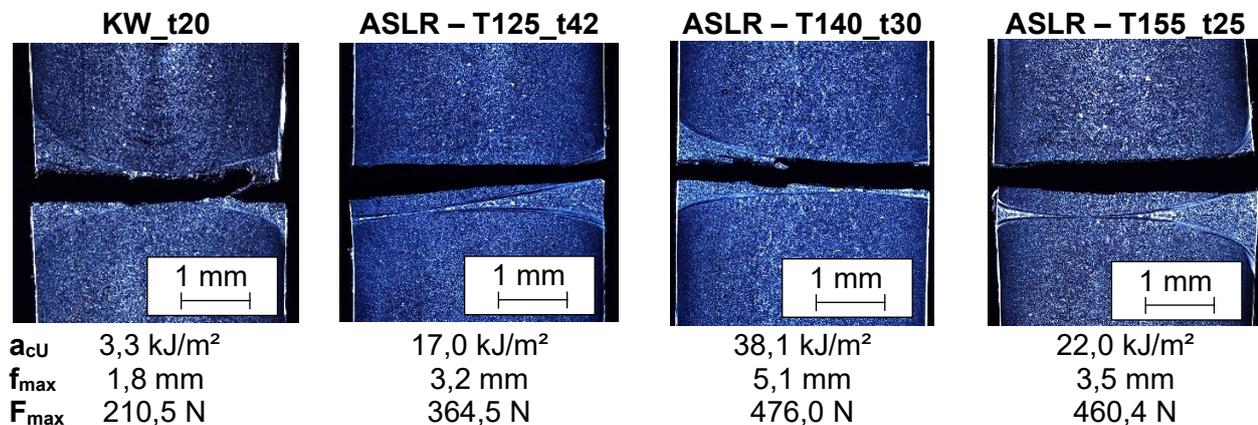


Bild 5.36: Brüche der PP-Schweißnähte aus Bild 5.34 rechts nach dem Schlagbiegeversuch; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 1,2$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR in °C; t: Erwärmzeit in s; a_{cU} : Charpy-Schlagzähigkeit; f_{max} : maximale Durchbiegung; F_{max} : maximale Schlagkraft; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Polyamid 6

Die Schlagzähigkeiten der PA6-Schweißnähte nehmen mit Erhöhung des Fügedrucks von 1 auf 2 N/mm² stark zu (Bild 5.37). Dies korreliert gut mit dem positiven Einfluss der Fügedruckerhöhung auf die Bruchdehnungen der PA6-Schweißnähte im Kurzzeit-Zugversuch

(Kapitel 5.6.1). Im Vergleich zu den PP Schweißungen fällt auf, dass die Schlagzähigkeiten der PA6-Schweißnähte wesentlich geringere Unterschiede zum Grundmaterialwert aufweisen.

Aus [PLS95] ist bekannt, dass eine Erhöhung der Verweilzeit und Schmelzetemperatur beim Spritzgießen von PA66 zu einem Abfall der Schlagzähigkeit führt. Ein Einfluss der thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschichten für die unterschiedlichen Erwärmbedingungen (Kapitel 5.3.2), anhand der Schlagzähigkeiten der PA6-Schweißnähte, kann jedoch nicht eindeutig festgemacht werden.

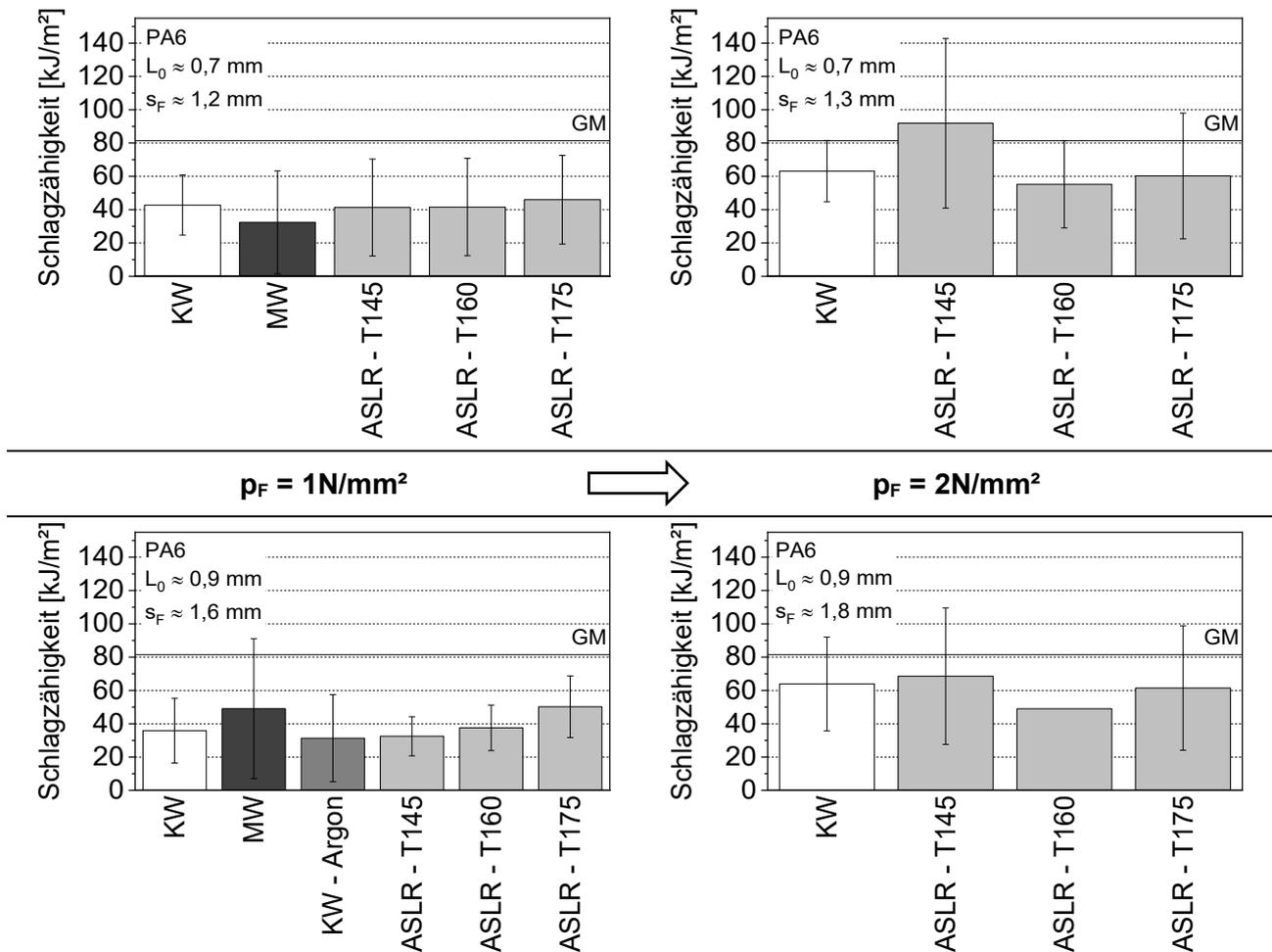


Bild 5.37: Schlagzähigkeit der Schweißnähte aus PA6 in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen und dem Fügedruck p_F (links: $p_F = 1 \text{ N/mm}^2$, rechts: $p_F = 2 \text{ N/mm}^2$); L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; GM: arithmetisches Mittel des Grundmaterialwertes; weitere Parameter siehe Tabelle 3.9

Bild 5.38 weist den Effekt der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung auf die Schlagzähigkeit von PA6-Schweißnähten nach. Mit Erhöhung der Erwärmzeit und damit der thermisch-oxidativen Kunststoffschädigung (Bild 5.13 oben links) nimmt die Schlagzähigkeit ab (Bild 5.38 links), was sich in geringeren maximalen Schlagkräften und Durchbiegungen widerspiegelt (Bild 5.38 rechts). Das Verhältnis von Schmelzeschichtdicke zu Fügeweg der Schweißnähte befindet sich auf einem ähnlichen Niveau (siehe Unterschrift Bild 5.38). Bei höheren Erwärmzeiten sind jedoch, aufgrund der höheren Schmelzeschichtdicken, größere absolute Restschmelzeschichtdicken in den Verbindungen vorzufinden.

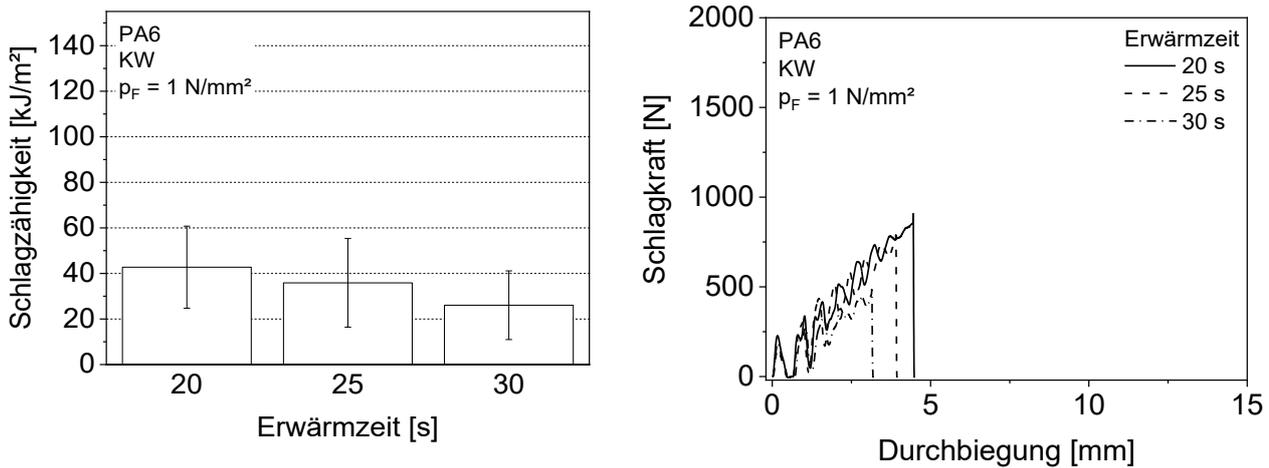


Bild 5.38: Schlagzähigkeit und charakteristische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme von PA6-Schweißnähten in Abhängigkeit von der Erwärmzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); p_F : Fügedruck; arithmetische Mittelwerte der Schmelzeschichtdicke / des Fügewegs in mm: 0,61 / 1,12 (20 s Erwärmzeit), 0,83 / 1,63 (25 s Erwärmzeit), 1,10 / 2,01 (30 s Erwärmzeit)

Trotz der Prüfung bei Probertemperaturen von ca. 0 °C (Kapitel 4.4.2), brechen einige der PA6 Schweißnaht- und Grundmaterialproben im Schlagbiegeversuch nicht. Zudem beträgt der Geschwindigkeitsverlust des Pendelhammers bei der Prüfung einiger Proben > 10 %. In beiden genannten Fällen kann die Schlagzähigkeit nicht ausgewertet werden. Dies erklärt die hohen Standardabweichungen der Schlagzähigkeiten und die fehlende Standardabweichung der Schlagzähigkeit eines Schweißparametersatzes (nur eine Probe gebrochen, Bild 5.37 unten rechts). Auch die zur Verformung verbrauchte Schlagarbeit aller Proben, die ein Maß für die Biegesteifigkeit des Werkstoffs darstellt [GS15], weist sehr hohe Standardabweichungen auf und zeigt ähnliche Tendenzen wie die Schlagzähigkeitswerte. Zur Berücksichtigung der Prüfergebnisse aller Proben, werden daher im Folgenden charakteristische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme dargestellt (Bild 5.39).

Die maximalen Durchbiegungen von mit ASLR und in Argonatmosphäre geschweißtem PA6, gegenüber den unter anderen Erwärmbedingungen hergestellten Schweißnähten steigen an (Bild 5.39). Eine mögliche Erklärung ist die verringerte thermisch-oxidative Belastung der Schmelze vor dem Fügen (Bild 5.14 und Bild 5.15), die für die Schweißnähte jedoch nicht nachgewiesen werden kann (Bild 5.26 und Bild 5.27). Die mit dem MW-Strahler generierten Schweißnähte weisen aufgrund der asymmetrischen Schweißnahtausbildung, trotz der geringen thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung, teils geringe und teils hohe maximale Durchbiegungen auf und werden daher nicht im Detail betrachtet.

Bei hohen Fügedrücken nehmen die maximalen Durchbiegungen erwärmbedingungsübergreifend zu (Bild 5.39 rechts). Die Unterschiede zwischen weniger und stärker thermisch-oxidativ belasteten Schweißnähten sind ausgeprägter als bei geringem Fügedruck. Die maximalen Durchbiegungen der Schweißnähte mit einer geringen thermisch-oxidativen Schmelzeschichtschädigung (ASLR) sind weitaus höher, als die der Schweißnähte mit stärker belasteter Schmelzeschicht vor dem Fügen (KW). Da die Schlagbiegeprüfungen an Proben ohne Wulst durchgeführt werden, machen die Ergebnisse zudem klar, dass, selbst bei geringen Restschmelzeschichtdicken und hohen Fügweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnissen, eine Verbesserung der mechanischen Schweißnahtigenschaften durch eine schonendere IR-Erwärmung zu erreichen ist.

Die Mikroskopie der Brüche aus den Schlagbiegeversuchen ist nicht möglich, da Teile des Schweißnahtbereichs oder die gesamte Schweißnaht aus der Probe herausbrechen.

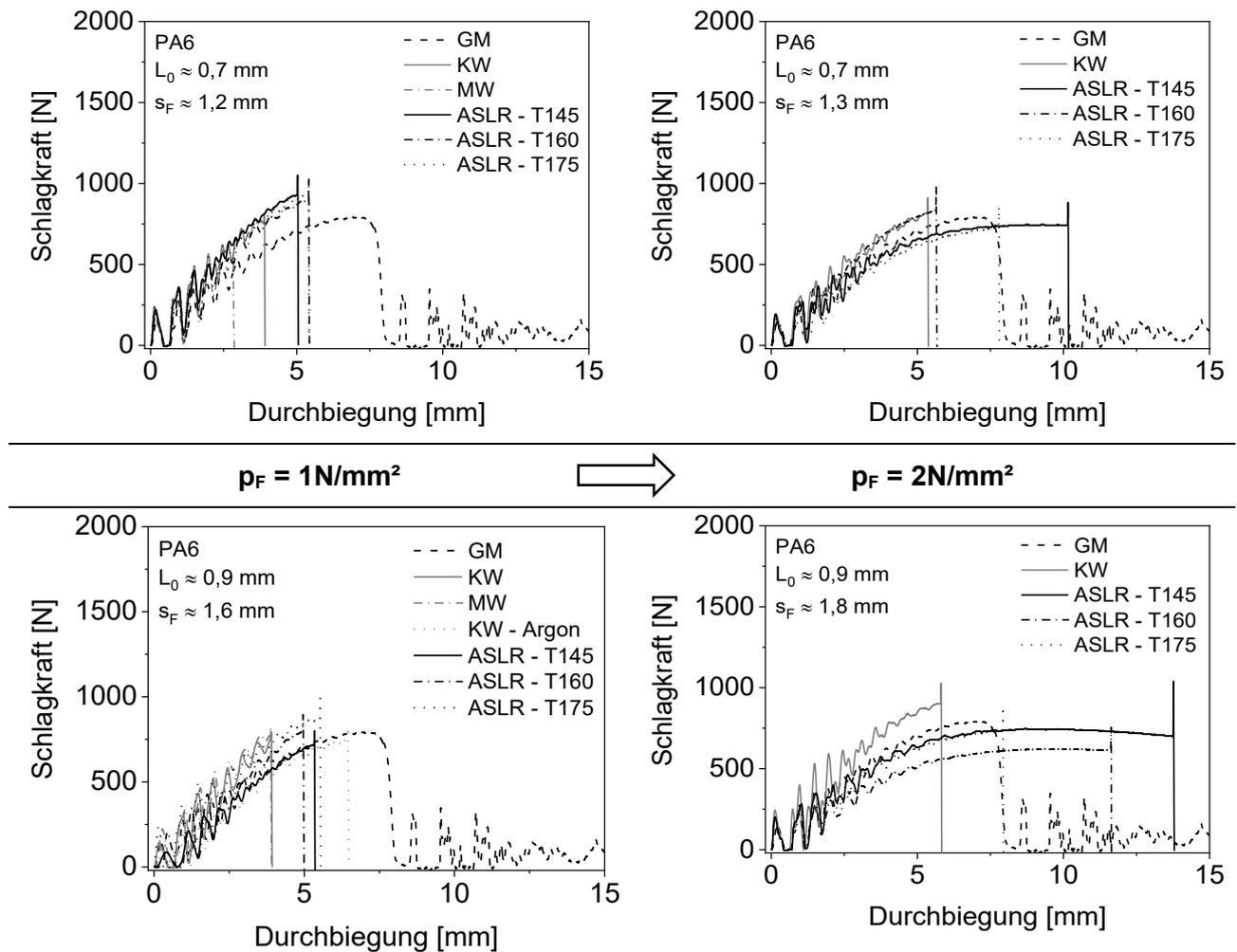


Bild 5.39: Charakteristische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme von PA6-Schweißnähten in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen und dem Fügedruck p_F (links $p_F = 1 \text{ N/mm}^2$, rechts: $p_F = 2 \text{ N/mm}^2$) und dem Grundmaterial (GM); L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; weitere Parameter siehe Tabelle 3.9

5.6.3 Zeitstand-Zugversuch

Bereits bei geringen Erwärmzeiten weisen die in Argonatmosphäre und mit ASLR hergestellten Schweißungen leicht erhöhte Standzeiten gegenüber den Schweißungen mit KW-Strahler auf (Bild 5.40 links). Mögliche Gründe sind die starke thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht (Bild 5.10) und der Schweißnaht sowie -wulst (Bild 5.28) durch die Nutzung des KW-Strahlers. Die Schweißungen mit dem MW-Strahler weisen mit Abstand die höchsten Standzeiten in der Nähe der Grundmaterialwerte auf (Bild 5.40 links). Die thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht kann nicht als alleinige Begründung hierfür herangezogen werden. Die mit dem MW-Strahler erzeugte Schmelze ist zwar weniger stark belastet, als die mit dem KW-Strahler generierte Schmelze, jedoch ist sie erheblich stärker belastet, als die mit ASLR erzeugten Schmelzeschichten (Bild 5.10). Die verringerte Schmelzeviskosität beim Schweißen mit dem MW-Strahler verglichen zur

ASLR, die sich in höheren OIT-Werten der Wülste widerspiegelt (Bild 5.28), spielt auch hier eine offensichtlich große Rolle.

Die Standzeiten der Schweißnähte mit hohen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen zeigen eine größere Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen (Bild 5.40 rechts). Unabhängig von der $T_{\text{MTE Soll}}$ weisen die ASLR Nähte höhere Standzeiten als die KW Nähte auf. Auffällig ist hierbei, dass die Standzeiten der Schweißnähte, die mittels ASLR erzeugt werden, mit $T_{\text{MTE Soll}}$ von 125 und 140 °C höher und mit 155 °C niedriger, als bei geringeren Schmelzeschichtdicken (Bild 5.40 links) ausfallen. Der Grund hierfür sind die höheren Kunststofftemperaturen durch die Erhöhung der Erwärmzeiten (Bild 5.7), die eine Verringerung der Schmelzeviskosität zur Folge haben (Bild 5.18 links). Im Hinblick auf die Schmelzescherung in der Schweißnaht ist dies positiv zu bewerten. Im Falle der $T_{\text{MTE Soll}}$ von 155 °C führt die Erhöhung der Erwärmzeit auf 25 s jedoch zu Temperaturen oberhalb T_{od} (Bild 5.7 unten links), was eine verstärkte thermisch-oxidative Schädigung des PP zur Folge hat. Die Gründe für die hohen Standzeiten, der mit dem MW-Strahler geschweißten PP Nähte sind analog zu den für die Schlagbiegeversuchsergebnisse genannten (Kapitel 5.6.2).

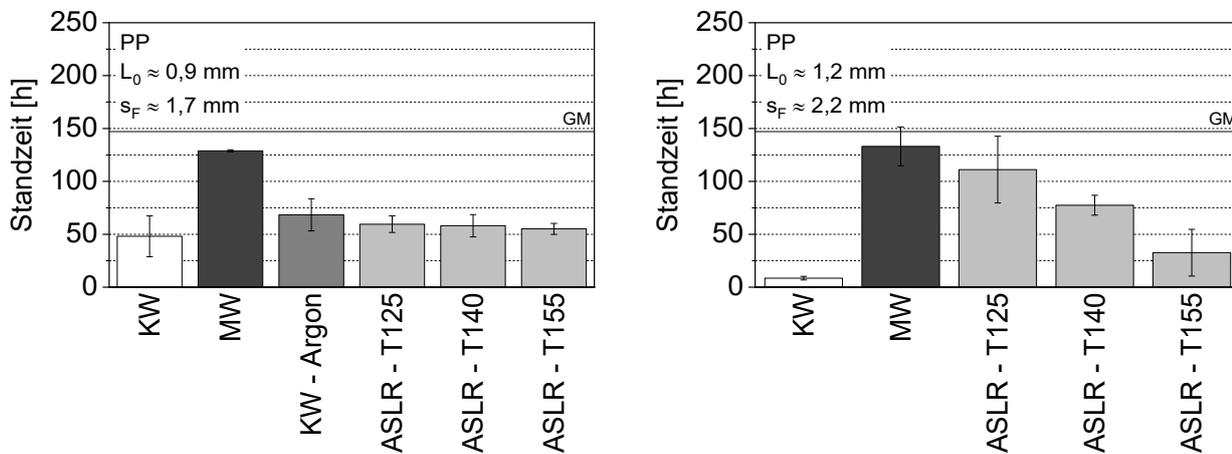


Bild 5.40: Standzeit der Schweißnähte aus PP im Zeitstand-Zugversuch in Abhängigkeit von den Erwärmbedingungen; L_0 : Schmelzeschichtdicke; s_F : Fügeweg; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements in °C; GM: arithmetisches Mittel des Grundmaterialwerts; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Bruchbilder der Schweißnähte mit geringen Fügewegen nach dem Zeitstand-Zugversuch weisen den positiven Einfluss der Argonatmosphäre nach, da ein Versagen im Grundmaterial stattfindet (Bild 5.41 Mitte). Die Brüche, der mit KW-Strahler und ASLR hergestellten Schweißnähte zeigen hingegen keine nennenswerten Unterschiede (Bild 5.41 links und rechts).

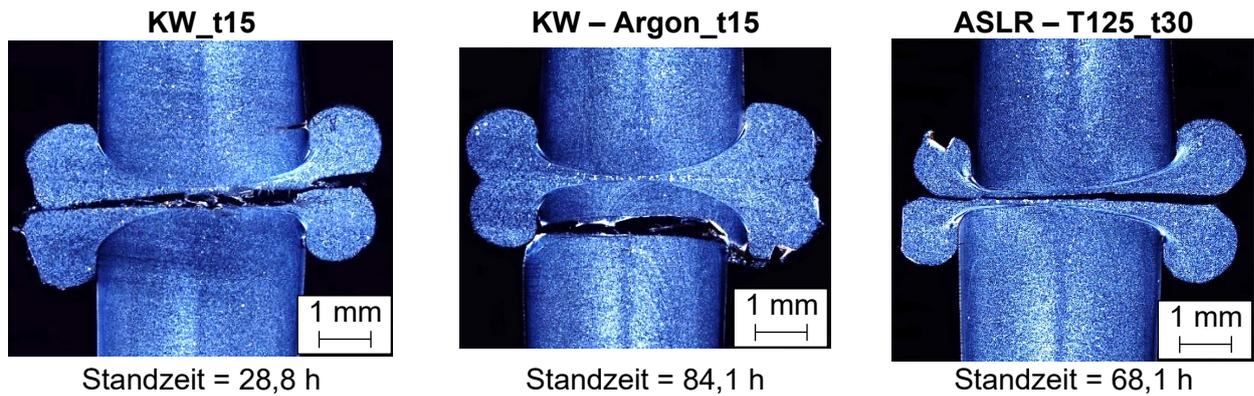


Bild 5.41: Brüche der PP-Schweißnähte nach dem Zeitstand-Zugversuch; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 0,9$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR in $^{\circ}\text{C}$; t: Erwärmzeit in s; Argon: Schweißmaschinenraum mit Argon geflutet; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Schweißungen mit hohen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen mit dem KW-Strahler versagen ausschließlich im Nahtbereich (Bild 5.42 links), was sich gut mit der geringen Standzeit deckt. Die mit ASLR und MW-Strahler gefügten Verbindungen brechen dagegen entweder ausschließlich im Grundmaterial (MW-Strahler, Bild 5.42 Mitte) oder weisen einen Mischbruch auf (ASLR, Bild 5.42 rechts). Dies spiegelt sich in hohen Standzeiten wider.

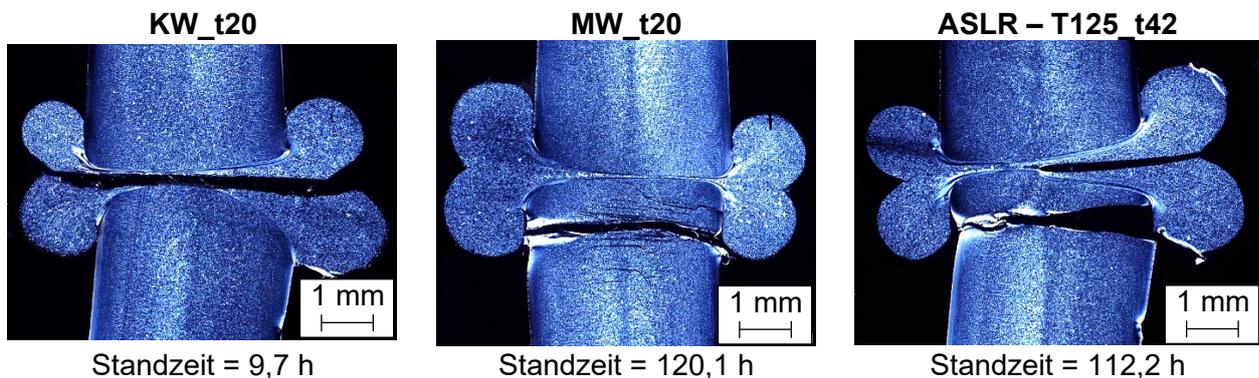


Bild 5.42: Brüche der PP-Schweißnähte nach dem Zeitstand-Zugversuch; polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; Schmelzeschichtdicke $\approx 1,2$ mm; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; T: Solltemperatur des Mantelthermoelements bei Nutzung der ASLR in $^{\circ}\text{C}$; t: Erwärmzeit in s; weitere Parameter siehe Tabelle 3.8

Die Zeitstand-Zugversuchsergebnisse von mit dem KW-Strahler erzeugten Schweißungen, veranschaulichen den negativen Einfluss einer erhöhten thermisch-oxidativen Schmelzebelastung durch die Erhöhung der Erwärmzeit (Bild 5.9 oben links) auf die Standzeit (Bild 5.43 links). Erwähnenswert ist, dass die Standzeiten der Schweißungen mit einer Erwärmzeit von 10 s mit Abstand am höchsten sind und gleichzeitig die geringsten Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen aufweisen (Bild 5.30 links).

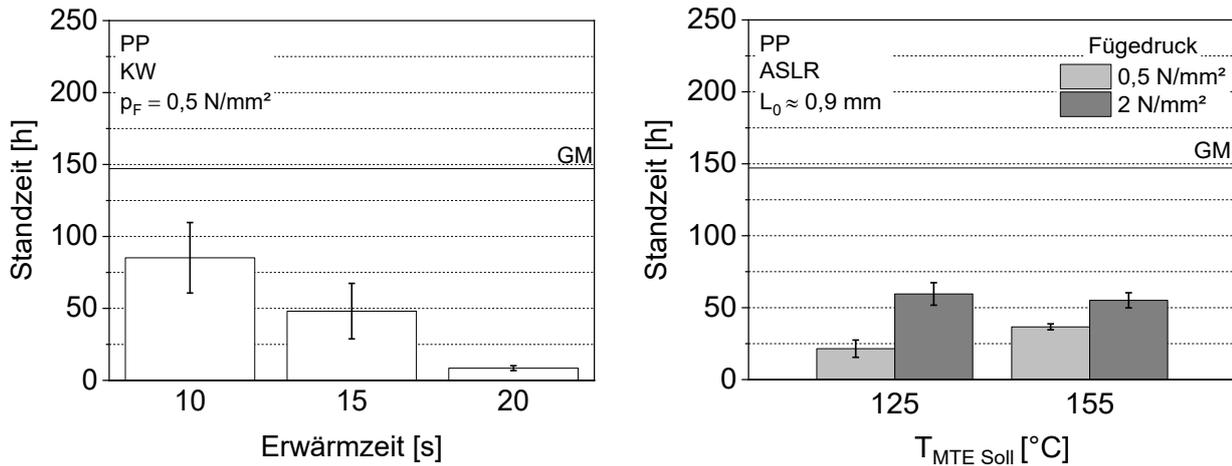


Bild 5.43: Standzeit im Zeitstand-Zugversuch von mit dem KW-Strahler hergestellten Schweißnähten (links) und von mit ASLR hergestellten Schweißnähten (rechts) aus PP; L_0 : Schmelzeschichtdicke; p_F : Fügedruck; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); ASLR: aktive Strahlerleistungsregelung; $T_{MTE\ Soll}$: Solltemperatur Mantelthermoelement; GM: arithmetisches Mittel des Grundmaterialwerts

Weiterhin weisen die Standzeiten an ASLR Schweißungen nach, dass sich eine Erhöhung des Fügedrucks von 0,5 auf 2 N/mm² positiv auf die langzeitmechanischen Eigenschaften auswirkt (Bild 5.43 rechts). Dies spricht dafür, dass mit dem geringeren Fügedruck ein nicht optimales Fügeweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnis erreicht wird. Dies stellt einen Widerspruch zu den Ergebnissen aus den Kurzzeit-Zugversuchen dar (Bild 5.30 rechts). Es muss hervorgehoben werden, dass der Einfluss des Fügedrucks auf die Standzeiten weitaus größer ist als auf die kurzzeitmechanischen Eigenschaften.

5.7 Betrachtung industriell üblicher Prozess- und Werkstoffeinflüsse

Schwankende Temperaturen der Fügeteile und Umstellzeiten von über 3 s sind in industriellen IR-Schweißprozessen oftmals zu beobachten. Die folgenden Kapitel charakterisieren diese Einflüsse hinsichtlich des Aufschmelzverhaltens, der Temperaturentwicklung im Fügeteil, der Schweißnahtausbildung und der mechanischen Schweißnahteneigenschaften.

5.7.1 Fügeteiltemperatur

Aufschmelzverhalten

Fügeteiltemperaturübergreifend kann festgehalten werden, dass zur Erreichung ähnlicher Schmelzeschichtdicken des PA6-GF30 höhere Erwärmzeiten, als beim PA6 und PP notwendig sind (Bild 5.44). Erläuterungen zum unterschiedlichen Aufschmelzverhalten von PP und PA6 finden sich in Kapitel 5.1.

Aufgrund der Streuung der IR-Strahlung an den Glasfasern nimmt die optische Eindringtiefe der Strahlung ab [Hän01, Ehr04], was das langsame Aufschmelzen des PA6-GF30 erklärt (Bild 5.44 unten rechts). Hinzu kommt, dass die Fügeteile gegenüber vom Anguss erwärmt und geschweißt werden (Bild 3.1). Infolge der spritzgießbedingten Fließvorgänge [Rot07] weisen diese somit zum großen Teil querorientierte Fasern an der Fügefläche auf [DG16]. Dies verringert die optische Eindringtiefe der Strahlung zusätzlich. Zudem ist bei der IR-Erwärmung rußgefüllter Kunststoffe, bedingt durch die Oberflächenabsorption, die Wärmeleitung für ein Aufschmelzen des Kunststoffs

von Bedeutung [Fuh13]. Daher spielt auch die geringere Wärmeleitfähigkeit von PA6-GF30 gegenüber PA6 [DEE+12] eine Rolle.

Das Aufschmelzverhalten des PP wird durch die Fügeteiltemperierung nur in geringem Maße beeinflusst (Bild 5.44 oben). Dies kann zum einen mit der geringen Wärmeleitfähigkeit des PP (ca. 0,2 W/mK) im Vergleich zum PA6 (ca. 0,3 W/mK) [DEE+12, BBO+13] und zum anderen mit der Erreichung sehr hoher Fügeteiltemperaturen, bereits nach kurzen Erwärmzeiten mit dem KW-Strahler (Bild 5.3 oben), begründet werden. Die erwärmbedingungsabhängigen Schmelzeschichtdicken unterscheiden sich bei PA6 und PA6-GF30 je nach Fügeteiltemperatur vor Beginn der Erwärmung, wobei die Unterschiede zwischen 0 °C und RT deutlich ausfallen, während zwischen RT und 40 °C nur geringe Differenzen in der Schmelzeschichtdicke festzustellen sind (Bild 5.44 unten). Ein Grund hierfür sind die geringeren Fügeteiltemperaturunterschiede zwischen 40 °C und RT (ca. 15 bis 17 K) als zwischen RT und 0 °C (ca. 23 bis 25 K). Weiterhin ist die Wärmeleitfähigkeit von PA6 bei 0 °C höher als bei RT und 40 °C [DEE+12], was zur vermehrten Erwärmung tieferer Schichten des Kunststoffes und damit zu einer Verringerung der Aufschmelzgeschwindigkeit führt.

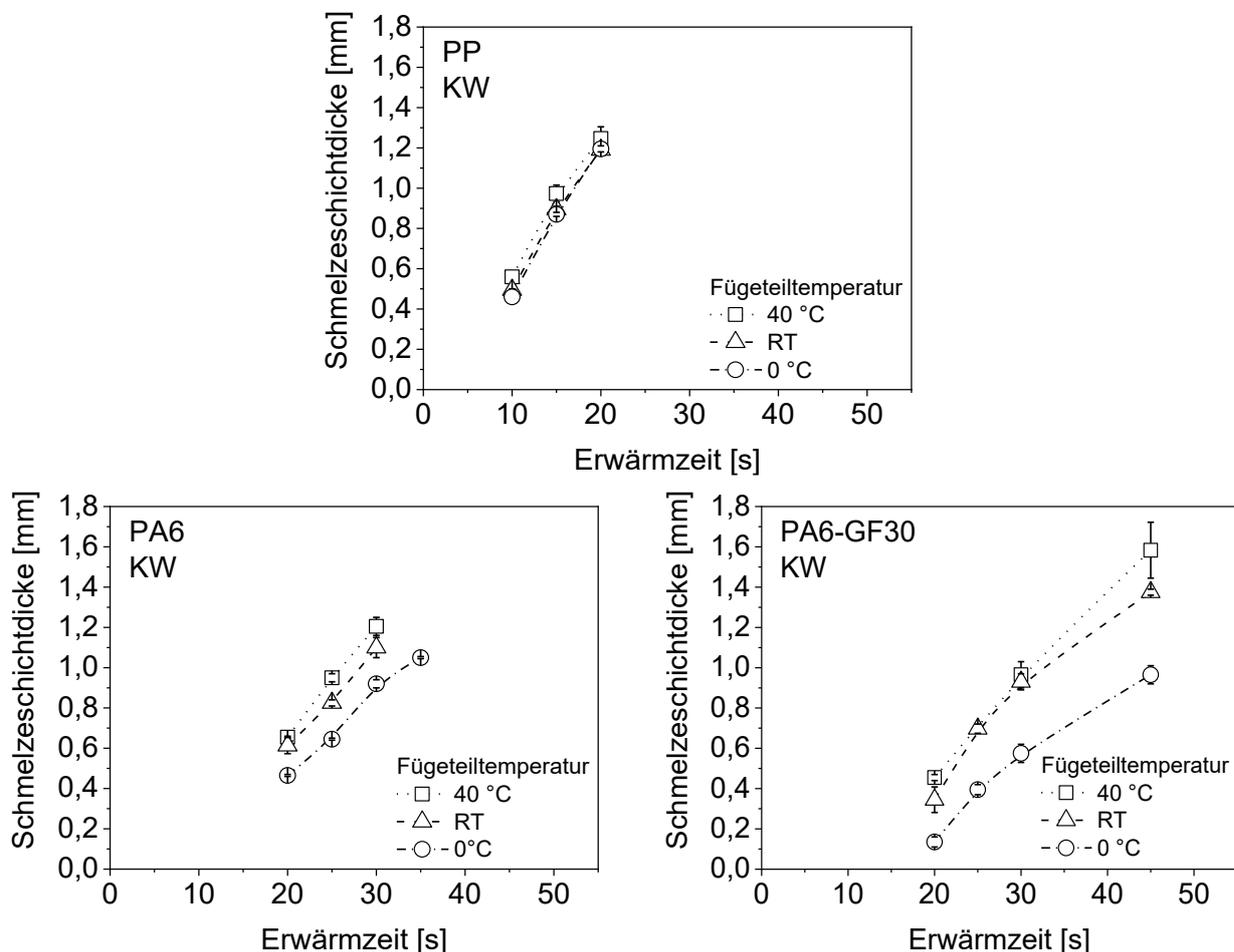


Bild 5.44: Schmelzeschichtdicke in Abhängigkeit von der Erwärmzeit und der Fügeteiltemperatur von PP, PA6 und PA6-GF30; RT: Raumtemperatur; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm)

Werkstoffübergreifend nehmen die Erwärmzeiten bis zum Rauchbeginn mit Zunahme der Fügeteiltemperatur von RT auf 40 °C ab (Tabelle 5.2), was auf die Erreichung höherer Temperaturen bei identischen Erwärmzeiten zurückgeführt werden kann. Bei Fügeteilen mit einer Temperatur von 0 °C vor der Erwärmung ist, aufgrund der geringeren Kunststofftemperatur, ein späteres Rauchen durch die IR-Bestrahlung zu erwarten. Der Rauchbeginn dieser Teile findet jedoch entweder zeitgleich (PP) oder früher (PA6 und PA6-GF30) als bei Fügeteilen mit RT statt. Trotz der

Konditionierung der Fügeile in Eiswasser in zugeschweißten PE-HD Beuteln, die eine geringe Wasserdampfdurchlässigkeit aufweisen [Lan20], kann eine leicht feuchte Umgebungsatmosphäre in den Beuteln nicht ausgeschlossen werden. Zudem bildet sich nach der Entnahme Kondenswasser auf den Fügeile. Das erforderliche schnelle Einlegen der Fügeile in die Schweißmaschine, zur Gewährleistung eines möglichst geringen Temperaturanstiegs, ermöglicht nur ein kurzes, möglicherweise nicht vollständiges Abtrocknen. Aufgrund der hygroskopischen Eigenschaften von PA6 und PA6-GF30, wird das Rauchverhalten dieser Werkstoffe hiervon stark beeinflusst.

Tabelle 5.2: Erwärmzeit bis Rauchbeginn bei der Erwärmung von PP, PA6 und PA6-GF30 in Abhängigkeit von der Fügeiletemperatur; RT: Raumtemperatur; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm)

Fügeiletemperatur	Erwärmzeit bis Rauchbeginn [s]		
	PP	PA6	PA6-GF30
0 °C	10 ± 1	8 ± 1	7 ± 1
RT	10 ± 1	12 ± 2	20 ± 3
40 °C	9 ± 1	7 ± 1	15 ± 1

Mechanische Schweißnahteigenschaften

Trotz der teils hohen Unterschiede der Schmelzeschichtdicken in Abhängigkeit von der Fügeiletemperatur bei gleichen Erwärmzeiten (Bild 5.44) und der daraus resultierenden unterschiedlichen Fügeile (Tabelle 3.13, Tabelle 3.14 und Tabelle 3.15), ist kein großer Einfluss der Fügeiletemperatur auf die Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißnähte im Kurzzeit-Zugversuch erkennbar (Bild 5.45). Bei genauerer Betrachtung der Diagramme in Bild 5.45 sind jedoch Auffälligkeiten anhand der mechanischen Kennwerte der PP- und PA6-Schweißnähte festzustellen.

Unabhängig von der Fügeiletemperatur weisen die PP-Schweißnähte Festigkeiten auf dem Niveau des Grundmaterials auf (Bild 5.45 oben). Mit Zunahme der Fügeiletemperatur steigt auch die Zugfestigkeit an. Dies bestätigt erneut die, in [Pon00] nachgewiesene, Verfestigung von PP im Kurzzeit-Zugversuch durch physikalische Alterungsvorgänge. Am PP in den Schweißnähten werden diese durch die IR-Erwärmung ausgelöst und mit der Fügeiletemperaturerhöhung verstärkt. Der Einfluss unterschiedlich ausgeprägter chemischer Alterungsvorgänge, die in Form der Ketten-spaltung in den obersten Schichten des für 15 s bestrahlten PP mit RT nachweisbar ist (Bild 5.16), ist aus den mechanischen Kennwerten der unterschiedlich temperierten PP-Fügeile nicht ersichtlich.

Nach der Fügeiletemperierung auf 0 °C weisen die Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen der PA6-Schweißnähte hohe Standardabweichungen und geringere Mittelwerte auf, als die Werte der bei RT und 40 °C hergestellten Schweißungen (Bild 5.45 unten links). Dies deutet auf eine zu geringe Schmelzeschichtdicke zur Erreichung homogener mechanischer Verbindungseigenschaften über die gesamte Schweißnahtbreite hin.

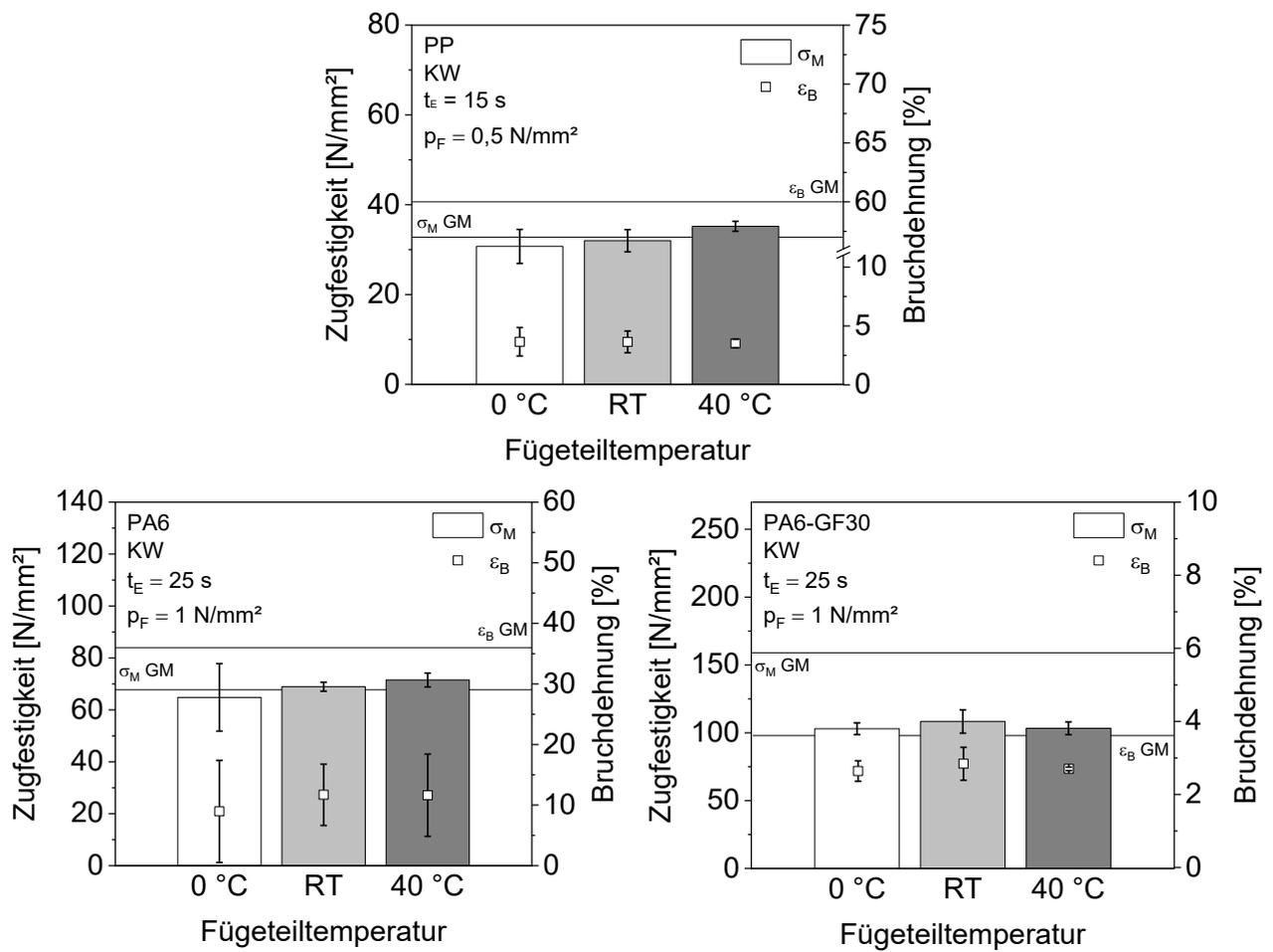


Bild 5.45: Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Fügeteiltemperatur von Schweißnähten aus PP, PA6 und PA6-GF30; KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); t_E: Erwärmzeit; p_F: Fügedruck; RT: Raumtemperatur; σ_M/ε_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit/Bruchdehnung des Grundmaterials

Durch Variation der Erwärmzeiten können auch mit den unterschiedlichen Fügeteiltemperaturen, ähnliche Schmelzeschichtdicken (Bild 5.44) und somit Fügewege für die Schweißnähte aus PA6 und PA6-GF30 erreicht werden (Bild 5.46). Wie bereits beschrieben, weist das PP unabhängig von der Fügeteiltemperatur ähnliche Schmelzeschichtdicken auf, was in ähnlichen Fügewegen der Verbindungen, bei identischen Erwärmzeiten, resultiert (Bild 5.44 oben).

Die Festigkeiten der PA6-Schweißnähte zeigen bei ähnlichen Schmelzeschichtdicken der unterschiedlich temperierten Fügeteile keine Unterschiede (Bild 5.46 links). Die Temperatur-Erwärmzeit-Diagramme von PA6 mit RT vor der Erwärmung, belegen eine schonendere Erwärmung als bei einer Fügeteiltemperatur von 0 °C. Diese äußert sich in einer geringeren Steigung der Temperatur-Erwärmzeit-Kurve in 1 mm Abstand zur Fügefläche bis ca. 25 s Erwärmzeit (Bild 5.47 oben).

Die PA6-GF30 Schweißungen an kalten Fügeteilen (0 °C) weisen bei ähnlichen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen deutlich geringere Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen auf als die Schweißungen an Fügeteilen mit RT und 40 °C (Bild 5.46 rechts). Dies ist mit der Notwendigkeit der Erwärmzeiterhöhung von 25 s (RT und 40 °C) auf 35 s (0 °C), zur Erreichung ähnlicher Schmelzeschichtdicken zu erklären. Das Resultat ist eine verstärkte thermisch-oxidative Kunststoffbelastung, die zur Verschlechterung der mechanischen Schweißnahteigenschaften führen kann. Bestätigt wird dies durch die Temperatur-Erwärmzeit-Diagramme bei Fügeteiltemperaturen

von 0 °C und RT, die eine Parallelverschiebung der Kurven zeigen (Bild 5.47 unten). Die nahezu konstanten Temperaturgradienten der Fügeiteile mit 0 °C und RT während der gesamten Erwärmzeit, visualisieren die Notwendigkeit der Erwärmzeiterhöhung. Beim PA6-GF30 fallen die Temperaturgradienten zwischen den Fügeiteilen bei 0 °C und RT im Vergleich zum PA6 wesentlich höher aus (Bild 5.47), was erneut mit der geringen Wärmeleitfähigkeit und der Faserverstärkung des PA6-GF30 begründet werden kann (siehe Abschnitt Aufschmelzverhalten).

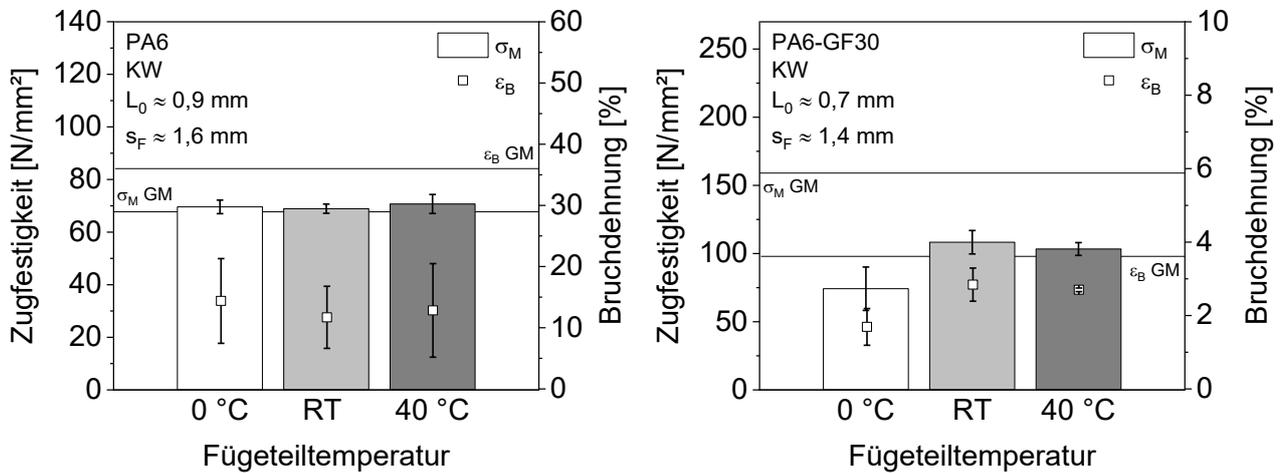


Bild 5.46: Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Fügeiteiltemperatur von Schweißnähten aus PA6 und PA6-GF30 bei jeweils ähnlicher Schmelzeschichtdicke L_0 ; Fügedruck = 1 N/mm²; KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); RT: Raumtemperatur; Erwärmzeiten bei Fügeiteiltemperaturen 0 °C / RT / 40 °C: PA6 (30 s / 25 s / 23 s), PA6-GF30 (35 s / 25 s / 25 s); σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials

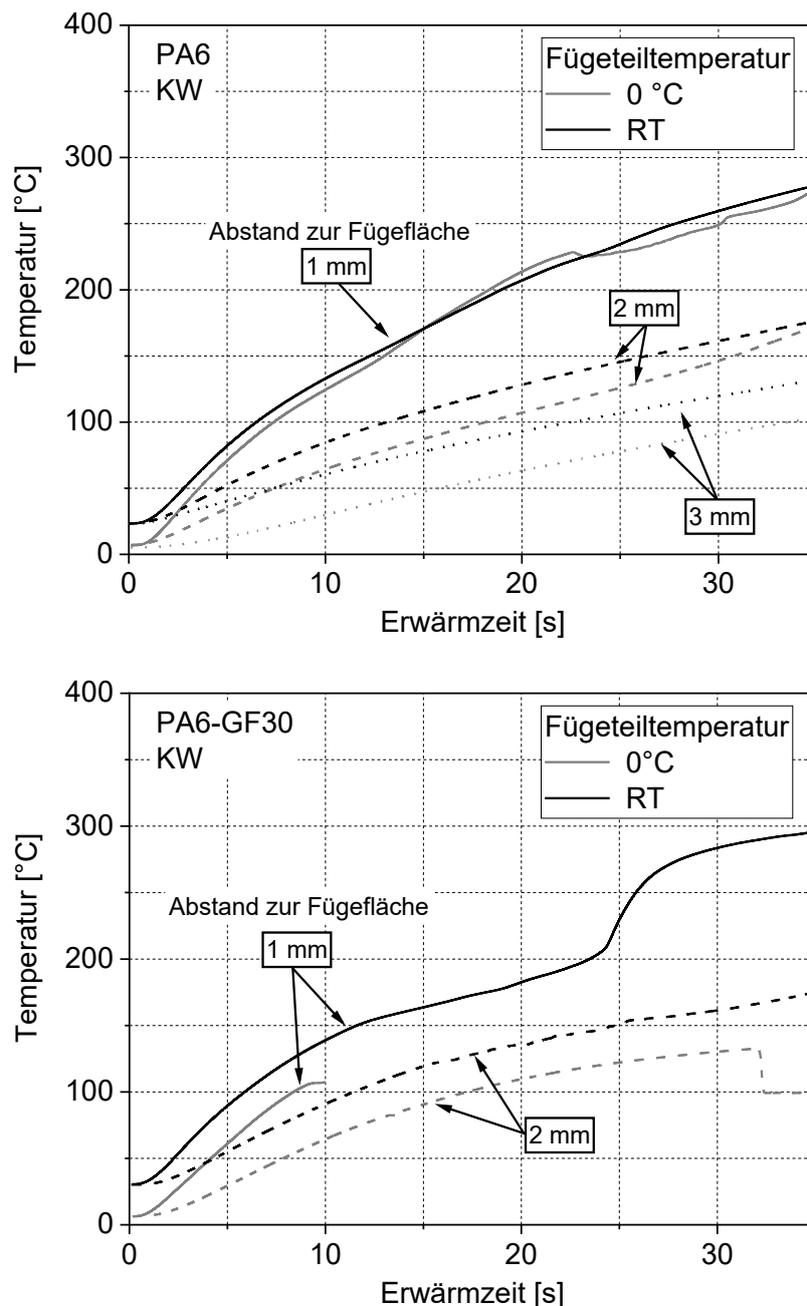


Bild 5.47: Temperatur in Abhängigkeit von der Erwärmzeit von PA6 und PA6-GF30 in unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche für verschiedene Fügeteiltemperaturen vor dem Erwärmen; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW, Strahlerabstand = 30 mm); RT: Raumtemperatur

Die mechanischen Kennwerte der PP-Schweißnähte (Bild 5.48 oben) nehmen mit Erhöhung der Erwärmzeit von 15 auf 20 s ab, was mit der erhöhten thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschichten (Bild 5.9 oben links) erklärt werden kann. Auffällig ist zudem, dass die bei Fügeteiltemperaturen von 40 °C erzeugten Schweißnähte, die geringsten Unterschiede in den mechanischen Kennwerten in Abhängigkeit von der Erwärmzeit aufweisen. Dies ist auf die schonendere Erwärmung der Fügefläche (0 mm Abstand) bei hohen Fügeteiltemperaturen zurückzuführen, die sich in der geringeren Steigung der Temperatur-Erwärmzeit-Kurven, bei identischen Temperaturen nach 20 s zeigt (Bild 5.49).

Die PA6-Schweißnähte weisen erwärmzeit- und fügeteiltemperaturübergreifend Festigkeiten auf Grundmaterialniveau auf (Bild 5.48 unten links). Die Bruchdehnungen weisen hohe

Standardabweichungen auf, tendenziell lässt sich aber festhalten, dass diese bei zu geringen und zu hohen Erwärmzeiten abnehmen. Die mindestens notwendige Erwärmzeit zur Erreichung hoher mechanischer Schweißnahtkennwerte verschiebt sich mit Abnahme der Fügeiteiltemperatur zu höheren Erwärmzeiten (Bild 5.48 unten links), da mehr Zeit zur Schmelzebildung benötigt wird (Bild 5.44). Die Ergebnisse an den PA6-GF30 Schweißungen zeigen, dass unabhängig von Erwärmzeit und Fügeiteiltemperatur ähnliche Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen erreicht werden (Bild 5.48 unten rechts). Die einzige Ausnahme stellen die Schweißungen dar, die mit 35 s Erwärmzeit und einer Fügeiteiltemperatur von 0 °C hergestellt werden. Ein fugeiteiltemperaturübergreifender Abfall der Festigkeiten im Falle der Erhöhung der Erwärmzeit von 25 auf 30 s, der bei RT und 40 °C stärker ausfällt als bei 0 °C, ist zudem ersichtlich.

Werkstoffübergreifend kann festgehalten werden, dass der frühe Rauchbeginn bei Fügeiteiltemperaturen von 0 und 40 °C (Tabelle 5.2) die mechanischen Schweißnahtigenschaften im Kurzzeit-Zugversuch kaum beeinflusst.

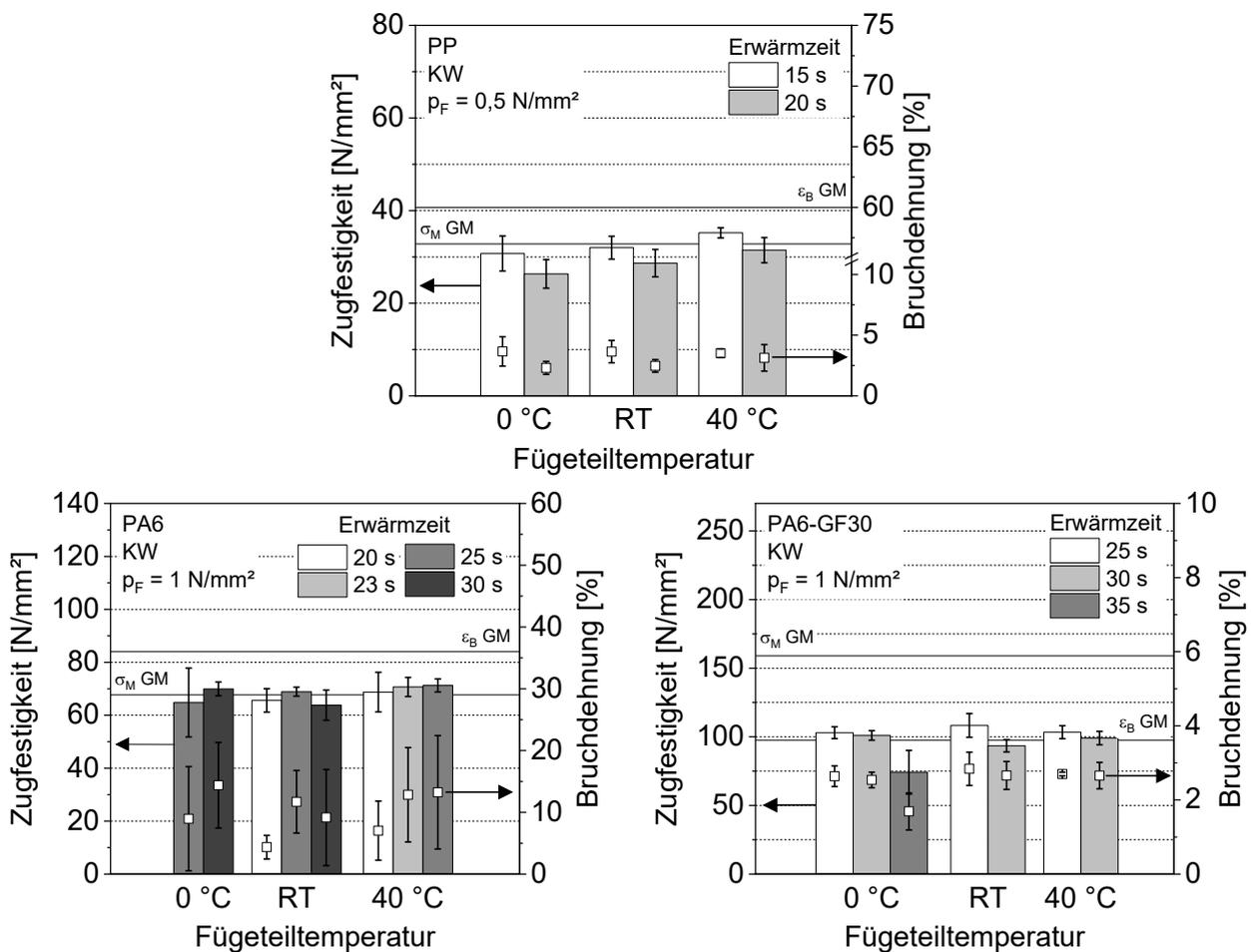


Bild 5.48: Zugfestigkeit und Bruchdehnung in Abhängigkeit von der Fügeiteiltemperatur und Erwärmzeit von Schweißnähten aus PP, PA6 und PA6-GF30; KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); p_F : Fügedruck; RT: Raumtemperatur; σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials

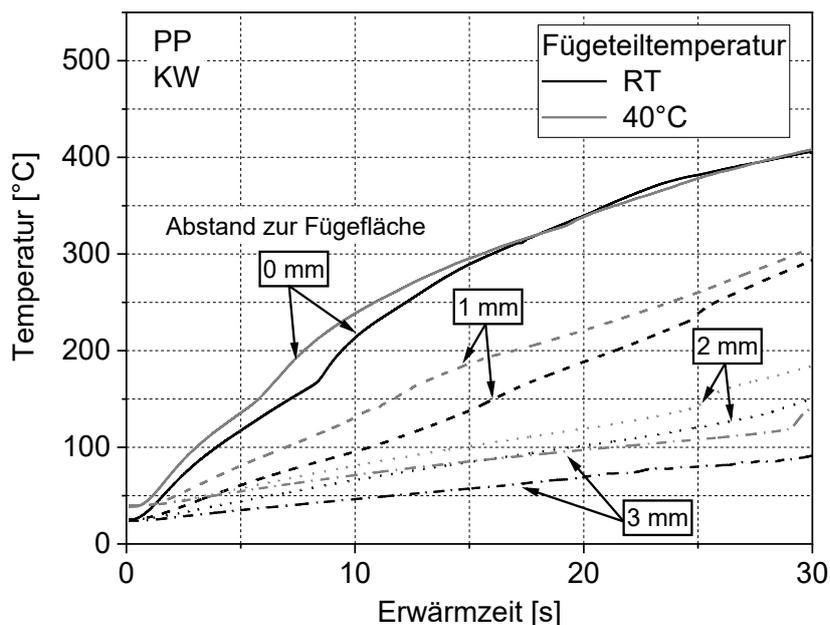


Bild 5.49: Temperatur in Abhängigkeit von der Erwärmzeit von PP in unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche für verschiedene Fügeiteiltemperaturen vor dem Erwärmen; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); RT: Raumtemperatur

5.7.2 Umstellzeit

Aufschmelzverhalten

Die Erwärmung mit dem KW-Strahler resultiert in Schmelzeschichtdicken, die mit steigender Umstellzeit nur in geringem Maße abnehmen (Bild 5.50 links). Die Nutzung des MW-Strahlers führt ab Umstellzeiten von 5 s zu einer deutlichen Abnahme der Schmelzeschichtdicke (Bild 5.50 rechts).

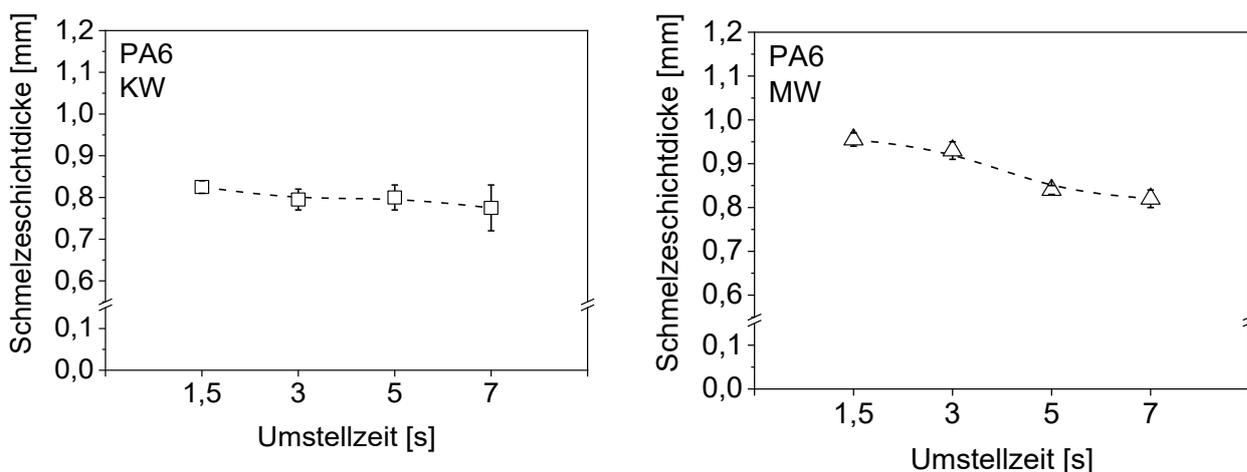


Bild 5.50: Schmelzeschichtdicke von PA6 in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s

Temperaturentwicklung

Die Temperaturen an der Fügefläche und in 1 mm Abstand zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Umstellzeit (Bild 5.51) können zur Begründung der Ergebnisse aus den Aufschmelzversuchen herangezogen werden. Die Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 5.51 links) führt an der Fügefläche und in 1 mm Abstand zu dieser, auch nach 7 s noch zu Temperaturen oberhalb der T_m oder knapp unterhalb der T_m . Dies begründet den geringen Abfall der Schmelzeschichtdicke mit steigender Umstellzeit (Bild 5.50 links). Bei der Erwärmung des PA6 mit dem MW-Strahler, nehmen die Fügeflächentemperaturen bei Umstellzeiten ≥ 5 s auf Werte knapp unter T_m ab (Bild 5.51 rechts). Dies zeigt sich auch in der erheblichen Abnahme der Schmelzeschichtdicke ab einer Umstellzeit von 5 s (Bild 5.50 rechts). Auffällig sind zudem die, verglichen zur Fügefläche, hohen Temperaturen in 1 mm Abstand zur Fügefläche sowie der weniger starke Temperaturabfall, der für eine ausgeprägtere Volumenabsorption durch die Erwärmung mit dem MW-Strahler spricht.

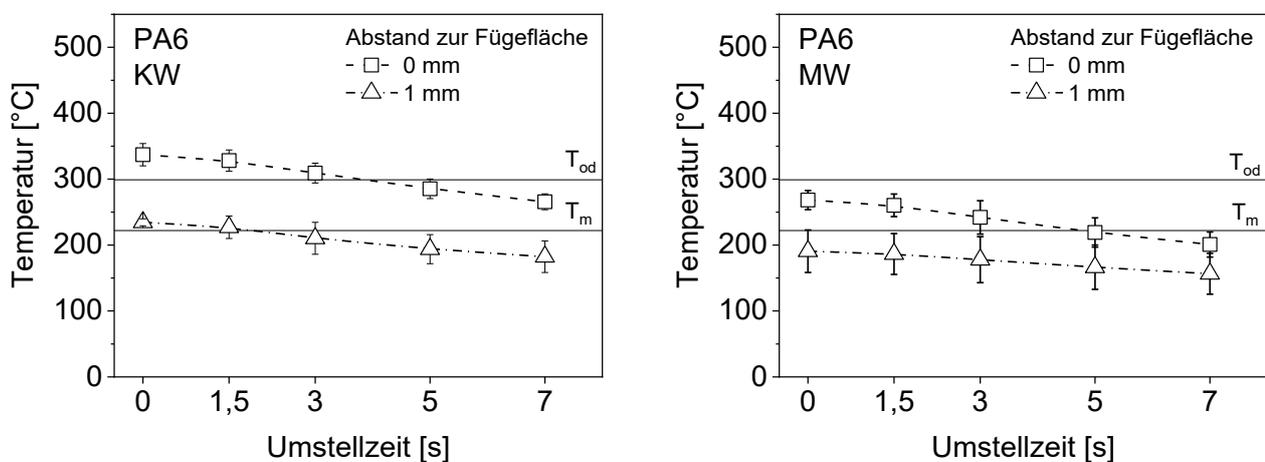


Bild 5.51: Temperatur des Fügeteils aus PA6 bei unterschiedlichen Abständen zur Fügefläche in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s; T_m : Kristallitschmelztemperatur; T_{od} : Temperatur bei Zersetzungsbeginn

Schweißnahtausbildung

Die abnehmenden Kunststofftemperaturen durch höhere Umstellzeiten (Bild 5.51) führen zur Steigerung der Schmelzescherbelastung. Dies wird an den hellen Fließlinienbereichen am Schweißwulstaustritt, aber auch im Übergangsbereich zwischen Grundwerkstoff und Schmelze deutlich (Bild 5.52). Die Restschmelzeschichtdicke nimmt zudem mit der Umstellzeit zu.

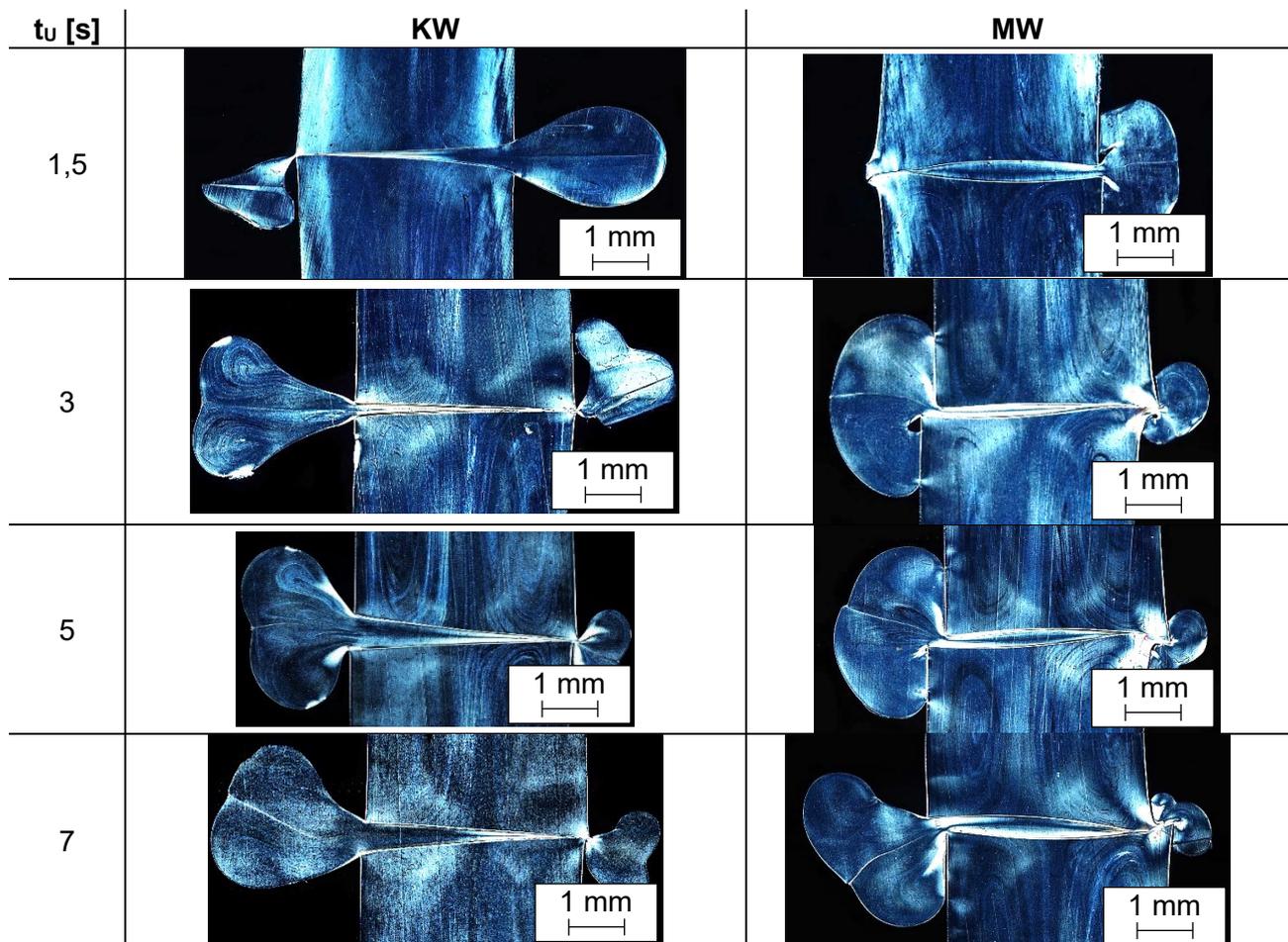


Bild 5.52: Ausbildung der Schweißnähte aus PA6 in Abhängigkeit von IR-Strahler und Umstellzeit (t_u); polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s; Fügedruck = 1 N/mm²; weitere Parameter siehe Tabelle 3.16

Mechanische Schweißnahteigenschaften

Die Schweißnähte weisen mit Zunahme der Umstellzeit strahlerübergreifend eine Abnahme der Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen auf (Bild 5.53). Auffällig ist, dass die Festigkeiten der Schweißungen mit dem KW-Strahler mit steigender Umstellzeit stufenweise abnehmen (Bild 5.53 links). Die Festigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißungen mit dem MW-Strahler hingegen, fallen bei Erhöhung der Umstellzeit von 1,5 auf 3 s ab. Bei Umstellzeiten ≥ 3 s kann jedoch kein weiterer Abfall der mechanischen Kennwerte festgestellt werden (Bild 5.53 rechts). Der weitere Abfall der Schmelzeschichtdicken (Bild 5.50 rechts) und Kunststofftemperaturen (Bild 5.51 rechts) scheint nicht mehr von Relevanz für die mechanischen Schweißnahteigenschaften im Kurzzeit-Zugversuch zu sein.

Der Vergleich der mechanischen Kennwerte der Schweißungen mit dem KW- und MW-Strahler macht zudem klar, dass die mechanischen Eigenschaften mit dem KW-Strahler und einer Umstellzeit von 7 s, denen mit dem MW-Strahler und einer Umstellzeit von 3 s entsprechen. Dieses Ergebnis steht in guter Korrelation zu den Kunststofftemperaturen (Bild 5.51), die in beiden genannten Fällen ähnliche Werte aufweisen.

Unabhängig von der Umstellzeit sind die mechanischen Kennwerte, der mit dem MW-Strahler hergestellten Schweißungen im Kurzzeit-Zugversuch geringer. Dies kann mit der asymmetrischen Schweißnahtausbildung zusammenhängen (Kapitel 5.4 und 5.6.1).

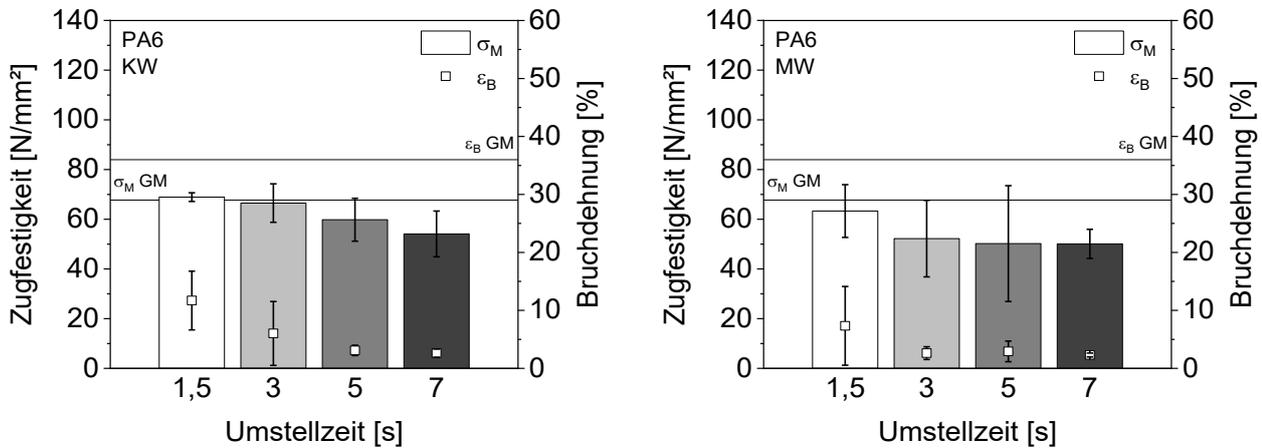


Bild 5.53: Zugfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus PA6 in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Fügedruck = 1 N/mm²; Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s; σ_M / ϵ_B GM: arithmetische Mittel der Zugfestigkeit / Bruchdehnung des Grundmaterials

Die Schlagzähigkeiten der Schweißnähte nehmen mit Zunahme der Umstellzeit tendenziell ebenfalls ab (Bild 5.54). Die arithmetischen Mittel der Schlagzähigkeiten von Schweißungen mit Umstellzeiten von 1,5 und 3 s unterscheiden sich jedoch kaum voneinander (KW-Strahler, Bild 5.54 links) oder nehmen mit Erhöhung der Umstellzeit sogar zu (MW-Strahler, Bild 5.54 rechts) und weisen hohe Standardabweichungen auf. Weiterhin kann festgehalten werden, dass die Schlagzähigkeiten, der mit dem MW-Strahler hergestellten Schweißungen höher sind als die der KW Schweißungen. Die geringere thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht nach der Erwärmung mit dem MW-Strahler verglichen mit dem KW-Strahler (Bild 5.15), kann ausschlaggebend für die höheren Schlagzähigkeiten sein. Weiterhin zeigen die Unterschiede zwischen mit dem KW- und MW-Strahler geschweißten Verbindungen, dass die Asymmetrie der Schweißnähte für die Schlagbiegeversuchsergebnisse weitaus weniger wichtig ist. Im Kurzzeit-Zugversuch werden die mechanischen Schweißnahtkennwerte eventuell durch die Überlagerung unterschiedlicher Spannungszustände oder geometrische Kerben zwischen Wulst und Grundmaterial in den asymmetrischen Nähten verringert, was im schmalseitigen Schlagbiegeversuch an den Schweißnähten ohne Wulst nicht der Fall ist.

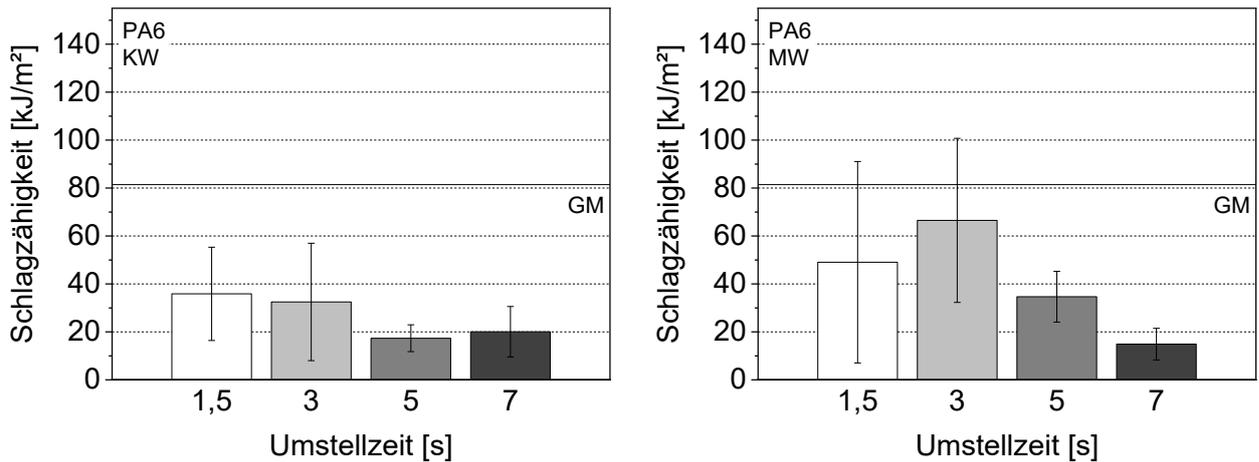


Bild 5.54: Schlagzähigkeit von Schweißnähten aus PA6 in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Fügedruck = 1 N/mm²; Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s; GM: arithmetisches Mittel des Grundmaterialwerts

Die Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme der Schweißnähte zeigen mit Zunahme der Umstellzeit eine Abnahme der Durchbiegung zum Zeitpunkt des Bruchs (Bild 5.55). Diese Versprödung der Schweißnähte unter schlagartiger Beanspruchung, macht den Einfluss der Oxidationsreaktionszeit auf die mechanischen Eigenschaften von PA6-Schweißnähten klar. Bis zu Umstellzeiten von 3 s befindet sich die Schmelze offenbar noch in Phase I oder Phase II, in der die Oxidationsreaktion induziert wird (Bild 2.14). Bei Umstellzeiten > 3 s zeigt sich die autokatalytische Charakteristik der Reaktion (Phase III), in der die Sauerstoffaufnahme des Polymers und damit die Oxidationsgeschwindigkeit stark ansteigt [HEF⁺95, EP07]. Der hohe Einfluss der Oxidationsreaktionszeit auf die PA6 Schweißnahtigenschaften unter schlagartiger Belastung wird auch durch die Schlagbiegeergebnisse an den in Argonatmosphäre hergestellten PA6-Schweißnähten gestützt. Diese weisen ebenfalls deutlich höhere Durchbiegungen zum Zeitpunkt des Bruchs auf, als die mit der gleichen Erwärmzeit in Luft gefügten Verbindungen (Bild 5.39 unten links).

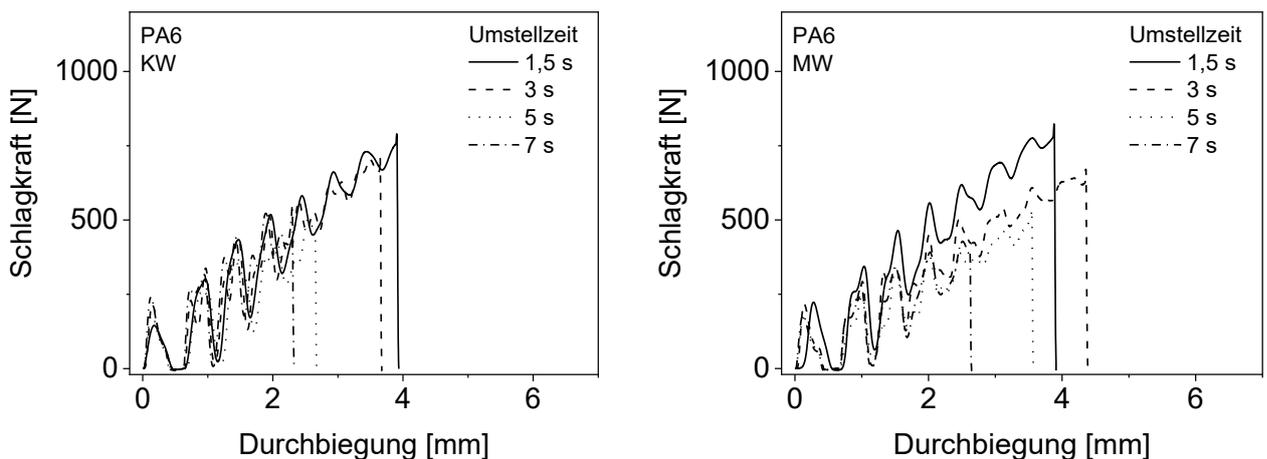


Bild 5.55: Charakteristische Schlagkraft-Durchbiegungs-Diagramme von Schweißnähten aus PA6 in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand = 30 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 2 mm); Fügedruck = 1 N/mm²; Erwärmzeit KW = 25 s und MW = 30 s

6 Ergebnisse zum Überlappschweißen

6.1 Aufschmelzverhalten

Die Hochdruckfügeversuche zeigen, dass die Faserform und Faseranordnung das Aufschmelzverhalten von PP-GF47 und PA6-GF47 kaum beeinflussen (Bild 6.1). Die Hochdruckfügezeit-Erwärmzeit-Kurven weisen in der Regel einen degressiven Verlauf auf und steigen mit Erhöhung der Erwärmzeit linear an, bis ein Plateau erreicht wird. Eine weitere Erwärmzeiterhöhung führt nicht zur Steigerung der Hochdruckfügezeit. Eine Ausnahme ist die Erwärmung des PA6-GF47 mit dem MW-Strahler (Bild 6.1 unten rechts). Die geringe Emitteroberflächentemperatur des MW-Strahlers (Tabelle 3.7) erfordert höhere Erwärmzeiten zur Erreichung ähnlicher Hochdruckfügezeit wie mit dem KW-Strahler (Bild 6.1 unten links) und führt zu einem progressiven Kurvenverlauf. Die Organobleche mit PP-Matrix beginnen nach kürzeren Erwärmzeiten aufzuschmelzen als die Organobleche mit PA6-Matrix (Bild 6.1). Die Erklärung hierfür liefern die in Kapitel 5.1 genannten Gründe, die auch für die Erwärmung in Überlappanordnung gelten.

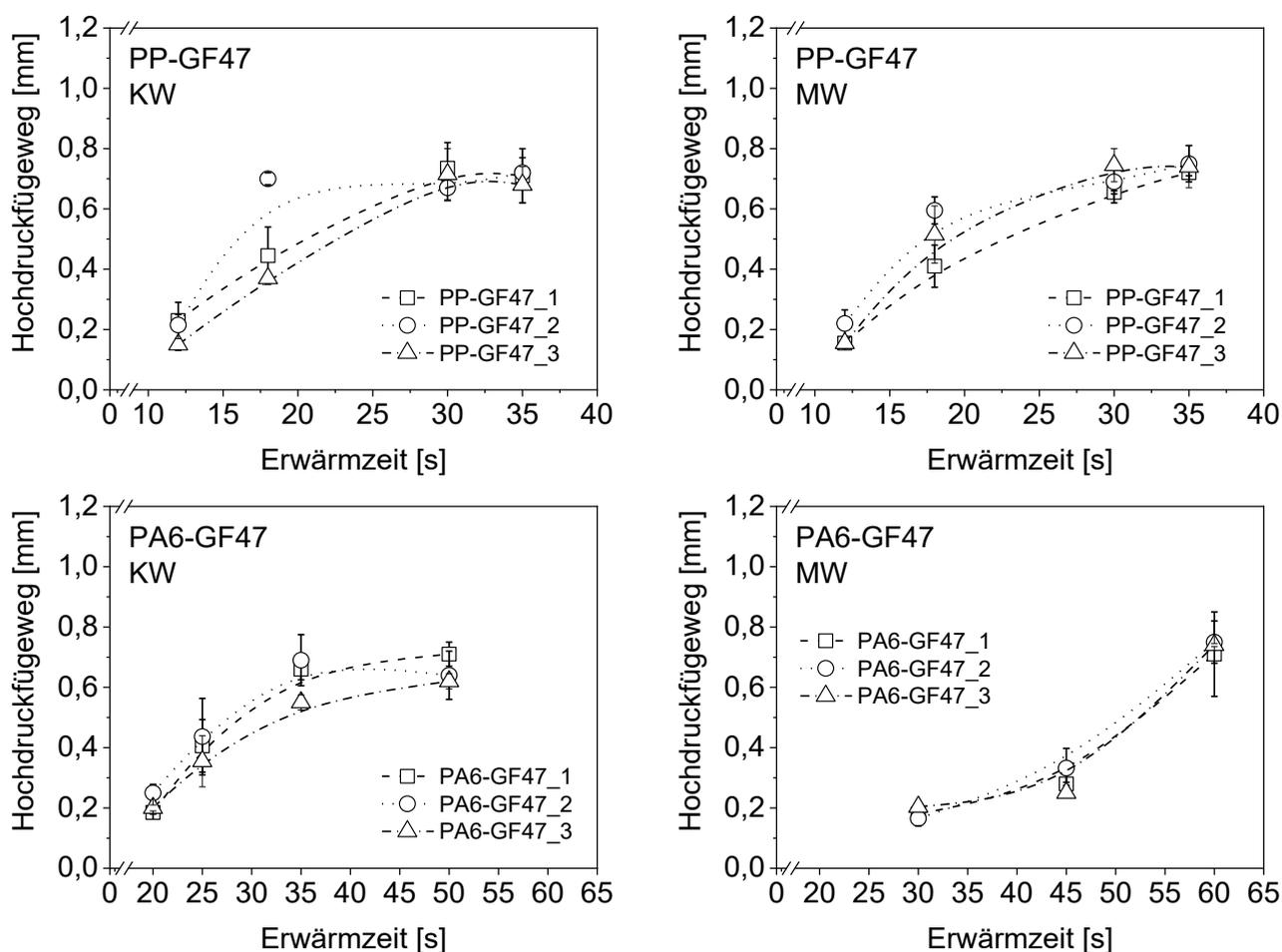


Bild 6.1: Hochdruckfügezeit in Abhängigkeit von der Erwärmzeit und dem IR-Strahler für PP-GF47 (oben) und PA6-GF47 (unten); KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler (Strahlerabstand PP-GF47 / PA6-GF47 = 30 / 20 mm); MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler (Strahlerabstand = 3 mm)

Bei geringen Erwärmzeiten entspricht der Hochdruckfügezeit noch zum großen Teil dem benötigten Weg zur Verdrängung der Schmelze auf der Oberfläche der Organobleche. Ab einer kritischen Erwärmzeit erfolgt jedoch zusätzlich eine Verdrängung von Polymerschmelze zwischen tiefer liegenden Faserlagen der Organobleche. Dies führt zu einem ausschließlichen Aufeinanderpressen

der Faserlagen im Organoblech, welches sich, auch mit Erhöhung der Erwärmzeit, in stagnierenden Hochdruckfügewegen äußert. Beispielhafte Mikroskopieaufnahmen von Hochdruckfügeproben verdeutlichen dieses Verhalten (Bild 6.2). Die Mikroskopieaufnahmen zeigen zudem, dass die untersten Matrixschichten im Organoblech nicht verdrängt werden. Dies kann mit der Oberflächenabsorption der IR-Strahlung erklärt werden, die ein Durchwärmen der gesamten Probekörperdicke von 1,5 mm auf Temperaturen $> T_m$ verhindert. Dies gilt polymermatrix- und strahlerübergreifend. Bild 6.1 oben links zeigt zudem, dass das Plateau des Hochdruckfügewegs für das PP-GF47_2 früher erreicht wird als bei PP-GF47_1 und _3. Dies ist mit der Faserform und Anordnung im PP-GF47_2 zu erklären. Da 80 % der Fasern im PP-GF47_2 in 0° Richtung orientiert sind (Tabelle 3.4), ist die Faserstruktur empfindlicher gegenüber Druckaufbringung und verschiebt sich, was in einem früheren Verdrängen der Matrix und Aufeinanderpressen von Fasern resultiert. Die hohe Schmelzeviskosität von PP verglichen mit PA6 (Bild 5.18), verstärkt die Faserverschiebung und damit auch die Matrixverdrängung. Dies begründet das faserstrukturunabhängige Erreichen des maximalen Hochdruckfügewegs bei identischen Erwärmzeiten für alle untersuchten PA6-GF47.

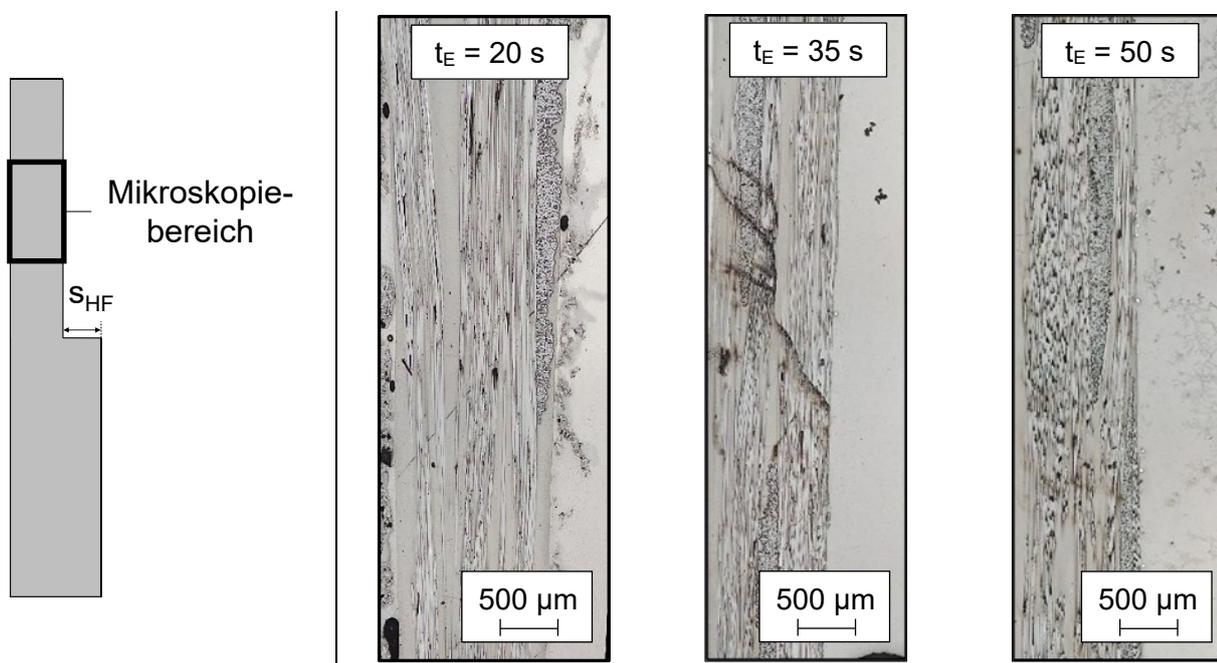


Bild 6.2: Schematische Darstellung eines Organoblechplattenprobekörpers in der Seitenansicht nach dem Hochdruckfügeversuch (links) und auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahmen von Hochdruckfügeproben aus PA6-GF47_2 (rechts); S_{HF} : Hochdruckfügeweg; t_E : Erwärmzeit; IR-Strahler: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW); Strahlerabstand = 20 mm

Die Wärmeleitfähigkeiten der Organobleche mit identischer Polymermatrix unterscheiden sich in Abhängigkeit von der Faserstruktur kaum voneinander (Bild 6.3). Trotz der unterschiedlichen Glasfaserkontaktflächen der Körperbindung 2/2 und der Leinwandbindung in den Organoblechen (Tabelle 3.4) zeigt sich kein Einfluss der Kontaktflächen auf die Wärmeleitfähigkeit. Für kohlenstofffaserverstärkte Organobleche ist bekannt, dass die Faserkontaktflächen die benötigte Zeit für die induktive Erwärmung in hohem Maße beeinflussen [Rud00, BM19]. Die Faserkontaktflächen bei der IR-Erwärmung von glasfaserverstärkten Organoblechen sind nicht von Relevanz.

Ab einer Messtemperatur von 100°C weisen alle PA6-GF47 Typen höhere Wärmeleitfähigkeiten auf als die PP-GF47 Typen (Bild 6.3). Dies deckt sich mit den Angaben aus [DEE⁺12, BBO⁺13], die besagen, dass PA6 eine höhere Wärmeleitfähigkeit als PP aufweist. Offensichtlich ist das Messen der Wärmeleitfähigkeit oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g des jeweiligen Matrixpolymers

von Bedeutung für messtemperaturunabhängig konstante Messwerte (T_g PA6-GF47 = 60 °C [NN16a, NN16b] und T_g PP-GF47 = -10 bis 0 °C [DEE+12, BBO+13]).

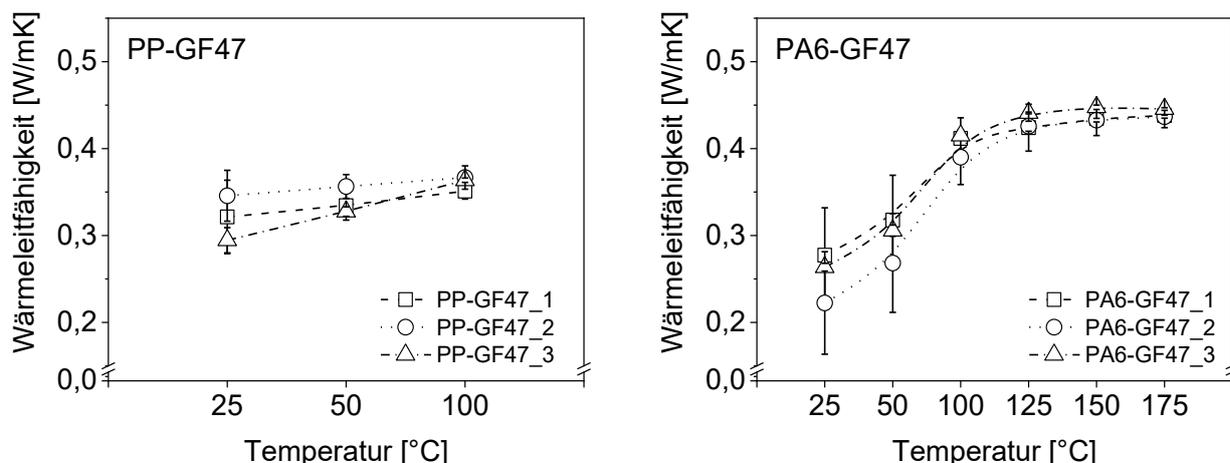


Bild 6.3: Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Messtemperatur für PP-GF47 und PA6-GF47

Die Erwärmung der Organobleche mit dem MW-Strahler erfordert zur Erreichung ähnlicher Hochdruckfugewege, aufgrund der geringeren Emitteroberflächentemperatur des MW-Strahlers (Tabelle 3.7), kleinere Strahlerabstände als die Erwärmung mit dem KW-Strahler (Bild 6.4). Dies deckt sich mit den Ergebnissen zur Erwärmung in Stumpfanordnung (Kapitel 5.1). Bild 6.4 macht zudem klar, dass eine Strahlerabstandserhöhung im Falle der Erwärmung mit dem MW-Strahler zu einer stärkeren Abnahme der Hochdruckfugewege führt.

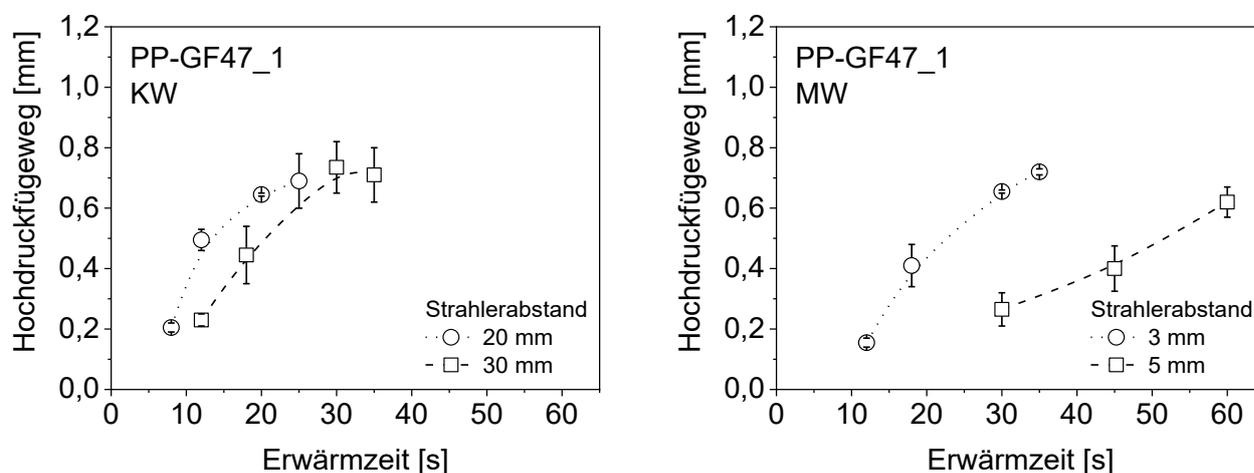


Bild 6.4: Hochdruckfugeweg in Abhängigkeit von der Erwärmzeit und dem Strahlerabstand für PP-GF47_1 nach der Erwärmung mit dem kurzwelligen Quarzglasstrahler (KW, links) und mittelwelligen Metallfolienstrahler (MW, rechts)

Die Erwärmzeit bis zum sichtbaren Rauchbeginn ist ein weiterer Unterschied zwischen der Erwärmung mit dem KW- und MW-Strahler. Im Falle der Erwärmung mit dem MW-Strahler beginnt das bestrahlte Organoblech später zu rauchen oder raucht nicht (Tabelle 6.1).

Die Ergebnisse aus Kapitel 5 zeigen, dass die Rauchbildung während der IR-Erwärmung von Kunststoffen in Luft ein Indiz für das Überschreiten der T_{od} und für die thermisch-oxidative Schädigung des Kunststoffs ist. Dies deutet darauf hin, dass der MW-Strahler ein schonenderes Erwärmen der Organobleche ermöglicht. Aufgrund des hohen FVG der Organobleche und der

begrenzten Probenmasse, sind OIT-Messungen nicht aussagekräftig und werden daher nicht dargestellt. Delaminationen der Organobleche durch die IR-Erwärmung, die auch in [Bre97] beobachtet werden, treten im Falle der Erwärmung mit dem KW-Strahler oftmals und im Falle der Erwärmung mit dem MW-Strahler immer ca. 2 bis 5 s vor dem Rauchbeginn auf. Die dadurch bedingte Abstandsverringerung des Organoblechs zum IR-Strahler, begünstigt das Rauchen des Werkstoffs, aufgrund der Strahlungsintensitätserhöhung auf der Oberfläche.

Tabelle 6.1: *Erwärmzeit bis Rauchbeginn von PP-GF47 und PA6-GF47; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; MW: mittelwelliger Metallfolienstrahler; x: Strahlerabstand; N: nicht sichtbar*

IR-Strahler	x [mm]	Erwärmzeit bis Rauchbeginn [s]					
		PP-GF47_			PA6-GF47_		
		1	2	3	1	2	3
KW	20	6 ± 0	6 ± 0	7 ± 1	11 ± 1	11 ± 1	13 ± 2
	30	9 ± 0	10 ± 1	9 ± 0	18 ± 1	19 ± 2	16 ± 3
MW	3	18 ± 0	16 ± 2	13 ± 2	45 ± 3	48 ± 7	45 ± 1
	5	38 ± 6	40 ± 2	41 ± 11	N	N	N

6.2 Schweißungen an Plattenprobekörpern

6.2.1 Mechanische Schweißnahteigenschaften

Strahler- und polymermatrixübergreifend können mit den überlappend IR-geschweißten Organoblechen in einem breiten Fügedruckbereich, Zugscherfestigkeiten auf dem Niveau der ILS erreicht werden (Bild 6.5). Die Versagenskräfte der Überlappverbindungen liegen um den Faktor 10–15 höher als von Schweißnähten in Hutprofilform [CGK17].

Bild 6.5 zeigt beispielhaft die mechanischen Kennwerte der Schweißungen mit dem KW-Strahler. Die mechanischen Kennwerte der Schweißnähte nach dem Fügen mittels MW-Strahler (Strahlerabstand 3 mm, Erwärmzeit PP-GF47 / PA6-GF47: 15 / 30 s) unterscheiden sich nur unwesentlich von diesen. Zwei Erklärungsansätze können hierfür herangezogen werden. Zum einen besteht die Möglichkeit, dass der quasistatische Zugscherversuch nicht geeignet ist, um Schlüsse im Hinblick auf den Einfluss der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften zu ziehen. Zum andern ist es möglich, dass die thermisch-oxidative Belastung der Polymermatrix beim überlappenden Schweißen von Organoblechen, aufgrund des hohen FVG, nicht von Bedeutung ist, da die Matrix auch im geschädigten Zustand die Kraffeinleitung und die Spannungsübertragung zwischen Fasern und Matrix sicherstellt.

Es kann festgehalten werden, dass zur Erreichung hoher Schweißnahtfestigkeiten lediglich eine kurze Erwärmung, mit geringen Schmelzeschichtdicken an der Organoblechoberfläche, zu bevorzugen ist. Die Erwärmzeiten für die dargestellten mechanischen Kennwerte führen strahler- und werkstoffübergreifend zu Hochdruckfügewegen von lediglich ca. 0,2 bis 0,4 mm (Bild 6.1).

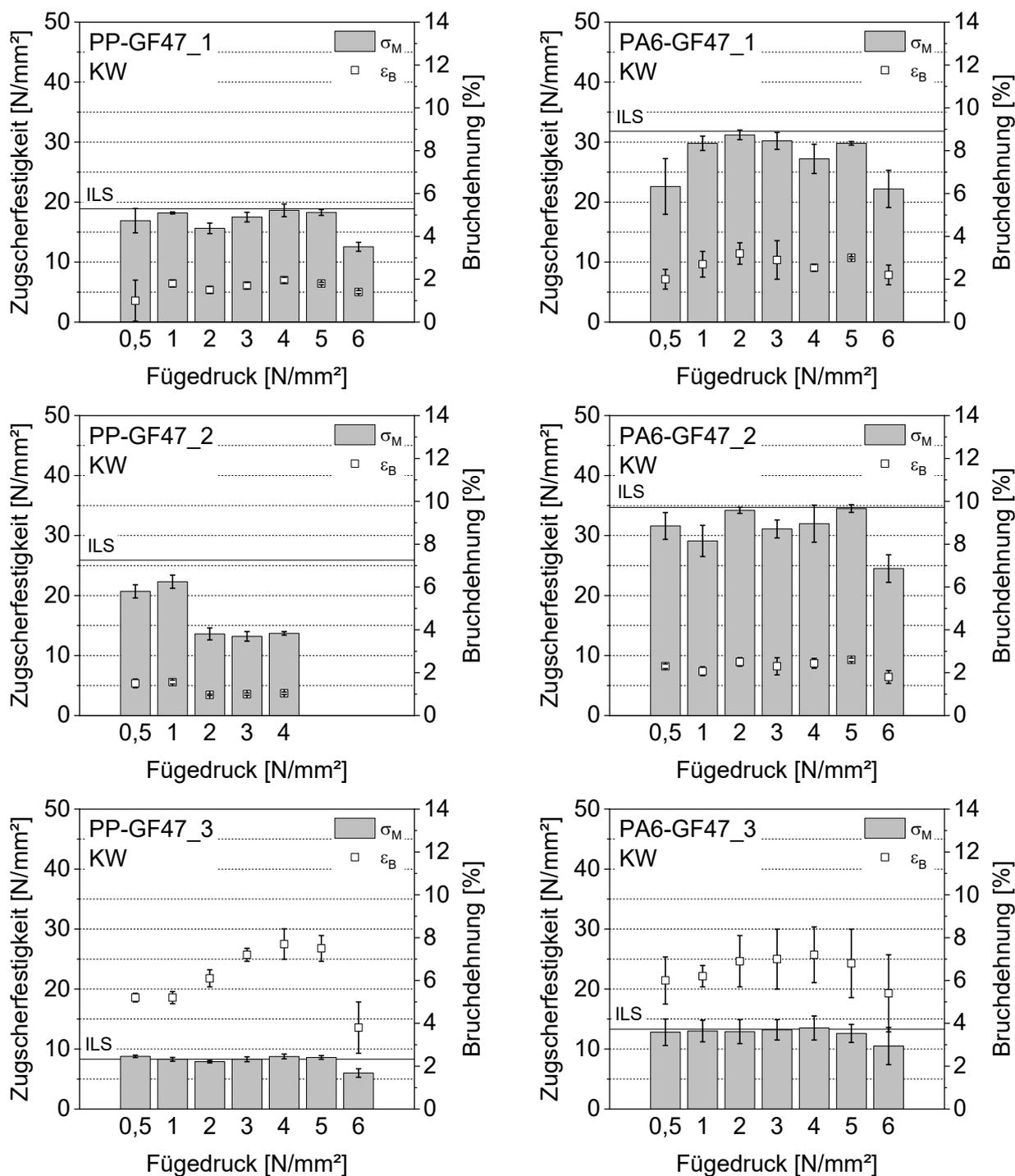


Bild 6.5: Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte aus PP-GF47 und PA6-GF47 in Abhängigkeit vom Fügedruck; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; PP-GF47: Strahlerabstand = 30 mm, Erwärmzeit = 12 s; PA6-GF47: Strahlerabstand = 20 mm, Erwärmzeit = 25 s; ILS: arithmetisches Mittel der interlaminaren Scherfestigkeit des ungeschweißten Organoblechs

Die teilweise leicht oberhalb der ILS liegenden Schweißnahtfestigkeiten (Bild 6.5) können mit einer Verdichtung / Rekonsolidierung des Organoblechs in der Fügezone erklärt werden. Sichtbar wird dies am partiellen Ineinandergleiten der Faserstrukturen der Organobleche (Bild 6.6). Dies bestätigt die Aussage aus [Rud00], wonach die ILS nicht ohne Veränderung der Laminatestruktur mit geschweißten Organoblechen zu übertreffen ist.

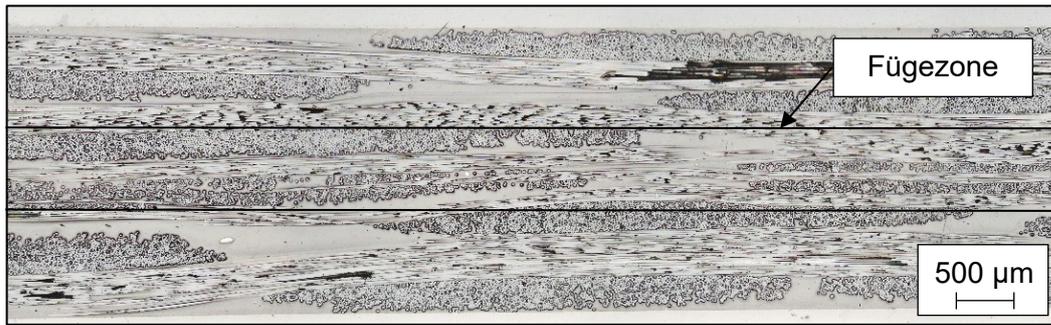


Bild 6.6: Schweißnaht aus PA6-GF47_1; kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 20 mm; Erwärmzeit = 25 s; Fügedruck = 5 N/mm²; auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahme

Die Bruchflächen hochfester Organoblechschweißnähte weisen gut erkennbare Faserbrüche auf (Bild 6.7), die für eine Faserverstärkung über die Fügeebene hinweg sprechen und eine Erklärung für die Schweißnahtfestigkeiten nahe der ILS darstellen (Bild 6.5).

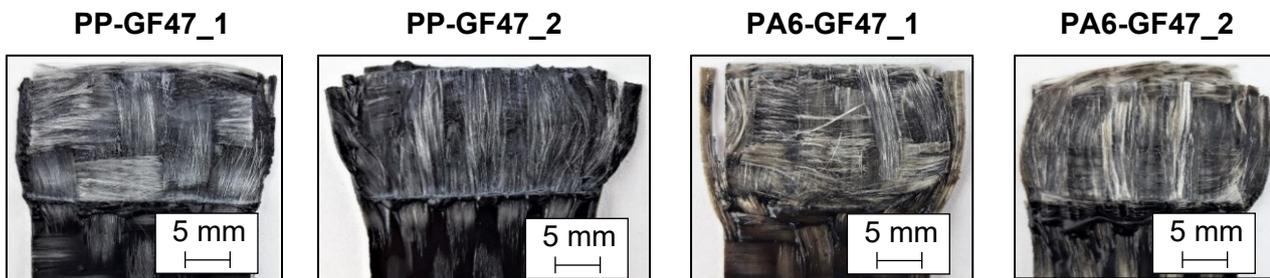


Bild 6.7: Charakteristische Bruchflächen hochfester Schweißnähte nach dem Zugscherversuch; kurzweiliger Quarzglasstrahler; PP-GF47: Strahlerabstand = 30 mm, Erwärmzeit = 12 s, Fügedruck = 1 N/mm²; PA6-GF47: Strahlerabstand = 20 mm, Erwärmzeit = 25 s, Fügedruck = 5 N/mm²

6.2.2 Prozess- und Werkstoffeinflüsse

Einfluss des Fügedrucks und der Polymermatrix

Eine Abnahme der Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte mit Erhöhung des Fügedrucks ist, ab einem kritischen Fügedruck, bei allen Werkstoffen festzustellen (Bild 6.5). Die Höhe des kritischen Fügedrucks ist polymermatrix- und faserstrukturabhängig. Der kritische Fügedruck fällt für Organobleche mit PA6-Matrix (Bild 6.5 rechts) höher aus als für Organobleche mit PP-Matrix (Bild 6.5 links). Zudem fällt auf, dass die kritischen Fügedrücke für die Organobleche des Typs 2, die eine Leinwandbindung mit 80 % der Fasern in 0° Richtung enthalten (Tabelle 3.4), geringer als bei den anderen Organoblechen sind.

Wie in den Hochdruckfügeversuchen festgestellt (Kapitel 6.1), wird auch beim Schweißen die Verschiebung der Fasern während der Fügedruckaufbringung durch den Quetschfluss der Kunststoffschmelze unterstützt. Die höherviskose PP Schmelze verstärkt die Verschiebung der Fasern in Richtung der Wulst, was zu einer Verbreiterung der Schweißnaht führt. Diese Vorgänge finden auch beim Fügen der Organobleche mit PA6-Matrix statt, sind jedoch durch die geringere Schmelzeviskosität weniger ausgeprägt (Bild 6.8).



Bild 6.8: *Bruchflächen von Schweißnähten nach dem Zugscherversuch; p_F : Fügedruck; kurzwelliger Quarzglasstrahler*

Die zu erwartende Matrixverarmung in der Fügeebene im Falle der Nutzung hoher Fügedrücke durch den Quetschfluss der Schmelze in die Wulst, kann anhand mikroskopischer Aufnahmen nicht detektiert werden. Bereits das Schweißen mit einem Fügedruck von 1 N/mm^2 führt zu einer nicht messbaren Matrixschichtdicke zwischen den Fügepartnern (Bild 6.9) und dennoch zu hohen Festigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißnähte (Bild 6.5). Die Steigerung des Fügedrucks hat eine Erhöhung des Fügewegs zur Folge, was mit einer Abnahme der Schweißnahtdicke und einer sichtbaren Verringerung der Polymermatrixschichtdicken zwischen den Faserlagen außerhalb der Fügezone einhergeht (Bild 6.9). Trotz der höheren Drucksensitivität der Faserstruktur im PP-GF47_2 (Bild 6.9 rechts), zeigen die Mikroskopieaufnahmen keine Auffälligkeiten im Vergleich zum PP-GF47_1 (Bild 6.9 links).

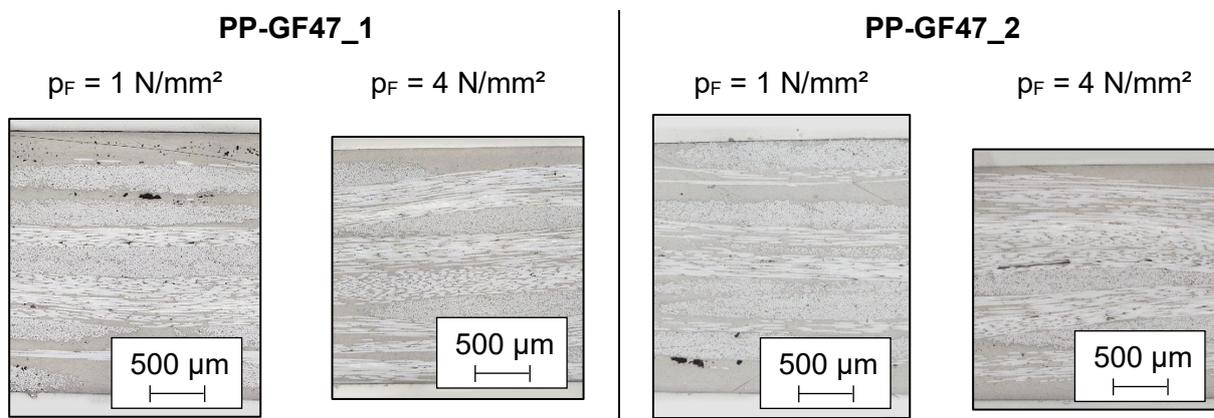


Bild 6.9: *Teilbereiche von Schweißnähten aus PP-GF47_1 und PP-GF47_2 in Abhängigkeit vom Fügedruck p_F ; kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 30 \text{ mm}; Erwärmzeit = 12 s; auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahmen*

Einfluss der Faserstruktur

Die Veraschung der mikroskopierten Schweißnähte aus PP-GF47_1 und _2 zeigt, dass sich die FVG in den Schweißnähten trotz unterschiedlicher Fügedrücke und Faserstrukturen nur in geringem Maße unterscheiden (Tabelle 6.2, Position 1–4). Dies ist mit der überlagert stattfindenden Matrixverdrängung und Faserverschiebung zu erklären, die an den FVG der Wülste sichtbar wird. Mit Steigerung des Fügedrucks nehmen die FVG in den Wülsten zu (Tabelle 6.2). Zudem fallen die FVG der Wülste des PP-GF47_2 höher aus als die des PP-GF47_1, was die anhand der Bruchflächen sichtbare Faserverschiebung und das starke Breitdrücken dieses Organoblechs beim Fügen mit Messwerten unterstreicht und den Abfall der Schweißnahtfestigkeiten beim drucksensitiven PP-GF47_2 erklärt (Bild 6.10). Auffällig sind zudem die hohen Standardabweichungen der FVG der Wülste des PP-GF47_1, die mit der geringen Wulstausprägung und damit Probenmasse erklärt werden können.

Tabelle 6.2: Faservolumengehalte von PP-GF47 Schweißnähten (Typ 1 und 2) in Abhängigkeit vom Fügedruck p_F ; kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 30 mm; Erwärmzeit = 12 s; Positionen der Entnahmestellen siehe Bild 4.4

Position	Faservolumengehalt [%]			
	PP-GF47_1		PP-GF47_2	
	$p_F = 1 \text{ N/mm}^2$	$p_F = 4 \text{ N/mm}^2$	$p_F = 1 \text{ N/mm}^2$	$p_F = 4 \text{ N/mm}^2$
1	$48,6 \pm 0,1$	$46,2 \pm 0,4$	$46,3 \pm 0,4$	$47,5 \pm 0,5$
2	$44,2 \pm 0,2$	$49,1 \pm 0,5$	$45,8 \pm 0,5$	$47,5 \pm 2,3$
3	$44,0 \pm 1,2$	$46,0 \pm 2,1$	$46,6 \pm 1,2$	$46,1 \pm 1,6$
4	$43,4 \pm 0,1$	$43,5 \pm 2,5$	$44,2 \pm 2,4$	$45,8 \pm 1,2$
Wulst	$30,7 \pm 7,1$	$34,7 \pm 5,5$	$34,4 \pm 1,4$	$39,4 \pm 1,9$

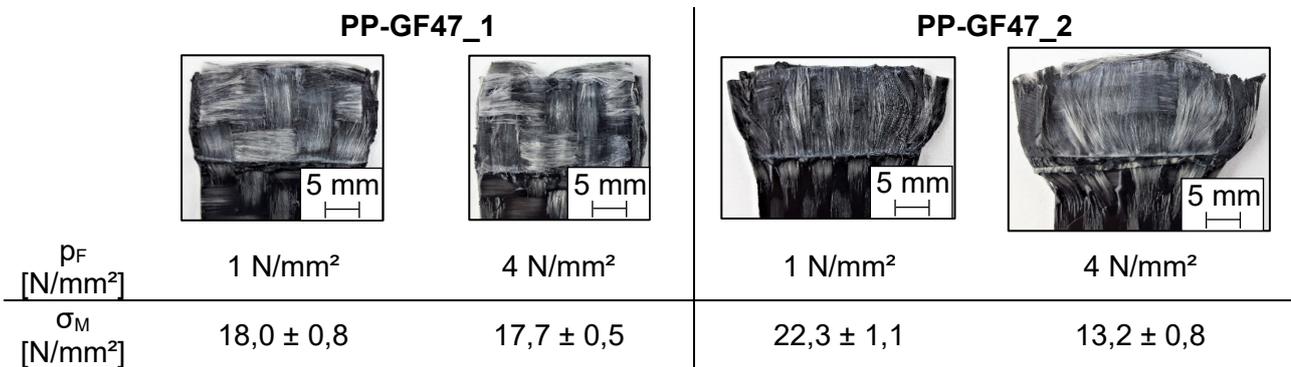


Bild 6.10: Bruchflächen von Schweißnähten aus PP-GF47_1 und PP-GF47_2 in Abhängigkeit vom Fügedruck p_F nach dem Zugscherversuch; kurzweiliger Quarzglasstrahler; σ_M : mittlere Zugscherfestigkeit des Parametersatzes

Die höhere Drucksensitivität sowie geringere Verschiebestabilität durch die Fügedruckaufbringung und den damit verbundenen Quetschfluss im Schweißprozess der Organobleche des Typs 2 (Leinwandbindung), können mit der geringen Anzahl an Bindungspunkten der Faserrovings im Gewebe erklärt werden. Da 80 % der Fasern im Leinwandgewebe in 0° Richtung orientiert sind, liegen weitaus weniger Bindungspunkte vor als im Falle der Körperbindung, die 50 % der Fasern in 0° und 90° Richtung aufweist (Bild 6.11). Eine höhere Anzahl an Bindungspunkten im Gewebe ist mit einem höheren Kraftbedarf für die Scherung von Organoblechen verbunden [Bre97].

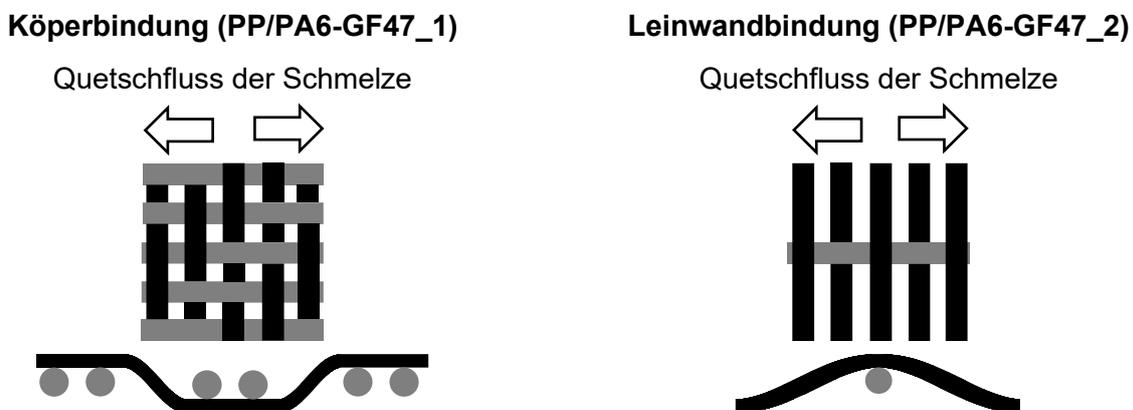


Bild 6.11: Schematische Darstellung der Faserstrukturen; oben: Draufsicht; unten: Querschnitt; mit Veranschaulichung des Schmelzequetschflusses in der Fügephase

Einfluss der Umstellzeit

Die Erhöhung der Umstellzeit (Standardwert = 1,5 s) führt zur Abnahme der Zugscherfestigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißnähte. Die mechanischen Kennwerte der geschweißten Organobleche mit PA6-Matrix fallen mit Erhöhung der Umstellzeit weitaus stärker ab als die der Organobleche mit PP-Matrix (Bild 6.12). Wie für alle zweistufigen Kunststoffschweißverfahren bekannt [Ehr04], sollte demnach auch beim überlappenden IR-Schweißen von Organoblechen die Umstellzeit so gering wie möglich gehalten werden, um das Abkühlen des Kunststoffs und Oxidationsreaktionsdauer an der Fügefläche zu minimieren.

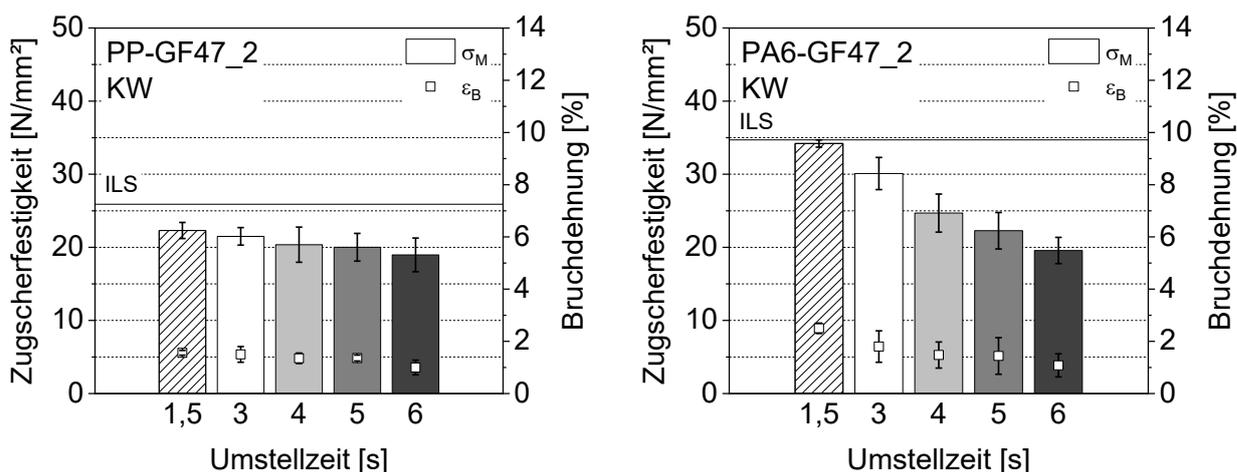


Bild 6.12: Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus PP-GF47_2 (links) und PA6-GF47_2 (rechts) in Abhängigkeit von der Umstellzeit; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand, Erwärmzeit und Fügedruck PP-GF47_2 / PA6-GF47_2 = 30 / 20 mm, 12 / 25 s, 1 / 2 N/mm²; ILS: arithmetisches Mittel der interlaminaeren Scherfestigkeit des ungeschweißten Organoblechs

6.2.3 Kriterien zur Schweißnahtbewertung

Im Folgenden wird das Fügweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnis (s_F / s_{HF}) der überlappenden Schweißnähte betrachtet. Mit Anstieg des Fügedrucks ist eine lineare Zunahme des Fügewegs und damit auch Fügweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnisses zu beobachten bis ein Plateau erreicht wird (Bild 6.13). Der Fügedruck im Plateaubereich entspricht dem werkstoffspezifischen kritischen Fügedruck, dessen Überschreiten eine Abnahme der mechanischen Schweißnahtkennwerte zur Folge hat (Bild 6.5). Die höheren Fügweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnisse der Schweißnähte aus Organoblechen des Typs 2 mit Leinwandbindung zeigen erneut die vergleichsweise hohe Drucksensitivität und Verschiebungsneigung der Faserstruktur, wie bereits in Kapitel 6.2.2 nachgewiesen.

Bei Betrachtung von Bild 6.13 fällt zudem auf, dass die Fügweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnisse teilweise deutlich über 1 liegen. Die Erklärung hierfür ist das partielle Ineinandergleiten der Faserstrukturen der Organobleche während der Fügephase, was in einer Verdichtung des Organoblechs in der Fügezone resultiert. Das gegenseitige Durchdringen der Füge-teile ist im Hochdruckfügeversuch nicht möglich, da das erwärmte Organoblech in diesem Fall gegen eine kalte Duroplastoberfläche gedrückt wird. Das Schweißen mit hohen Fügedrücken führt zu einer Verbreiterung der Überlappung und resultiert bei Überschreiten des kritischen Fügedrucks p_{FK} , unterstützt durch den Quetschfluss der Schmelze, in einem Austreiben der Fasern in Richtung der Wulst. Die Folge ist eine Änderung der Orientierung der Fasern in der Fügezone, die vor dem Fügen in 0° Richtung vorliegen.

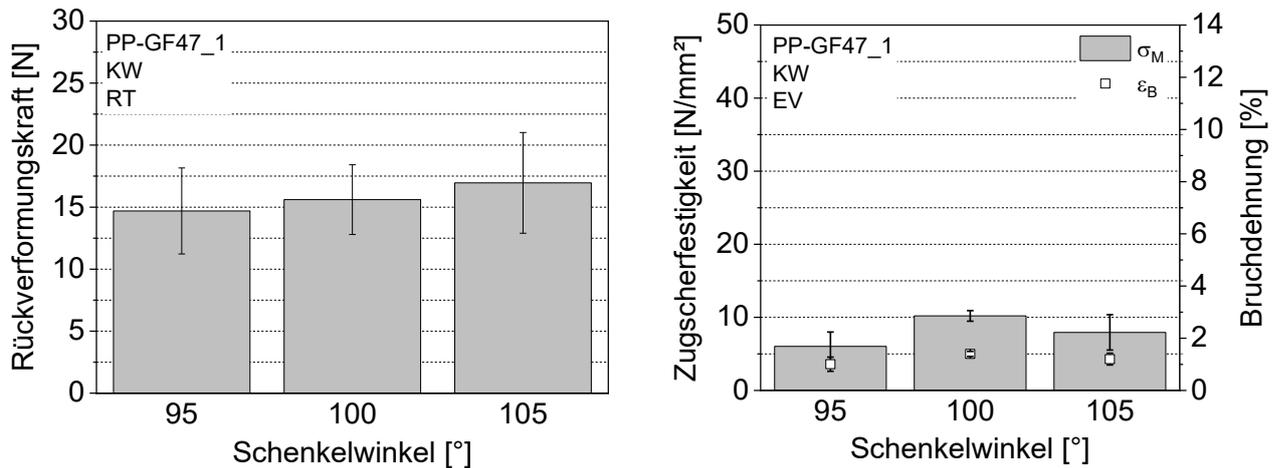


Bild 6.14: Rückverformungskraft von Halbschalensegmenten bei Raumtemperatur (links) sowie Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus mit elastischer Vorspannung (EV) gefügten Hohlkörpern in Abhängigkeit vom Halbschalenschenkelwinkel (rechts); KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit = 10 s

Die Rückverformungskräfte von Halbschalensegmenten nehmen durch die IR-Erwärmung ab (Bild 6.15). Mit Organoblechen des Typs 1 werden zudem höhere Rückverformungskräfte nach der Erwärmung als mit den anderen Organoblechtypen erreicht. Weiterhin fallen die Rückverformungskräfte der PP Organobleche nach Erwärmung, höher aus als die der PA6 Organobleche. Dies ist anhand der Biegefestigkeiten und Biegemoduln aus den Materialdatenblättern nicht zu erklären [NN16a, NN16b, NN16c, NN17a] und kann in den höheren Erwärmzeiten des PA6-GF47 (17 s) gegenüber dem PP-GF47 (10 s) begründet liegen.

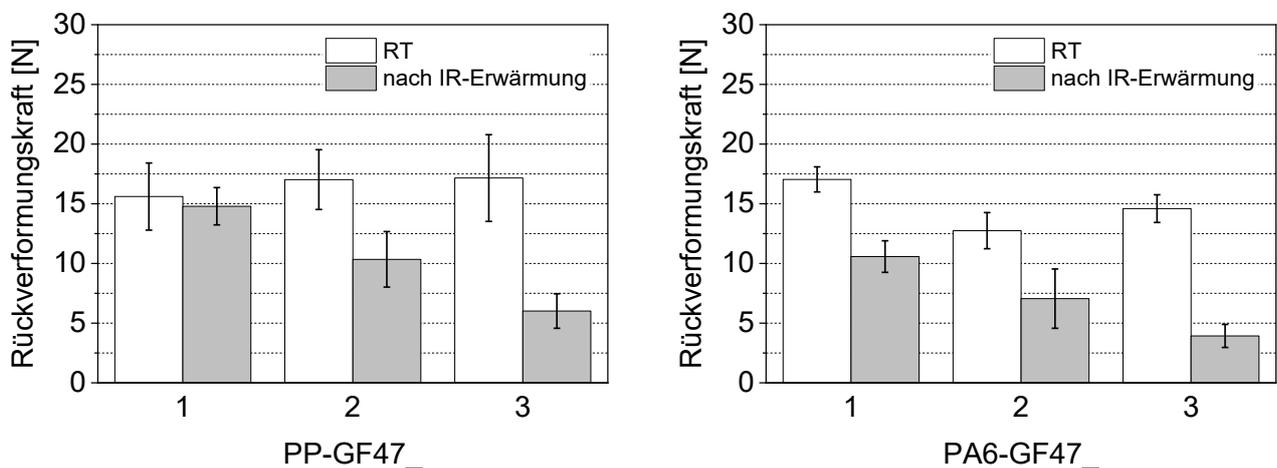


Bild 6.15: Rückverformungskraft von Halbschalensegmenten aus PP-GF47 (links) und PA6-GF47 (rechts) bei Raumtemperatur (RT) und nach IR-Erwärmung; kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit PP-GF47 / PA6-GF47 = 10 s / 17 s; Schenkelwinkel = 100°

Die resultierenden Fügedrücke durch elastische Vorspannung liegen deutlich unterhalb der Fügedrücke zum Schweißen der Plattenprobekörper (Tabelle 6.3). Mit Erhöhung der Organoblechdicke ist, aufgrund der Abnahme des Verhältnisses von aufgeschmolzenem zu nicht aufgeschmolzenem Werkstoff, mit einer Steigerung der Rückverformungskraft nach der Erwärmung zu rechnen.

Tabelle 6.3: Fügedruck durch elastische Vorspannung p_{F-EV} von Halbschalensegmenten nach IR-Erwärmung; berechnet anhand der Rückverformungskräfte aus Bild 6.15; kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit PP-GF47 / PA6-GF47 = 10 s / 17 s; Schenkelwinkel = 100°

Werkstoff	PP-GF47_			PA6-GF47_		
	1	2	3	1	2	3
p_{F-EV} [N/mm ²]	0,039 ± 0,004	0,028 ± 0,006	0,016 ± 0,004	0,028 ± 0,004	0,019 ± 0,007	0,010 ± 0,003

Im Falle der Fügedruckaufbringung mittels elastischer Vorspannung, existiert eine Erwärmzeit zur Erreichung optimaler mechanischer Schweißnaht Eigenschaften, die nicht unter- oder überschritten werden sollte (Bild 6.16). Die Erhöhung der Erwärmzeit kann eine Abnahme der Halbschalensteifigkeit und damit eine Abnahme des Fügedrucks p_{F-EV} zur Folge haben. Gleichzeitig muss die Erwärmzeit hinreichend sein, um die Überlappflächen vollständig aufzuschmelzen.

Die Nutzung erhöhter Erwärmzeiten beim Fügen der Organobleche mit PP-Matrix (Bild 6.16 links) führt zu einem stärkeren Abfall der mechanischen Schweißnahtkennwerte als bei den Organoblechen mit PA6-Matrix (Bild 6.16 rechts). Ein möglicher Grund hierfür ist die höhere Biegesteifigkeit der Organobleche mit PA6-Matrix, die sich u. a. in den Biegemoduln und Biegefestigkeiten widerspiegelt [NN16a, NN16b, NN16c, NN17a]. Die Rückverformungskraftmessungen belegen diese These nicht (Bild 6.15). Diese Unstimmigkeit kann am Einfluss der Steifigkeit der gesamten Halbschale (Länge = 400 mm) auf die Fügedruckaufbringung im Schweißprozess liegen. Für die Organobleche mit PA6-Matrix könnte die Gesamthalbschalensteifigkeit höher sein. Diese findet bei den Halbschalensegmentuntersuchungen (Länge = 25 mm) keine Berücksichtigung.

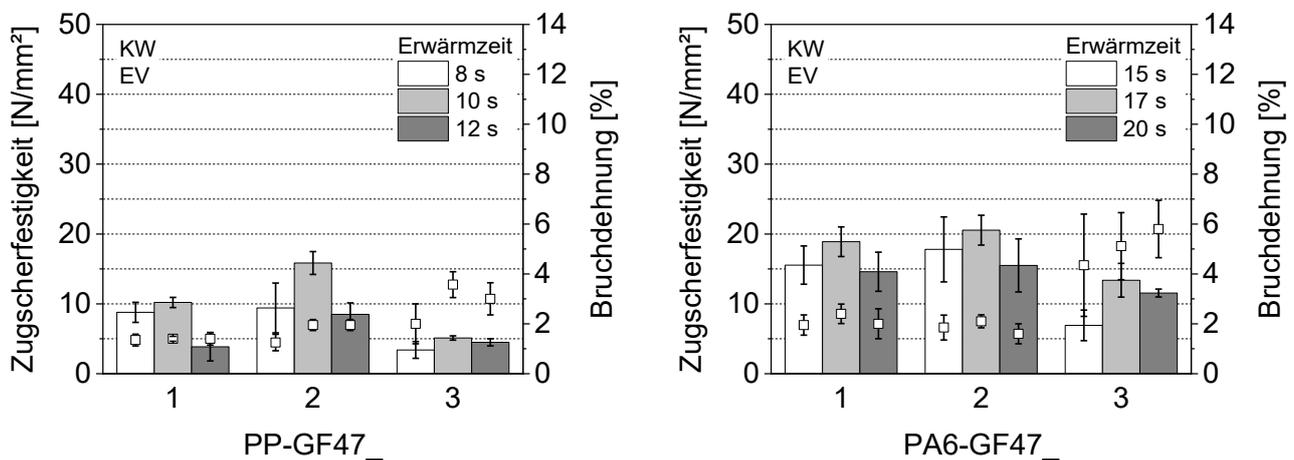


Bild 6.16: Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus mit elastischer Vorspannung (EV) gefügten Hohlkörpern aus PP-GF47 (links) und PA6-GF47 (rechts) in Abhängigkeit von der Erwärmzeit, KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm

Die Bruchflächen der Schweißnähte aus den Hohlkörpern nach dem Zugscherversuch verdeutlichen, dass eine zu geringe Erwärmzeit zu einem nicht vollständigen Aufschmelzen der Überlappfläche führen kann (Bild 6.17 links). Die optimale Erwärmzeit hingegen resultiert in Faserauszügen aus dem jeweils gegenüberliegenden Fügepartner und Faserbrüchen in der Fügeebene und über die Fügeebene hinweg (Bild 6.17 Mitte). Das Überschreiten der optimalen

Erwärmzeit kann zu einer Abnahme der Halbschalensteifigkeit und im schlimmsten Fall zu einer Verformung im Fügebereich führen (Bild 6.17 rechts).



Bild 6.17: Bruchflächen von Schweißnähten aus mit elastischer Vorspannung gefügten Hohlkörpern aus PP-GF47_2 in Abhängigkeit von der Erwärmzeit nach dem Zugscherversuch; kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm

Fügedruckaufbringung mittels Innendruck

Die Innendruckaufbringung mittels Silikonballon kann zur Aufbringung höherer Fügedrücke als mit elastischer Vorspannung genutzt werden. Die Erhöhung des Fügedrucks und die homogenere Fügedruckaufbringung über die gesamte Überlappfläche führen zu einer Verbesserung der mechanischen Schweißnahteigenschaften verglichen zur elastischen Vorspannung (Bild 6.18). Ein Innendruck von 1 bar ist für den genutzten Versuchsaufbau im Hinblick auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften optimal. Die Aufbringung von Innendrücken ≥ 2 bar führt zu Ausbeulungen der geschweißten Hohlkörper im Spalt zwischen den geschlossenen Halbschalenaufnahmewerkzeugen und damit auch zur Verschlechterung der mechanischen Schweißnahteigenschaften (Bild 6.18).

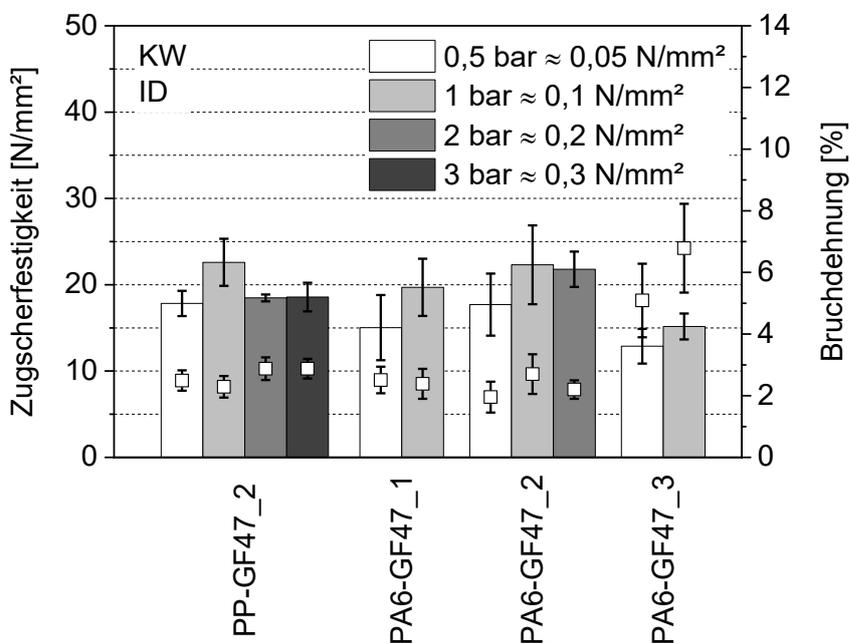


Bild 6.18: Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus mit Innendruck (ID) gefügten Hohlkörpern in Abhängigkeit von der Höhe des Innendrucks, KW: kurzweiliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit PP-GF47 / PA6-GF47 = 10 s / 17 s

Die Mikroskopieaufnahmen von mit 0,5 und 1 bar gefügten Organoblechen zeigen, dass 0,5 bar nicht hinreichend sind, um über die gesamte Überlapplänge eine homogene Matrixschichtdicke zwischen den Fügepartnern auszubilden (Bild 6.19 oben links). Dieser Aspekt der

Schweißnahtbewertung wird in Kapitel 6.3.3 im Detail betrachtet. Die inhomogene Matrixschichtdicke zwischen den Fügeteilen bei einem Innendruck von 0,5 bar, mit mehr Matrix in den äußeren Überlappbereichen, ist auch anhand der Bruchflächen aus dem Zugscherversuch erkennbar (Bild 6.19 unten links). Die Bruchflächen von Zugscherproben aus mit 1 bar gefügten Hohlkörpern zeigen hingegen keine Matrixanhäufungen auf der Fügefläche und weisen vereinzelt herausstehende, gebrochene Fasern auf (Bild 6.19 unten rechts). Geringere mechanische Schweißnahtkennwerte bei Innendrücken von 0,5 bar, im Vergleich zu Innendrücken von 1 bar, sind die Folge (Bild 6.18).

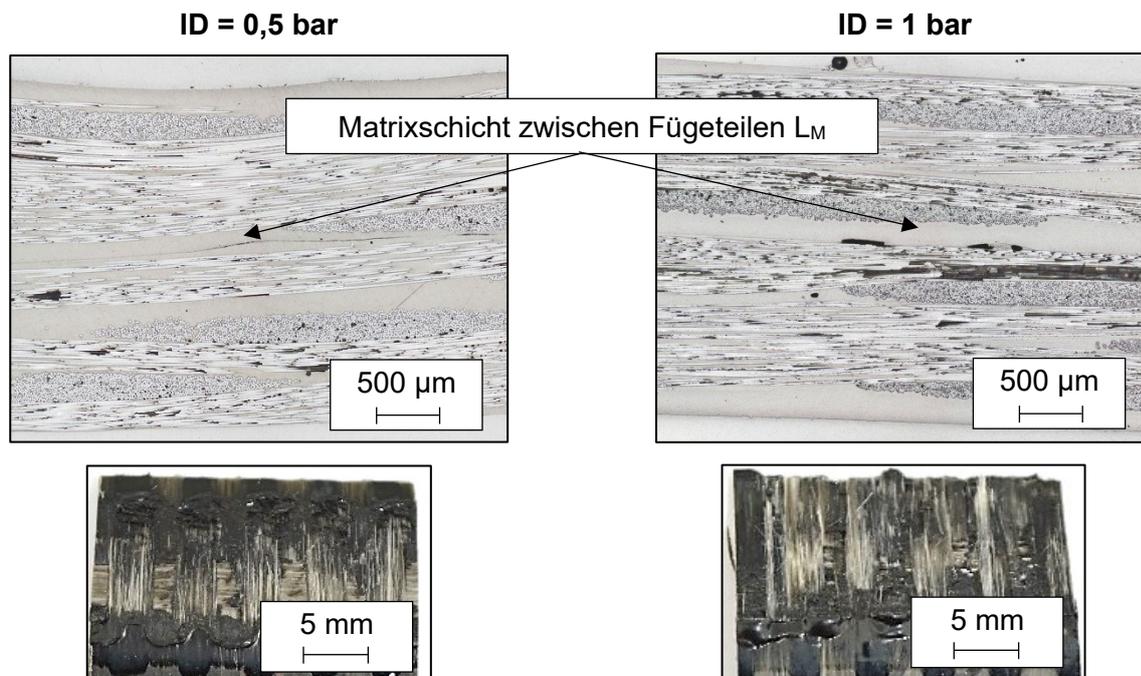


Bild 6.19: Auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahmen von Schweißnähten in mit Innendruck (ID) gefügten Hohlkörpern aus PA6-GF47_2 (oben) und Bruchflächen der Schweißnähte nach dem Zugscherversuch (unten); kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit = 17 s

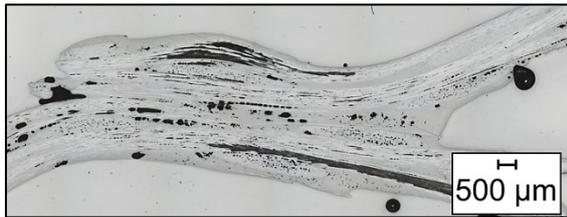
Konvektion

Der bereits in den Versuchen in Stumpfanordnung festgestellte Einfluss der Konvektion auf das Aufschmelzverhalten, kann beim IR-Schweißen der Halbschalen eine große Rolle spielen. Die oberen Bereiche der Halbschalen werden während der IR-Erwärmung, durch die vertikal nach oben strömende warme Luft, stärker erwärmt als die unteren Bereiche.

Die über die Schweißnahtlänge unterschiedlich stark ausgeprägte Erwärmung kann zu lokal unterschiedlichen Steifigkeiten der Halbschalen führen, deren mögliche Folge inhomogene Fügedrucke p_{F-EV} entlang der Schweißnaht sind. Bild 6.20 zeigt den Effekt der Konvektion auf die Schweißnahtausbildung und Festigkeit im oberen und unteren Bereich einer mit elastischer Vorspannung und hoher Erwärmzeit hergestellten Hohlkörperschweißnaht.

Zur Vermeidung der inhomogenen Erwärmung infolge von Konvektion, kann eine vertikal arbeitende Schweißmaschine genutzt werden. Bei Einsatz einer horizontal arbeitenden Schweißmaschine können segmentierte IR-Strahleinheiten eingesetzt werden, sodass eine individuelle Leistungsanpassung zur Erreichung einer homogenen Erwärmung über die Fügenahtlänge möglich wird.

Oberer Hohlkörperschweißnahtbereich (V3)


 $\bar{\sigma}_M = 8,9 \text{ N/mm}^2$

Unterer Hohlkörperschweißnahtbereich (V13)


 $\bar{\sigma}_M = 3,9 \text{ N/mm}^2$

Bild 6.20: Schweißnähte in mit elastischer Vorspannung gefügten Hohlkörpern aus PP-GF47_2 in Abhängigkeit vom Entnahmebereich (Bild 4.9); kurzwelliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit = 12 s; $\bar{\sigma}_M$: arithmetisches Mittel der Schweißnahtzugscherfestigkeit in diesem Bereich der Naht; auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahmen

6.3.2 Mechanische Schweißnahteigenschaften

Der Vergleich der mechanischen Schweißnahteigenschaften aus mit elastischer Vorspannung gefügten Hohlkörpern zur Fügedruckaufbringung mittels Innendruck, weist strahler- und werkstoffübergreifend eine Verbesserung der mechanischen Kennwerte aufgrund der Fügedruckerhöhung nach (Bild 6.21). Dies deckt sich mit den Ergebnissen zu den mechanischen Eigenschaften der Stumpfschweißungen (Kapitel 5.6).

Die Zugscherfestigkeit des mittels Innendruck gefügten PP-GF47_2 befindet sich auf dem Niveau der Plattenprobekörperschweißungen, die Bruchdehnung sogar darüber (Bild 6.21 links). Mit den Innendruckschweißungen an den PA6-GF47 Typen hingegen, werden deutlich geringere mechanische Schweißnahtkennwerte erreicht als an Plattenprobekörperschweißungen (Bild 6.21 rechts). Der Grund hierfür ist die Zunahme der Umstellzeit von 1,5 s (Platte) auf 5 s (Hohlkörper – Innendruck), die bei Organoblechen mit PA6-Matrix zu einem starken Abfall der mechanischen Schweißnahteigenschaften führt (Bild 6.12 rechts).

Es fällt zudem auf, dass die Schweißungen mit dem KW-Strahler mittels Innendruck beim PP-GF47_2 einen stärker ausgeprägten Festigkeitsanstieg gegenüber den Schweißungen mit elastischer Vorspannung aufweisen, als die Schweißungen an den PA6-GF47 Organoblechen (Bild 6.21 oben). Auch hier kann die Umstellzeit als Grund angeführt werden. Diese liegt im Falle der Fügedruckaufbringung mit elastischer Vorspannung bei 2,5 s und im Falle der Innendruckaufbringung bei 5 s. Die Umstellzeitzunahme ist bei Organoblechen mit PP-Matrix wenig kritisch im Hinblick auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften (Bild 6.12 links). Aufgrund dessen wirkt beim Schweißen des PP-GF47_2 mittels Innendruck, nur der positive Einfluss der Fügedruckerhöhung auf die Ausbildung der mechanischen Schweißnahtkennwerte. Die Zunahme der Umstellzeit beim Hohlkörperschweißen von PA6-GF47 wirkt sich hingegen negativ auf die mechanischen Eigenschaften aus und kann durch die positive Fügedruckerhöhung nicht vollends kompensiert werden. Die Festigkeitsunterschiede der PA6-GF47 Hohlkörperschweißungen mit dem MW-Strahler mittels elastischer Vorspannung und Innendruck fallen deutlicher aus (Bild 6.21 unten rechts). Der Grund hierfür ist, dass die Erwärmung mit dem MW-Strahler, aufgrund der hohen Erwärmzeit, zu geringen Schweißnahtfestigkeiten bei Nutzung der elastischen Vorspannung führt. Die Schweißnähte aus PA6-GF47_3 weisen, unabhängig von der Fügedruckaufbringungsvariante, ähnliche Zugscherfestigkeiten auf (Bild 6.21 rechts). Dies kann an der Faserorientierung im Organoblech liegen (+45°/-45°), die nicht in Belastungsrichtung vorliegt. Lediglich die Schweißnahtbruchdehnungen steigen mit Erhöhung des Fügedrucks.

Die sichtbare Matrixschicht zwischen den Füge­teilen in den Hohlkörperschweißnähten (Bild 6.19) führt zu keiner oder nur zu einer geringfügigen Zunahme der Bruchdehnungen im Vergleich zu den Plattenprobekörperschweißungen (Bild 6.21). Beim Schweißen von Plattenprobekörpern mit einer zusätzlichen Polymermatrixschicht (Dicke 0,5 mm) auf der Organoblechoberfläche, wird ein duktileres Schweißnahtbruchverhalten mit höheren Bruchdehnungen erreicht. Dieses Verhalten ist auf die Verhinderung der Faserverschiebung zurückzuführen. Jedoch wird hierbei mit einer Umstellzeit von 1,5 s geschweißt und die Matrixschichtdicke zwischen den Fügepartnern ist höher als in den Hohlkörperschweißungen [CG19a].

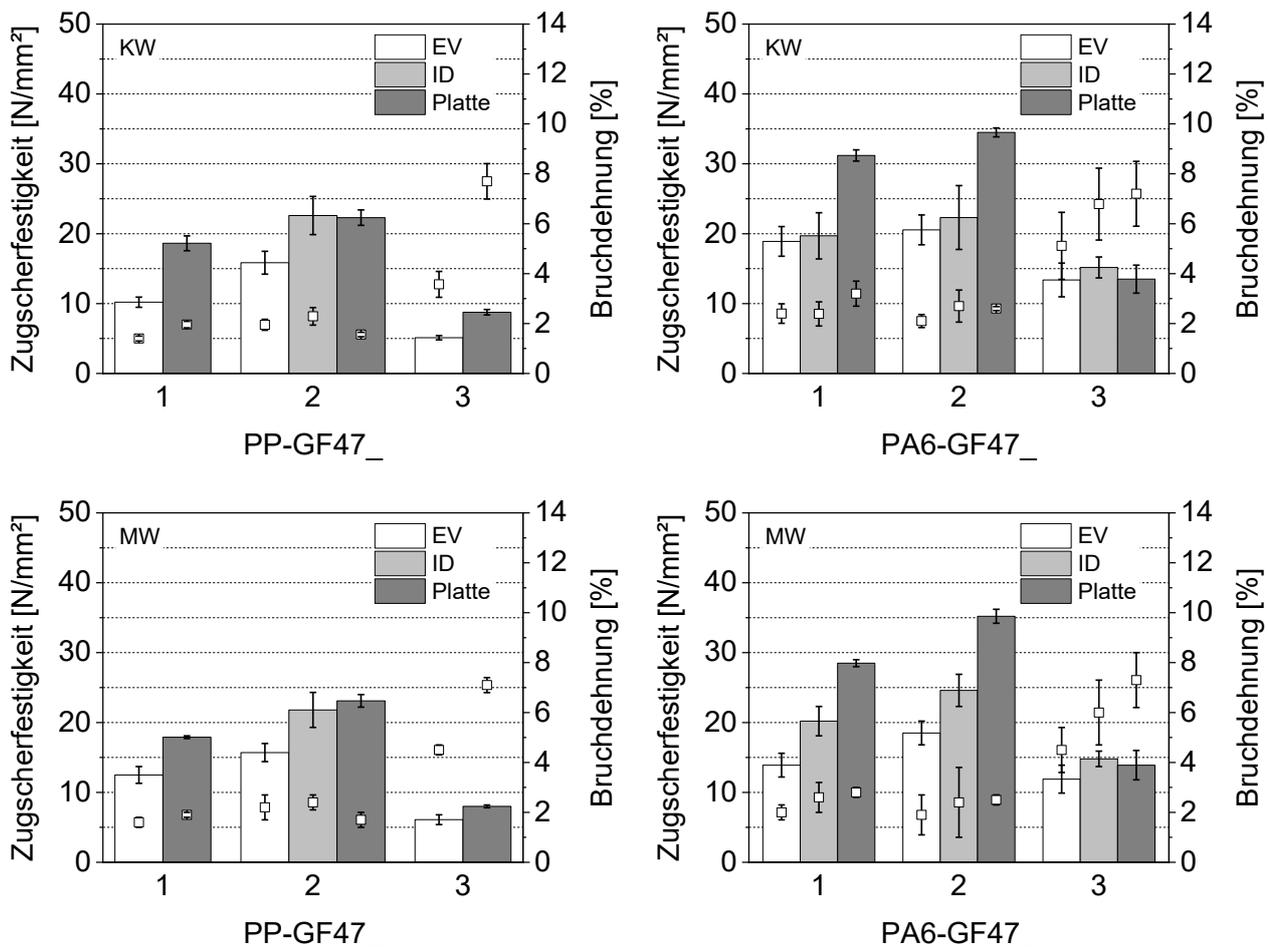


Bild 6.21: Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung von Schweißnähten aus mit elastischer Vorspannung (EV) und Innendruck (ID; 1 bar) gefügten Hohlkörpern im Vergleich zu optimalen Schweißungen an Plattenprobekörpern (Platte); links: PP-GF47; rechts: PA6-GF47; oben: kurzwelliger Quarzglasstrahler (KW); unten: mittelwelliger Metallfolienstrahler (MW); Strahlerabstand KW / MW = 25 / 5 mm; Erwärmzeit PP-GF47 KW / MW = 10 s; Erwärmzeit PA6-GF47 KW / MW = 17 s / 20 s

6.3.3 Kriterien zur Schweißnahtbewertung

Die Kriterien zur Schweißnahtbewertung an Plattenprobekörpern (Kapitel 6.2.3) spielen bei der Bewertung der Schweißnähte in Hohlkörpern keine Rolle. Die hohe Fügefläche und die vergleichsweise geringen Fügedrücke führen dazu, dass die an Plattenprobekörperschweißungen festgestellte Faserverschiebung und Matrixverdrängung in Richtung der Schweißwulst vernachlässigt werden kann.

Im Gegensatz zu den Schweißungen mit Plattenprobekörpern, können an den Schweißnähten in Hohlkörpern, Matrixschichtdicken zwischen den Füge­teilen gemessen werden. Die mikroskopischen

Analysen an den Schweißnähten in Hohlkörpern machen deutlich, dass bei zu geringen Fügedrücken, d. h. im Falle der Fügedruckaufbringung mittels elastischer Vorspannung und teilweise mit einem Innendruck von 0,5 bar, inhomogene Matrixschichtdicken zwischen den Fügeteilen ausgebildet werden (Bild 6.22 oben). Die sich ausbildenden Schweißnähte nach dem Fügen mit einem Innendruck von 1 bar (Bild 6.22 unten links), weisen in der Regel vergleichsweise homogene Matrixschichtdicken zwischen den Fügeteilen auf. Aufgrund der Ausbeulung der Hohlkörper bei Innendrücken ≥ 2 bar, treten auch in diesem Fall inhomogene Matrixschichten zwischen den Fügeteilen entlang der Überlappung auf (Bild 6.22 unten rechts).

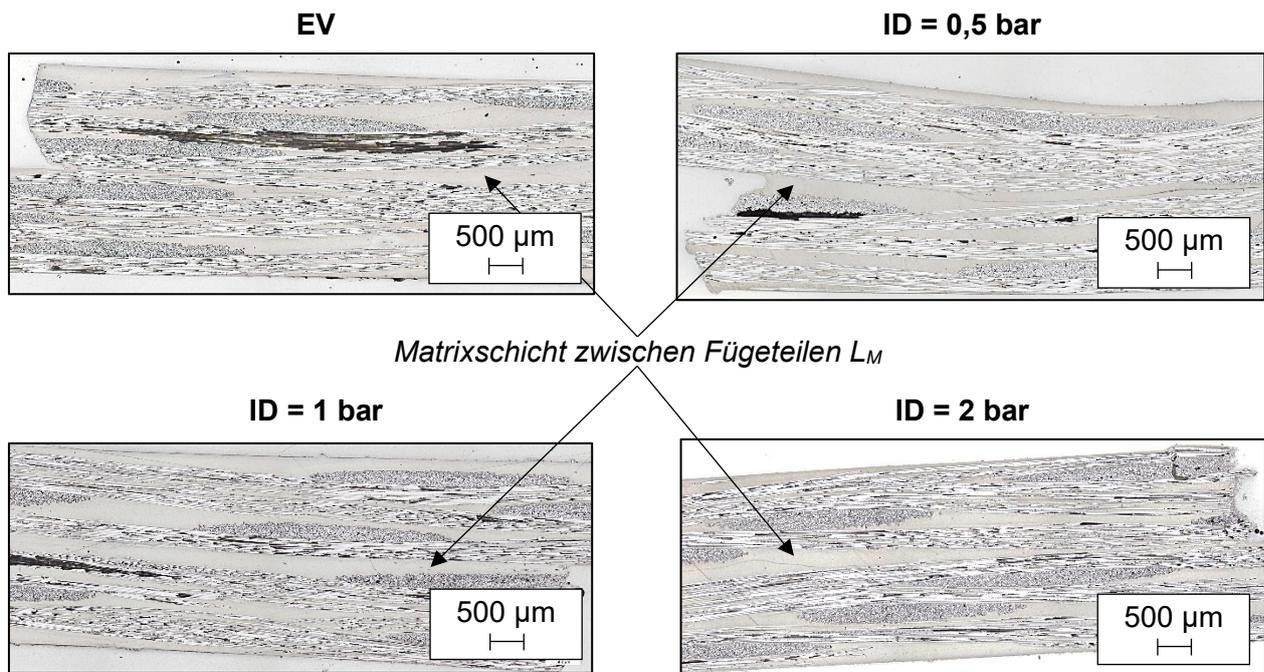


Bild 6.22: Schweißnähte in mit elastischer Vorspannung (EV) und Innendruck (ID) gefügten Hohlkörpern aus PA6-GF47_2; kurzweilliger Quarzglasstrahler; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit = 17 s; auflichtmikroskopische Hellfeldaufnahmen

Mit Erhöhung des Fügedrucks von elastischer Vorspannung auf einen Innendruck von 1 bar weisen die Schweißnähte in Hohlkörpern aus PA6-GF47_2 eine Abnahme der relativen Standardabweichung der Matrixschichtdicke auf (Bild 6.23 oben links). Dies resultiert in verbesserten mechanischen Kennwerten der Verbindungen. Eine weitere Erhöhung des Fügedrucks führt zu Ausbeulungen der geschweißten Hohlkörper im Spalt zwischen den geschlossenen Halbschalenaufnahmewerkzeugen. Diese haben eine Erhöhung der Matrixschichtdickeninhomogenität und eine Verschlechterung der mechanischen Schweißnahteigenschaften zur Folge.

Hohlkörperschweißnähte aus Typ 1 und 2 des PA6-GF47 haben nach dem Fügen mit elastischer Vorspannung homogenere Matrixschichtdicken zwischen den Fügeteilen und weisen höhere mechanische Schweißnahtkennwerte auf als die Schweißungen mit einem Innendruck von 0,5 bar (Bild 6.23 oben rechts und unten links). Die Fügedruckerhöhung ist in diesem Fall nicht hinreichend, um die Zunahme der Umstellzeit zu kompensieren. Die Schweißnähte in Hohlkörpern aus PA6-GF47_3 zeigen eine Matrixschichtdickenausbildung mit entgegengesetzter Tendenz, d. h. mit elastischer Vorspannung weisen diese eine hohe und mit einem Innendruck von 0,5 bar eine geringe relative Standardabweichung auf (Bild 6.23 unten rechts). Dennoch unterscheiden sich die mechanischen Schweißnahtkennwerte kaum voneinander. Aufgrund der Faserorientierung im Organoblech, die nicht in Belastungsrichtung vorliegt ($+45^\circ/-45^\circ$), spielt dies jedoch eine untergeordnete Rolle. Dies kann an der dadurch weniger ausgeprägten Spannungsübertragung

zwischen Fasern und Matrix liegen, die keine homogene Matrixschicht benötigt. Die Schweißnähte in den mit einem Innendruck von 1 bar gefügten Organoblechen mit PA6-Matrix, weisen die geringsten relativen Standardabweichungen der Matrixschichtdicke und die höchsten mechanischen Kennwerte auf. Eine weitere Erhöhung des Innendrucks führt auch bei PA6-GF47_2 zur Erhöhung der relativen Standardabweichung aufgrund der Ausbeulungen und damit zur Stagnation der mechanischen Schweißnahteigenschaften, die dennoch nahezu den Eigenschaften nach dem Fügen mit einem Innendruck von 1 bar entsprechen. Dies spricht für einen positiven Effekt der Fügedruckerhöhung, der für das Stumpfschweißen von PA6 ebenfalls nachgewiesen wird (Kapitel 5.6). Weiterhin fällt auf, dass die mittlere Matrixschichtdicke zwischen den Füge­teilen nicht mit Erhöhung des Fügedrucks abnimmt (Bild 6.23). Dies gilt auch für Vergleiche zwischen unterschiedlichen Innendrücken. Die alleinige Begründung für die Nichtzunahme der Matrixschichtdicke durch die Erhöhung der Umstellzeit kann damit ausgeschlossen werden.

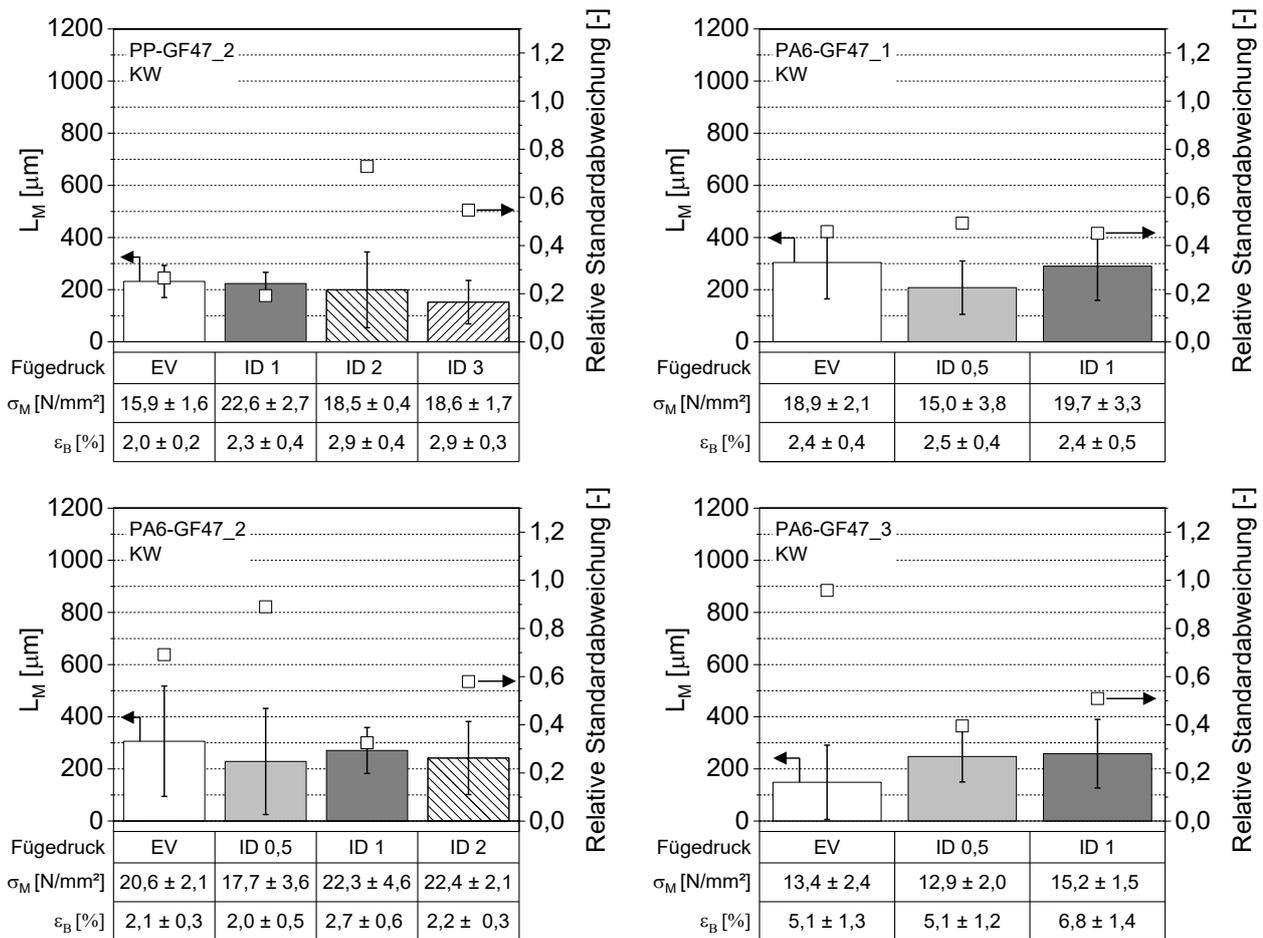


Bild 6.23: Matrixschichtdicke zwischen Füge­teilen (L_M) und relative Standardabweichung (Quotient aus Standardabweichung und arithmetischem Mittel von L_M) in Abhängigkeit vom Fügedruckaufbringungsverfahren; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; EV: elastische Vorspannung; ID: Innendruck; Strahlerabstand = 25 mm; Erwärmzeit PP-GF47 / PA6-GF47 = 10 s / 17 s; σ_M / ϵ_B = Zugscherfestigkeit / Bruchdehnung des Parametersatzes

Die Ergebnisse weisen nach, dass nicht die Höhe, sondern die Homogenität der Matrixschichtdicke zwischen den Füge­teilen entlang der Überlappung, entscheidend für hohe mechanische Schweißnahteigenschaften ist. Asymmetrische Matrixschichtdicken können Eigenspannungen in der Schweißnaht verursachen und somit geringe Festigkeiten zur Folge haben [ST03].

7 Bewertung der Ergebnisse

7.1 Stumpfschweißen

Thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht

Die Ergebnisse der Kapitel 5.1, 5.2 und 5.3 weisen nach, dass der Rauchbeginn des Kunststoffs während der IR-Erwärmung in Luftatmosphäre, Temperaturen im Bereich der Werkstoffzersetzung und die thermisch-oxidative Werkstoffschädigung bedeuten. Die Erwärmung in Argonatmosphäre ändert nichts am Rauchverhalten. Unter sonst gleichen Bedingungen wird der Kunststoff jedoch weniger stark geschädigt als an Luft, da weniger Oxidationsreaktionen stattfinden. Es muss weiterhin festgehalten werden, dass kein sichtbares Rauchen während der IR-Erwärmung nicht zu einer völlig thermisch-oxidativ unbelasteten Kunststoffschmelze führt. Auch in diesem Fall kann eine Kunststoffschädigung durch die IR-Erwärmung herbeigeführt werden.

Ein Rauchen des Kunststoffs während der IR-Erwärmung resultiert in einem höheren Anteil an thermisch-oxidativ geschädigter Schmelze an der gesamten Schmelzeschichtdicke als die Erwärmung ohne Rauchbildung (Bild 5.17). Trotz der im vorherigen Absatz beschriebenen Ergebnisse und der Subjektivität der Bestimmung der Erwärmzeit bis zum Rauchbeginn, stellt die Rauchbildung daher ein geeignetes Kriterium zur Abschätzung der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung durch die IR-Erwärmung dar.

Ausbildung und thermisch-oxidative sowie -mechanische Belastung der Schweißnähte

Die Nutzung der ASLR führt zu geringeren Kunststofftemperaturen und folglich höheren Schmelzeviskositäten (Kapitel 5.4). Infolge der dadurch erhöhten Scherbelastung während der Fügephase sind an Schweißnähten aus PP ausgeprägte Fließlinienbereiche am Wulstaustritt erkennbar (Bild 5.24). Die Schweißwülste der PP Schweißungen erreichen geringere OIT-Werte und die der PA6 Schweißungen höhere Schmelzenthalpien nach dem Schweißen mit ASLR, was die thermisch-mechanische Kunststoffbelastung durch Scherung qualitativ nachweist (Kapitel 5.5). Die schonende Erzeugung von Kunststoffschmelze mittels ASLR resultiert aufgrund dessen nicht zwangsläufig in Schweißnähten mit geringer thermisch-oxidativer und -mechanischer Belastung. Ein direkter Zusammenhang zwischen z. B. geringen OIT-Werten und hohen Schmelzenthalpien der Schweißnähte oder -wülste, wie in [Pon00] u. a. für spritzgegossenes PP dargestellt, ist nicht herstellbar.

Die im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Schweißnähte weisen im Mittel Fügweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnisse von $0,94 \pm 0,04$ (PP) und $0,93 \pm 0,09$ (PA6) auf (Tabelle 3.8 und Tabelle 3.9). Das bedeutet, dass ein Großteil der erzeugten Schmelzeschichtdicke (Bild 7.1 links) während der Fügephase in die Schweißwulst verdrängt wird (Bild 7.1 rechts).

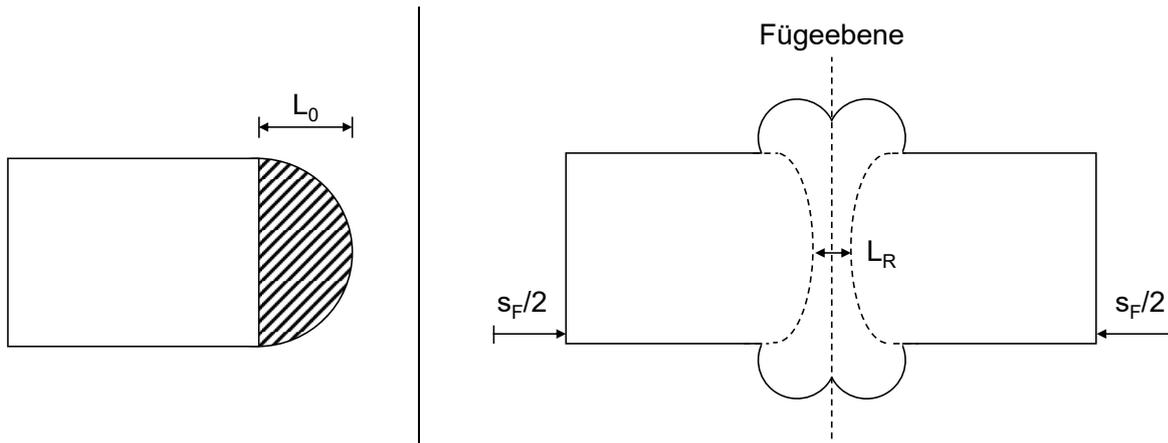


Bild 7.1: Schematische Darstellung der Schmelzeschichtdicke L_0 nach dem Erwärmen (links) und der Schweißnaht (rechts) in der Seitenansicht; s_F : Fügeweg; L_R : Restschmelzeschichtdicke

Einfluss der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften

Trotz des hohen Anteils von in die Wulst verdrängter Schmelze, beeinflusst die thermisch-oxidative Schädigung der Schmelze die mechanischen Eigenschaften von Schweißnähten mit ähnlichen Schmelzeschichtdicken und Fügewegen (Bild 7.2 und Bild 7.3). Das zeigen die Ergebnisse der mechanischen Prüfung an Schweißnähten mit Wulst (Kurzzeit- und Zeitstand-Zugversuch), aber auch ohne Wulst (Schlagbiegeversuch).

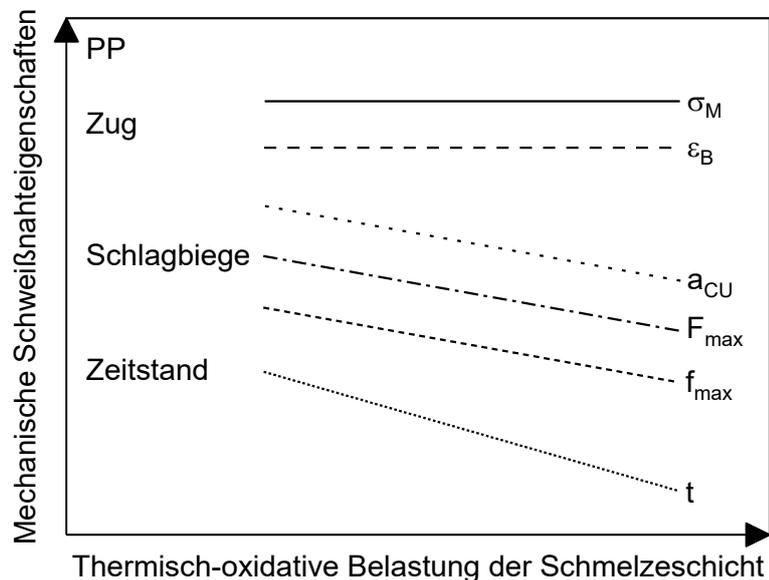


Bild 7.2: Tendenzieller Einfluss der thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschicht auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißnähten aus PP; σ_M : Zugfestigkeit; ϵ_B : Bruchdehnung; a_{CU} : Schlagzähigkeit; F_{max} : maximale Schlagkraft; f_{max} : maximale Durchbiegung; t : Standzeit

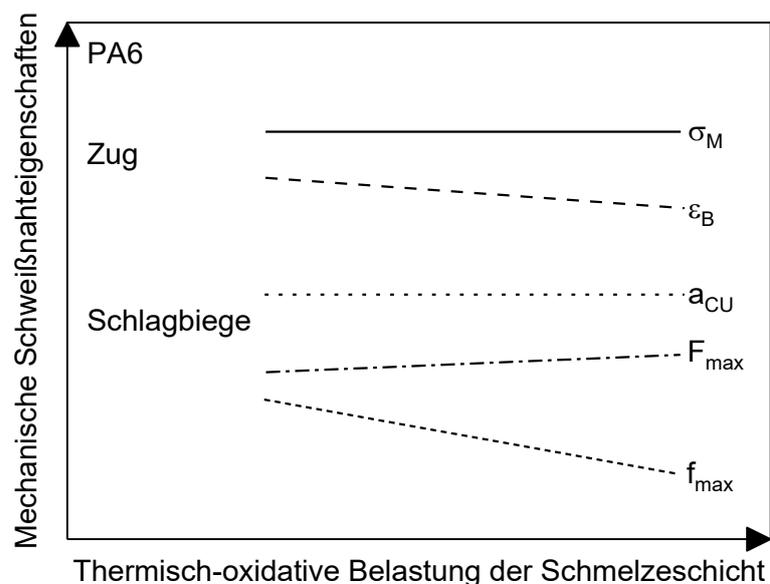


Bild 7.3: Tendenzieller Einfluss der thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschicht auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißnähten aus PA6; σ_M : Zugfestigkeit; ϵ_B : Bruchdehnung; a_{CU} : Schlagzähigkeit; F_{max} : maximale Schlagkraft; f_{max} : maximale Durchbiegung

Bild 7.2 und Bild 7.3 machen klar, dass eine höhere thermisch-oxidative Schmelzebelastung in der Regel zu einem spröderen Bruchverhalten im Kurzzeit-Zugversuch und Schlagbiegeversuch und zu geringeren Standzeiten im Zeitstand-Zugversuch führt. Es fällt jedoch auf, dass anhand des Kurzzeit-Zugversuchs, im Gegensatz zum Schlagbiege- und Zeitstand-Zugversuch, an PA6 Schweißungen nur ein geringer (Bild 7.3) und an PP Schweißungen kein Einfluss (Bild 7.2) auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften erkennbar ist. Anderweitige Untersuchungen kommen ebenfalls zu dem Ergebnis, dass der Kurzzeit-Zugversuch nur eingeschränkt zur Bewertung der Schweißnahtgüte geeignet ist [ST03, Fuh13, Die17, FG20].

Die vorherrschende Meinung unter Anwendern der IR-Schweißtechnologie ist, dass Kunststoffe mit einer hohen Schmelzeviskosität zu bevorzugen und möglichst geringe Kunststofftemperaturen durch die IR-Erwärmung einzuhalten sind. Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit weisen nach, dass geringe Temperaturen der Kunststoffschmelze und hohe Schmelzeviskositäten, wie sie mit der ASLR erreicht werden können, nicht in jedem Fall positive Auswirkungen auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften haben. Beim IR-Schweißen von PP muss beispielweise die hohe Schmelzeviskosität und die ausgeprägte Temperaturabhängigkeit dieser in Betracht gezogen werden (Bild 5.18 links). Die Folge ist, dass bei geringen Kunststofftemperaturen durch die IR-Erwärmung (z. B. mittels ASLR) zwar eine geringe thermisch-oxidative Schmelzebelastung resultiert, welche sich grundsätzlich positiv auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften auswirkt. Ein Resultat dessen kann jedoch ebenfalls eine hohe thermisch-mechanische Schmelzebelastung während der Fügephase sein, aufgrund der verstärkten Schmelzescherung. Deutlich wird dies anhand der geringen OIT der Schweißwülste von Schweißungen mit ASLR (Bild 5.28), obwohl die OIT der Schmelzeschichten wesentlich höher als nach der Erwärmung unter anderen Erwärmbedingungen sind (Bild 5.9).

Einschränkend muss angemerkt werden, dass die in Bild 7.2 und Bild 7.3 dargestellten Tendenzen nicht für die Schweißungen des PA6 mit dem MW-Strahler gelten. Diese erreichen schlechtere mechanische Kennwerte im Kurzzeit-Zugversuch, trotz der geringen thermisch-oxidativen Schädigung der Schmelze (Bild 5.17), was mit der asymmetrischen Schweißnahtausbildung begründet werden kann (Kapitel 5.4).

Die mechanischen Eigenschaften, der mit dem KW-Strahler gefügten PP-Schweißnähte nehmen im Zugversuch durch eine Erhöhung der Erwärmzeit bis zu einem Grenzwert zu, während die Standzeiten im Zeitstand-Zugversuch abnehmen (Bild 7.4 links). Die mechanischen Eigenschaften der PA6-Schweißnähte können zusätzlich durch das Schweißen in Argonatmosphäre gesteigert werden (Bild 7.4 rechts).

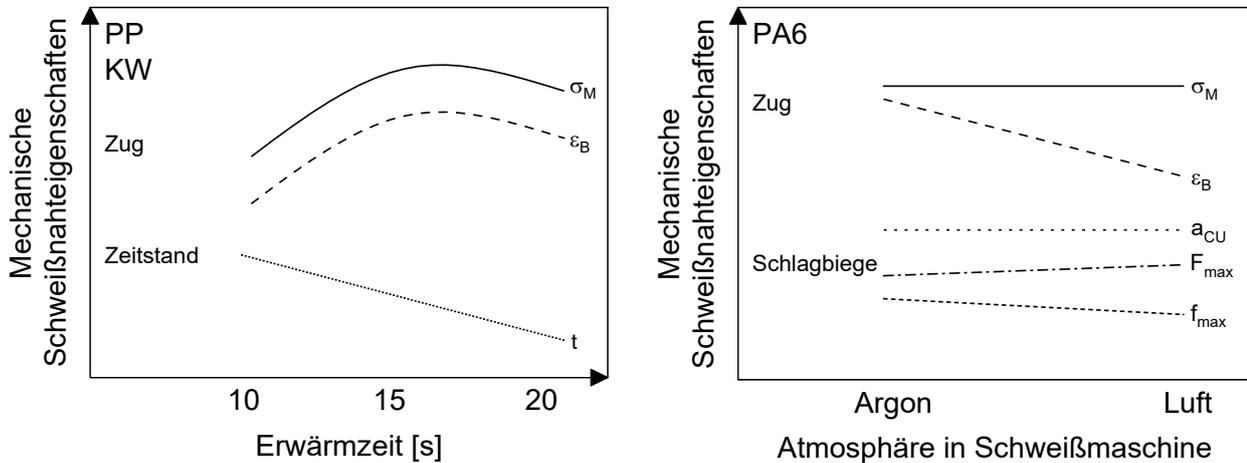


Bild 7.4: Tendenzieller Einfluss der Erwärmzeit (links) und der Atmosphäre in der Schweißmaschine (rechts) auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißnähten aus PP und PA6; KW: kurzwelliger Quarzglasstrahler; σ_M : Zugfestigkeit; ϵ_B : Bruchdehnung; t : Standzeit; a_{CU} : Schlagzähigkeit; F_{max} : maximale Schlagkraft; f_{max} : maximale Durchbiegung

Bild 7.4 links macht deutlich, dass die langzeitmechanischen Eigenschaften stärker als die kurzzeitmechanischen Eigenschaften von der thermisch-oxidativen Belastung der Schmelzeschicht abhängen. Eine weitere These zur unterstützenden Begründung dieses Verhaltens liefern die Arbeiten von BONTEN [Bon98]. Nach BONTEN [Bon98] hat eine grobsphärolithische Struktur des Kunststoffes wenig lamellare Verknüpfungen zur Folge, die wiederum geringe Schweißnahtfestigkeiten verursachen. Im Falle hoher Fügeflächentemperaturen, welche z. B. durch die Steigerung der Erwärmzeit erzielt werden können, bleibt dem Kunststoff in der Fügezone während der Abkühlphase mehr Zeit bei Temperaturen $\geq T_m$. Das Resultat sollten größere Sphärolithe sein, die sich anhand erhöhter Schmelzenthalpien in der DSC nachweisen lassen [Die17].

Die Bruchdehnungen von PA6-Schweißnähten, die in Argonatmosphäre hergestellt werden, sind weitaus höher als die von Schweißungen in Luft, wohingegen die Schlagbiegeprüfung keine großen Unterschiede nachweist (Bild 7.4 rechts). Dies lässt darauf schließen, dass der Kurzzeit-Zugversuch lediglich bei sehr stark unterschiedlicher thermisch-oxidativer Schmelzebelastung (Bild 5.13) geeignet ist, um die Schweißnahtgüte zu bewerten. Ungeklärt bleibt, warum diese Tendenz im Schlagbiegeversuch nicht bestätigt werden kann. Grundsätzlich sollte der hohe Aufwand für die Flutung des Maschinenraums mit Argon, im Vorfeld kritisch einer Kosten-Nutzen-Analyse unterzogen werden.

Einfluss des Fügedrucks und der Schmelzeschichtdicke auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften

Beim Schweißen von PP und PA6 können die Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißnähte durch eine Erhöhung des Fügedrucks gesteigert werden (Bild 7.5). Beim PA6 nehmen zusätzlich die Schlagzähigkeiten und maximalen Durchbiegungen zu (Bild 7.5 rechts).

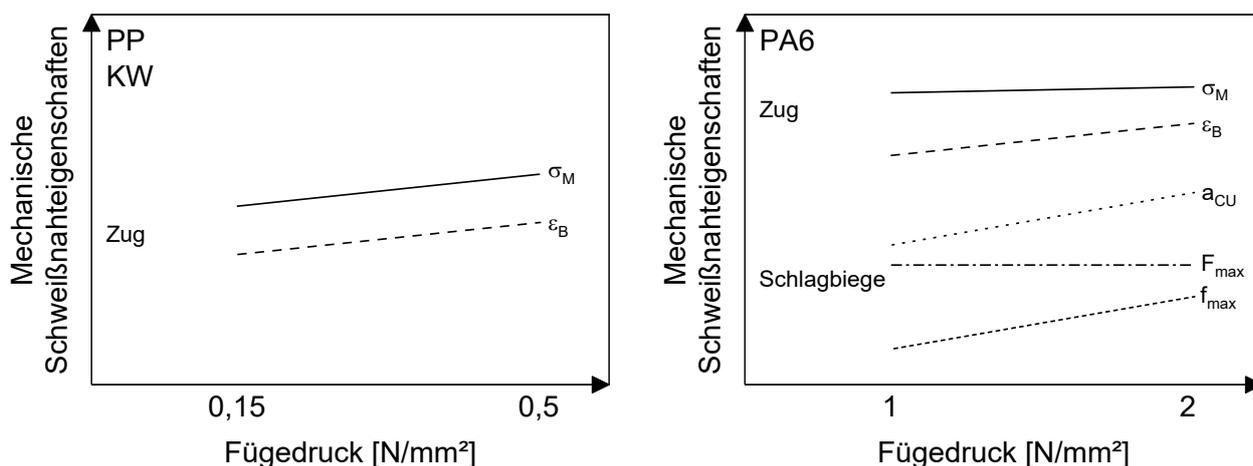


Bild 7.5: Tendenzieller Einfluss des Fügedrucks auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißnähten aus PP (links) und PA6 (rechts); σ_M : Zugfestigkeit; ϵ_B : Bruchdehnung; a_{CU} : Schlagzähigkeit; F_{max} : maximale Schlagkraft; f_{max} : maximale Durchbiegung

Mögliche Gründe für die Verbesserung der mechanischen Schweißnahteigenschaften, durch die Erhöhung des Fügedrucks und somit der Fließgeschwindigkeit [Pie75], können vermehrte und ausgeprägtere Orientierungsvorgänge der Makromolekülketten während des Schmelzflusses in der Fügephase sein. Infolgedessen resultieren größere Berührungsflächen der Makromoleküle beider Fügebauteile, die wiederum einen verstärkten Stofftransport zur Folge haben können, der in [Tap89] als Grund für die Schweißnahtfestigkeitssteigerung genannt wird.

Der optimale Fügedruck ist abhängig von der Schmelzeviskosität. Tendenziell zeigen die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit, dass hohe Schmelzeviskositäten (PP) einen geringen Fügedruck ($0,5 \text{ N/mm}^2$) und geringe Schmelzeviskositäten (PA6) einen hohen Fügedruck (2 N/mm^2) zur Erreichung guter Schweißnahteigenschaften erfordern. Dem entgegen stehen die Schweißungen von PP mit ASLR. Mit diesen werden, trotz der hohen Schmelzeviskositäten, gute mechanische Eigenschaften bei einem Fügedruck von 2 N/mm^2 erreicht (Bild 5.30 rechts und Bild 5.43 rechts). Ein möglicher Grund hierfür kann jedoch ein zu geringes Fügeweg-Schmelzeschichtdicken-Verhältnis bei zu geringen Fügedrücken sein.

Die Verbesserung der mechanischen Schweißnahteigenschaften durch die Erhöhung des Fügedrucks deckt sich mit den Ergebnissen von DIETZ [Die17]. Diese besagen, dass eine Erhöhung des Fügedrucks, eine Verbesserung der langzeitmechanischen Eigenschaften und der Schlagzähigkeit von IR- und heizelementgeschweißtem PP und PE-HD zur Folge haben kann. Die kurzzeitmechanischen Eigenschaften der PA6 Schweißungen in der vorliegenden Arbeit bestätigen zudem die Ergebnisse von HEIL [Hei94], die ebenfalls zeigen, dass sich hohe Schmelzeschichtdicken und Fügewege positiv auf die Schweißnahtfestigkeiten auswirken. Die Arbeiten von Heil [Hei94] und Fuhrich [Fuh13] zeigen weiterhin, dass hohe Festigkeiten nur erreicht werden können, wenn ein Großteil des geschädigten Materials in die Schweißwulst wandert. Bei alleiniger Betrachtung der Ergebnisse an Schweißungen von PA6 mit 100 % Strahlerleistung in Luft (Bild 5.32) ist diese Schlussfolgerung plausibel. Die kurzzeitmechanischen Eigenschaften der Schweißungen in Argonatmosphäre und mit ASLR (Bild 5.31) weisen jedoch nach, dass auch im Falle einer geringen thermisch-oxidativen Schmelzebelastung, hohe Fügedrücke und Fügewege in Verbindung mit hohen Schmelzeschichtdicken zu hohen mechanischen Schweißnahteigenschaften führen. Dies unterstreicht die Überlagerung des Einflusses des Fügedrucks und daraus resultierend der Fließgeschwindigkeit sowie des Einflusses der thermisch-oxidativen Schmelzebelastung auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften.

Ferner bestätigen die geringen Restschmelzeschichtdicken und dadurch großen Wulstvolumina beim Fügen mit 2 N/mm² (Tabelle 3.9), die Wichtigkeit der Schweißwulst für die mechanischen Schweißnahteigenschaften. Die Arbeiten von DIETZ [Die17] zum IR-Schweißen von PE-HD und PP weisen bereits den positiven Einfluss der Wulst auf die Standzeiten im Zeitstand-Zugversuch nach, wobei dieser mit Steigerung des Fügedrucks abnimmt.

Einfluss der Fügeiteiltemperatur auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften

Das Aufschmelzverhalten ändert sich mit Variation der Fügeiteiltemperatur bei PP kaum. An PA6 und PA6-GF30 sind größere Differenzen der Schmelzeschichtdicke bei Fügeiteiltemperaturen von 0 °C und RT festzustellen (Bild 5.44). Im Falle gleichbleibender Erwärmzeiten werden die kurzzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften durch die Variation der Fügeiteiltemperatur nur unmerklich beeinflusst (Bild 5.45). Die Anpassung der Erwärmzeiten, sodass für alle Fügeiteiltemperaturen ähnliche Schmelzeschichtdicken erreicht werden (Bild 5.46), kann hingegen in einer Abnahme der mechanischen Schweißnahtkennwerte bei kalten Fügeiteilen resultieren. Da die Erwärmzeit in diesem Fall erhöht werden muss, ist eine mögliche Erklärung hierfür die verstärkte thermisch-oxidative Kunststoffbelastung.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass unterschiedliche Fügeiteiltemperaturen durchaus einen Einfluss auf die Schmelze- und Rauchbildung haben können. Dieser Einfluss ist im Hinblick auf die kurzzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften jedoch vernachlässigbar. Die schonendere Erwärmung durch warme Fügeiteile oder die belastendere Erwärmung durch kalte Fügeiteile, die an der höheren Steigung der Temperatur-Erwärmzeit-Kurven sichtbar wird (Bild 5.47), kann allerdings einen Einfluss auf die thermisch-oxidative Kunststoffschädigung haben. Diese wirkt sich wiederum verstärkt auf die langzeitmechanischen Schweißnahteigenschaften auf, was die Untersuchungsergebnisse an PP-Schweißnähten im Rahmen dieser Arbeit nachweisen (Bild 7.2 und Bild 7.4).

Einfluss der Umstellzeit auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften

Mit Zunahme der Umstellzeit nehmen die Schmelzeschichtdicken (Bild 5.50) und die Kunststofftemperaturen ab (Bild 5.51). Für die Schweißnähte bedeutet dies eine Abnahme der Zugfestigkeiten und Bruchdehnungen (Bild 5.53), aber auch Schlagzähigkeiten (Bild 5.54). Dies kann zum einen mit dem Anstieg der Oxidationsreaktionszeit erklärt werden. Die mit dem MW-Strahler hergestellten Schweißungen haben bis zu einer Umstellzeit von 5 s höhere Schlagzähigkeiten und verhalten sich duktiler im Schlagbiegeversuch als die Schweißungen mit KW-Strahler (Bild 5.55). Die schonendere Schmelzeerzeugung mit dem MW-Strahler (Bild 5.15) ist eine mögliche Begründung hierfür. Diese wirkt bis zu einer Umstellzeit von 5 s noch dominant gegenüber dem negativen Oxidationsreaktionseinfluss. Eine andere mögliche Begründung für das mechanische Schweißnahtverhalten ist die höhere Schmelzeviskosität durch die geringeren Kunststofftemperaturen mit Erhöhung der Umstellzeit. Die Folge kann eine geringere Fließgeschwindigkeit der Schmelze sein, was den Stoffaustausch über die Fügeebene hinweg erschwert.

Die erstmalige Untersuchung von industrienahen Umstellzeiten beim IR-Schweißen von Kunststoffen im Rahmen dieser Arbeit, stützt die aus der Literatur bekannte Empfehlung, möglichst geringe Umstellzeiten einzuhalten [Ehr04, NN16d]. Zudem wird klar, dass im Falle unveränderlich hoher Umstellzeiten, z. B. aus maschinentechnischen Gründen oder aufgrund komplexer Bauteilgeometrien, folgende Handhabungsmöglichkeiten bestehen:

1. Die Erhöhung der Erwärmzeit, sodass die Kunststofftemperaturen und Schmelzeschichtdicken zum Zeitpunkt des Auftreffens der Fügeteile aufeinander, auf dem Niveau geringer Umstellzeiten sind. Aufgrund der dadurch erhöhten thermisch-oxidativen Schmelzebelastung, ist jedoch mit einer Verringerung der mechanischen Schweißnahteigenschaften zu rechnen.
2. Das Schweißen in Argonatmosphäre, um die in der Kunststoffschmelze stattfindenden Oxidationsreaktionen zu minimieren.
3. Die Auslegung der geschweißten Bauteile mit einem erhöhten Sicherheitsfaktor, welcher die schlechteren mechanischen Schweißnahteigenschaften berücksichtigt.

7.2 Überlappschweißen

Aufschmelzverhalten

Das Aufschmelzverhalten der Organobleche wird durch eine geringe Schmelzebildung charakterisiert, da die Fasern für eine Oberflächenabsorption der IR-Strahlung sorgen. Der Hochdruckfügeweg nähert sich mit steigender Erwärmzeit einem Grenzwert an, der auch mit zunehmender Erwärmzeit nicht überschritten wird (Bild 6.1) und mit dem ausschließlichen Aufeinanderpressen von Faserlagen verbunden ist (Bild 6.2).

Plattenprobekörper (Fügeflächenbreite = 25 mm)

Schon mit geringen Erwärmzeiten, die zu einem oberflächlichen Aufschmelzen der Fügefläche führen, können hochfeste Verbindungen hergestellt werden. Zugleich hat dies jedoch zur Folge, dass ein Fügedruck unterhalb eines werkstoffspezifischen, kritischen Fügedrucks gewählt werden muss. Das Überschreiten des kritischen Fügedrucks äußert sich im Erreichen eines Plateaus des Fügeweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnisses und hat eine Veränderung der ursprünglichen Faserorientierung des Organoblechs im Überlappbereich zur Folge, der vom Quetschfluss der Schmelze verstärkt wird (Bild 7.6 links). Das Resultat ist eine Abnahme der mechanischen Schweißnahtkennwerte (Bild 7.6 rechts).

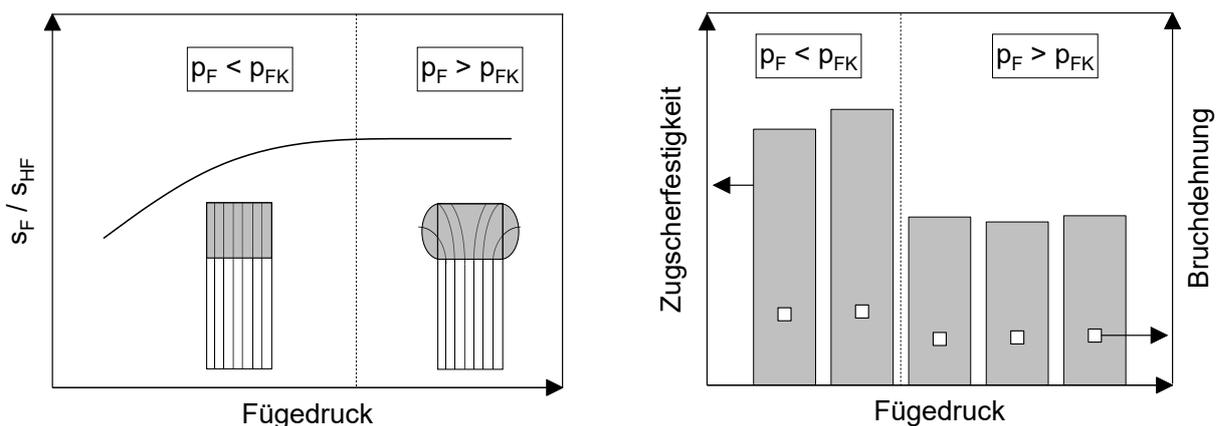


Bild 7.6: Tendenzierlicher Einfluss des Fügedrucks auf das Fügeweg-Hochdruckfügeweg-Verhältnis (s_F / s_{HF}) sowie den Überlappbereich (links) und die Zugscherfestigkeit als auch Bruchdehnung der Schweißnaht (rechts); p_F : Fügedruck; p_{FK} : kritischer Fügedruck

Einflüsse auf den kritischen Fügedruck sind die Viskosität der Polymerschmelze und die Faserstruktur. Die hochviskose Schmelze des PP hat zur Folge, dass der Quetschfluss während der Fügephase leichter zu einer Faserverschiebung führt. Gewebearten mit geringer

Verschiebestabilität verstärken dieses Verhalten (Bild 6.11). Der kritische Fügedruck ist lediglich für Organobleche mit einer Fügeflächenbreite von 25 mm von Relevanz.

Hohlkörper

Der Fügedruck beim Hohlkörperschweißen kann durch die Innendruckaufbringung gegenüber der elastischen Vorspannung gesteigert werden, ist aber geringer als beim Fügen der Plattenprobekörper (Bild 7.7 links). Die Umstellzeit liegt beim Schweißen der Plattenprobekörper bei 1,5 s, während beim Hohlkörperschweißen mit elastischer Vorspannung 2,5 s und mittels Innendruck 5 s zum Umstellen benötigt werden (Bild 7.7 links). Diese Prozessparameter haben großen Einfluss auf die resultierenden mechanischen Schweißnahteigenschaften.

Tendenziell zeigen die Ergebnisse an den Organoblechen mit PP-Matrix, dass sich die Erhöhung des Fügedrucks bis zu einem minimal erforderlichen Wert (ID) sehr positiv auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften auswirkt. Die Umstellzeit hat dagegen keinen sichtbaren Einfluss (Bild 7.7 rechts). Die mechanischen Schweißnahtkennwerte des PA6-GF47 werden zwar ebenfalls durch den Fügedruck beeinflusst, der Einfluss der Umstellzeit ist jedoch wesentlich stärker (Bild 7.7 rechts). Die unterschiedlich ausgeprägte Wirkung der Umstellzeit auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften von Organoblechen mit PP- und PA6-Matrix, deckt sich gut mit den Ergebnissen zum Schweißen von Plattenprobekörpern (Bild 6.12) und zum Stumpfschweißen (Bild 5.53).

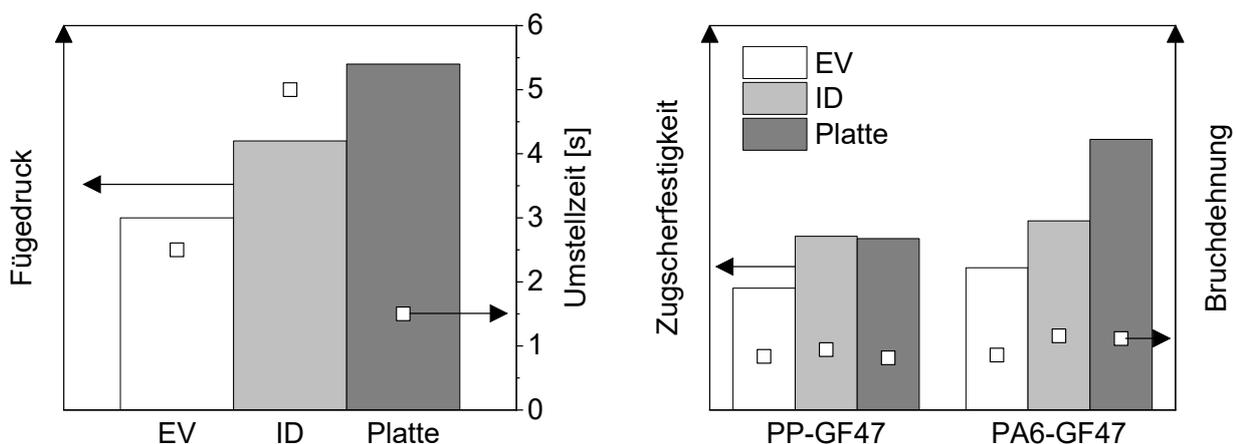


Bild 7.7: Tendenzierter Einfluss der Fügedruckaufbringungsvariante und des Werkstoffs auf den Fügedruck und die Umstellzeit (links) sowie die Zugscherfestigkeit und Bruchdehnung der Schweißnähte (rechts); Hohlkörperschweißungen mit elastischer Vorspannung (EV) und Innendruck (ID); Plattenprobekörperschweißungen (Platte)

Die mechanischen Schweißnahteigenschaften werden ebenfalls durch die Homogenität der Matrixschichtdicken zwischen den Fügeteilen beeinflusst. Je homogener die Dicke entlang der Überlappung, desto gleichmäßiger erfolgen Krafterleitung und Spannungsübertragung zwischen Fasern und Matrix über die gesamte Überlapplänge. Die Folge sind in der Regel höhere mechanische Kennwerte der Schweißung (Bild 6.23). Ein Innendruck von 1 bar ist hierfür geeignet, da er hinreichend hoch ist und über den Silikonballon die Gleichmäßigkeit der Fügedruckaufbringung entlang der gesamten Fügefläche sicherstellt.

Die Konvektion spielt insbesondere bei der Nutzung der elastischen Vorspannung zur Fügedruckaufbringung eine Rolle, da sie zu lokal unterschiedlichen Halbschalensteifigkeiten führen

kann. Infolgedessen können differente Fügedrücke entlang der Halbschalenschenkellänge entstehen, die sich in unterschiedlichen Schweißnahteigenschaften wiederfinden (Bild 6.20).

Aus den Ergebnissen der vorliegenden Arbeit leiten sich folgende Empfehlungen zur industriellen Anwendung der Hohlkörperherstellung aus Organoblechhalbschalen mittels IR-Schweißen ab:

- Die Innendruckaufbringung ist der elastischen Vorspannung nach Möglichkeit vorzuziehen.
- Die Umstellzeit sollte so gering wie möglich gehalten werden; durch eine vollständige Automatisierung ist eine Verringerung der Umstellzeit realisierbar.
- Die Nutzung einer vertikal arbeitenden Schweißmaschine oder von segmentierten IR-Strahlereinheiten mit individueller Leistungsanpassungsmöglichkeit ist zu bevorzugen.
- Ein Innendruck von ≥ 1 bar sollte genutzt werden.

7.3 Nutzbarkeit in industriellen Infrarotschweißprozessen

Aktive Strahlerleistungsregelung

Die Nutzung der ASLR in industriellen IR-Schweißprozessen kann auf zweierlei Arten erfolgen. Die erste, einfachere Möglichkeit wird in Kapitel 3.4.1 beschrieben. In Vorversuchen wird bei dieser Herangehensweise das Füge teil mit einer Strahlerleistung von 100 % erwärmt, die Temperatur des MTE zum Zeitpunkt des Rauchbeginns dokumentiert und als Solltemperatur für die IR-Strahleransteuerung genutzt.

Die zweite Möglichkeit besteht in der Nutzung eines Umrechnungsfaktors, welcher aus dem Quotienten, der mit Thermoelement gemessenen Füge flächentemperatur und der Temperatur des MTE in der Probenaufnahme gebildet wird (Bild 3.16). Nach Implementierung einer Umrechnungsfunktion für einen Kunststoff, kann die Schweißmaschinensteuerung anhand der während der Erwärmung gemessenen MTE Temperatur und der Erwärmzeit, die Temperatur der Füge fläche berechnen. Die Maschinensteuerung nutzt die Funktion ab einer Erwärmzeit von 2 s, aufgrund von Temperaturschwankungen zu Beginn der Erwärmphase, welche die Genauigkeit der Funktion vermindern würden. In [CGT⁺19] wird der Weg zur Bestimmung des Umrechnungsfaktors und der Umrechnungsfunktion detailliert beschrieben.

Die erste Möglichkeit hat den Vorteil, dass eine schnelle Festlegung der Solltemperatur, auch bei komplex geformten Füge teilen erfolgen kann, die das IR-Schweißen ohne Rauchbildung ermöglicht. Die Bestimmung der tatsächlichen Füge flächentemperatur während der Erwärmung ist mit ihr jedoch nicht möglich. Hierbei muss bedacht werden, dass ein Überschreiten der T_{od} auch ohne sichtbare Rauchbildung möglich ist (Kapitel 5.2). Mit der zweiten Herangehensweise können Füge flächentemperaturen berechnet werden, was die Erwärmung des Kunststoffs auf Temperaturen $< T_{od}$ sicherstellt. Ein entscheidender Nachteil ist jedoch, dass unklar ist, ob die an Plattenprobekörpern ermittelten Umrechnungsfunktionen zu guten Schweißergebnissen ohne Rauchbildung an komplex geformten Füge teilen führen. Dies kann nur die industrielle Anwendung in ersten Projekten zeigen.

Grundsätzlich gilt für die Anwendung der ASLR, dass die Erhöhung der Erwärmzeit gegenüber dem IR-Schweißen mit 100 % Strahlerleistung bedacht werden muss. Die sich ergebenden höheren Kosten müssen im Vorfeld einer Kosten-Nutzen-Analyse unterzogen werden. Im Rahmen dieser sollten insbesondere das Anwendungsgebiet der geschweißten Teile sowie die mechanische Belastung der Schweißnähte in Betracht gezogen werden. Für sicherheitsrelevante Schweißungen (z. B. zwischen Airbagschusskanal und Instrumententafel im Automobil) oder Schweißnähte, für die

eine hohe Lebensdauer garantiert werden muss (z. B. im Apparate-, Behälter- und Rohrleitungsbau), stellt die ASLR eine hochinteressante, alternative Prozessführungsvariante dar.

Schweißen in Argonatmosphäre

Das Schweißen in Argonatmosphäre ist beim Einsatz einer konventionellen IR-Schweißmaschine mit einem hohen Aufwand verbunden (Kapitel 3.4.2). Die Zusatzkosten für das Argon müssen ebenfalls berücksichtigt werden.

Zur Nutzung der Argonatmosphäre beim IR-Schweißen in der industriellen Fertigung existieren verschiedene Möglichkeiten. Eine besteht darin, eine Schweißmaschine mit gänzlich abgedichtetem Maschinenraum (auch nach oben) einzusetzen, welche die Argonzufuhr selbstständig regelt. Ergänzend hierzu ist auch ein Vorraum zwischen Schweißmaschinentür und dem Hauptmaschinenraum mit kleinem Volumen denkbar. Aus diesem könnte ein Roboter die Teile in der Teileaufnahme im Hauptmaschinenraum platzieren, nachdem die Tür der Maschine geschlossen wurde und der Argongehalt im Vorraum wieder beim Sollwert liegt.

Weiterhin kann eine Argonflutung über Düsen in der IR-Strahleraufnahme oder in den Aufnahmewerkzeugen für die Fügeteile erfolgen. Verwirbelungen sind jedoch vorstellbar und können zu einem verstärkten Kontakt der Fügefläche mit Luftsauerstoff führen. IR-Strahler, die zusätzlich erwärmtes Schutzgas auf die Fügeteile leiten, werden bereits auf dem Markt angeboten [NN19a].

Der Vorteil des Schweißens in Argonatmosphäre gegenüber der ASLR ist, dass keine Erwärmzeiterhöhung gegenüber dem Schweißen in Luft mit 100 % Strahlerleistung notwendig ist.

Prozessvarianten zur Hohlkörperherstellung

Die elastische Vorspannung als auch die Innendruckaufbringung mittels Silikonballon können zur Hohlkörperherstellung aus Organoblechen mittels IR-Schweißen genutzt werden. Bestehende IR-Schweißmaschinen können mit einem recht geringen Kostenaufwand für den Prozess umgebaut werden. Es werden lediglich zwei Schweißwerkzeuge, eines davon mit Pneumatikzuleitungen und Vorspannelementen, ein Silikonballon für den Fall der Innendruckaufbringung und eventuell andere IR-Strahler benötigt.

Herausforderungen beim IR-Schweißen von Organoblechen sind die geringe Schmelzebildung und die geringen Fügewege. Große Fügeteile aus Organoblechen können einen herstellungsbedingten Verzug aufweisen. Dieser erschwert die gleichmäßige Fügedruckaufbringung entlang der Überlappung mittels elastischer Vorspannung und die Nutzung eines Silikonballons kann erforderlich werden. Der in dieser Arbeit zum Einsatz gekommene Silikonballon hat sich als sehr haltbar herausgestellt. Nach hunderten Schweißversuchen (teils mit Innendrücken > 3 bar) sind keine Abnutzungserscheinungen sichtbar. Die Flexibilität des Silikonballons ermöglicht zudem prinzipiell die Verwendung des Verfahrens zum Schweißen komplex geformter Halbschalengeometrien.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die Ziele der Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit sind zum einen die Erarbeitung von Zusammenhängen zwischen thermisch-oxidativer Kunststoffbelastung beim Infrarotschweißen und den resultierenden Schweißnahteigenschaften sowie die Schaffung industriell nutzbarer Lösungsstrategien zur Verringerung der Werkstoffbelastung. Zum anderen sollen Prozessvarianten auf Basis der Infrarotschweißtechnologie entwickelt werden, die das überlappende Verbinden von Organoblechhalbschalen zu Hohlkörpern ermöglichen.

Die Dokumentation der Rauchbildung in Aufschmelzversuchen an Fügebauteilen aus PP und PA6 sowie der Vergleich mit den Kunststofftemperaturen aus Thermoelementmessungen belegen, dass die Rauchbildung mit Temperaturen im jeweiligen Werkstoffzersetzungsbereich gleichzusetzen ist. Die schichtweise Bestimmung der Oxidations-Induktionszeit und der Viskositätszahl im Fügeflächenbereich ist gut zur Quantifizierung von Unterschieden hinsichtlich der Werkstoffbelastung in Abhängigkeit von dem Kunststoff und den Erwärmbedingungen geeignet. Die Ansätze zur Verringerung der thermisch-oxidativen Schmelzebelastung sind das Schweißen mit der eigens entwickelten aktiven Strahlerleistungsregelung auf eine Solltemperatur unterhalb der Kunststoffzersetzungstemperatur und das Schweißen in Argonatmosphäre. Die Ergebnisse weisen die hohe Wirksamkeit dieser Ansätze im Hinblick auf die Werkstoffschädigung nach.

Die aktive Strahlerleistungsregelung führt in der Regel zu geringeren Kunststofftemperaturen als die anderen Erwärmbedingungen. Polarisationsoptische, durchlichtmikroskopische Aufnahmen an PP-Schweißnähten machen helle Fließlinienbereiche am Wulstaustrittsbereich sichtbar, die infolge der geringen Schmelzeviskositäten für eine erhöhte Schmelzescherung sprechen. Geringere Oxidations-Induktionszeiten der PP-Schweißwülste und höhere Schmelzenthalpien der PA6-Schweißwülste deuten auf eine erhöhte thermisch-mechanische Scherbelastung der Schmelze durch das Schweißen mit aktiver Strahlerleistungsregelung hin.

Die thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht ist für die mechanischen Eigenschaften der Infrarotschweißverbindungen von großer Bedeutung. Eine hohe thermisch-oxidative Belastung der Schmelze führt in der Regel zu einer leichten Abnahme der Bruchdehnung im Kurzzeit-Zugversuch, einer Verringerung der maximalen Durchbiegung im Schlagbiegeversuch sowie zu einer Reduzierung der Standzeiten im Zeitstand-Zugversuch. Die Tendenzen im Kurzzeit-Zugversuch sind hierbei nur gering ausgeprägt (PA6) oder gar nicht vorhanden (PP). Gleichzeitig kann die Erhöhung der thermisch-oxidativen Schmelzebelastung jedoch auch zu einer leichten Erhöhung der maximalen Schlagkräfte im Schlagbiegeversuch und Festigkeiten im Kurzzeit-Zugversuch führen, was auf die Verfestigung durch physikalische Alterungsvorgänge (z. B. Nachkristallisation) zurückzuführen ist. Es muss betont werden, dass die dargelegten Zusammenhänge nicht für die Schweißungen von PA6 mit dem mittelwelligen Metallfolienstrahler gelten, da diese asymmetrisch ausgebildet sind.

Ein weiterer Einfluss auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften ist die Schmelzeviskosität. Geringe Kunststofftemperaturen durch die Infraroterwärmung (z. B. durch die aktive Strahlerleistungsregelung) haben zwar eine geringe thermisch-oxidative Belastung der Schmelzeschicht zur Folge. Beim Schweißen von PP führt dies jedoch, aufgrund der hohen Schmelzeviskosität und der hohen Temperaturabhängigkeit ebendieser, zu einer verstärkten thermisch-mechanischen Scherbelastung der Schmelze. Die Überlagerung beider Einflüsse, kann je nach Kunststofftemperatur und Ausprägung der thermisch-oxidativen Schmelzebelastung zu unterschiedlichen Ergebnissen führen. Die Folgen sind entweder eine Verbesserung der mechanischen Eigenschaften aufgrund der schonenderen Erwärmung, eine Verschlechterung

dieser durch die erhöhte Scherung oder keine Veränderung im Vergleich zu Schweißungen mit 100 % Strahlerleistung.

Die Erhöhung des Fügedrucks und somit der Fließgeschwindigkeit resultiert bis zu einem kritischen, werkstoffspezifischen Fügedruck in einer Verbesserung der mechanischen Eigenschaften von Infrarotschweißungen. Begründen lässt sich das mit der Optimierung des Stoffaustausches über die Fügeebene hinweg. Hohe Fügedrücke (2 N/mm^2) führen bei Kunststoffen mit geringer Schmelzeviskosität (PA6) und geringe Fügedrücke ($0,5 \text{ N/mm}^2$) bei Kunststoffen mit hoher Schmelzeviskosität (PP) in der Regel zu sehr guten mechanischen Eigenschaften.

Auch hohe Schmelzeschichtdicken und Fügewege, z. B. durch eine Fügedruckerhöhung, wirken sich üblicherweise positiv auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften aus. Dies gilt sowohl für die schonende als auch thermisch-oxidativ belastende Erwärmung, hier jedoch nur bis zu einem Erwärmzeitgrenzwert. Bei einer Schädigung der gesamten Schmelzeschichtdicke, beispielsweise im Falle einer sehr hohen Erwärmzeit, gilt dieser Zusammenhang nicht mehr.

Der Einfluss unterschiedlicher Fügepartietemperaturen zwischen 0 und $40 \text{ }^\circ\text{C}$ vor dem Infrarotschweißen auf die mechanischen Eigenschaften der Schweißnähte im Kurzzeit-Zugversuch ist vernachlässigbar. Eine Anpassung der Erwärmzeit bei den Versuchswerkstoffen PP und PA6 ist nicht zwingend erforderlich. Die Erhöhung der Umstellzeit von $1,5$ auf 3 s reduziert die kurzzeitmechanischen Eigenschaften von Infrarotschweißungen aus PA6 noch in einem akzeptablen Rahmen. Umstellzeiten $\geq 5 \text{ s}$ reduzieren die kurzzeitmechanischen Eigenschaften dagegen in einem erheblichen Maße. Eine thermisch-oxidativ schonendere Erwärmung wirkt sich dennoch, auch bei hohen Umstellzeiten, positiv auf die Schweißnahteigenschaften aus.

Das überlappende Infrarotschweißen von Organoblechen kann zur Erzeugung von Verbindungen mit Zugscherfestigkeiten auf dem Niveau der interlaminaren Scherfestigkeit der ungeschweißten Organobleche eingesetzt werden. Eine Faserverstärkung über die Fügeebene hinweg ist auf diese Weise möglich. Die Untersuchungen an Schweißungen mit Organoblechplattenprobekörpern mit PP- und PA6-Matrix sowie Glasfasergewebeverstärkung und einer Fügeflächenbreite von 25 mm , weisen die Einflüsse des Fügedrucks, der Schmelzeviskosität und Faserstruktur auf die mechanischen Schweißnahteigenschaften nach. Das Überschreiten eines kritischen Fügedrucks führt zu einer Veränderung der ursprünglichen Organoblechfaserorientierung in der Fügezone. Die Folge ist eine Verminderung der mechanischen Schweißnahtkennwerte. Hierbei ist zu beachten, dass eine hohe Schmelzeviskosität und eine geringe Verschiebestabilität der Faserstruktur den kritischen Fügedruck verringern.

In der vorliegenden Arbeit werden zudem zwei Verfahrensvarianten auf Basis der Infrarotschweißtechnologie zur Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen entwickelt. Hierbei werden die Überlappflächen zweier Organoblechhalbschalen mit Infrarotstrahlern erwärmt. Der Fügedruck zum Verbinden der Halbschalen zur Hohlkörperherstellung wird im Anschluss entweder mittels elastischer Vorspannung der Halbschalenschenkel oder aber zusätzlich mittels Innendruck über einen Silikonballon aufgebracht. Die Fügedruckerhöhung durch Nutzung des Silikonballons wirkt sich positiv auf die mechanischen Eigenschaften der Schweißnähte in den Hohlkörpern aus. Weiterhin resultiert infolge des Innendrucks ein homogenerer Fügedruck entlang der Überlappfläche, was zu gleichmäßigeren Matrixschichtdicken zwischen den Fügepartien und damit besseren mechanischen Schweißnahteigenschaften führt. Die Umstellzeit wird jedoch durch den Einsatz des Silikonballons auf 5 s gesteigert. Mit elastischer Vorspannung werden lediglich $2,5 \text{ s}$ zum Umstellen benötigt, beim Schweißen der Plattenprobekörper sogar nur $1,5 \text{ s}$. Die erhöhte Umstellzeit hat einen stark negativen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der Schweißungen in den Hohlkörpern aus Organoblechen mit PA6-Matrix. Dies zeigt sich anhand der

Zugscherfestigkeiten und Bruchdehnungen der Schweißungen aus mit Innendruck gefügten Hohlkörpern, welche zwar über den mit elastischer Vorspannung hergestellten Hohlkörpern liegen, jedoch weitaus geringer sind als die der Plattenprobekörper. Hohlkörper aus Organoblechen mit PP-Matrix weisen hingegen nach dem Fügen mittels Innendruck, mechanische Schweißnahtkennwerte auf dem Niveau der Plattenprobekörper auf. Die hohe Fügefläche und der geringe Fügedruck, verglichen mit den Schweißungen an Plattenprobekörpern, haben zur Folge, dass keine Faserverschiebung und Matrixverdrängung in den Hohlkörperschweißungen festgestellt werden kann.

Die vorliegende Arbeit liefert Antworten zu aktuell drängenden Fragen bei Anwendung des Infrarotschweißens in der industriellen Fertigung und zeigt Lösungsansätze auf. Zum einen wird herausgearbeitet, inwiefern die Rauchbildung und der Grad der thermisch-oxidativen Kunststoffbelastung die Eigenschaften von Infrarotschweißnähten beeinflussen. Weiterhin werden Lösungsansätze zur Verminderung der Werkstoffbelastung beim Infrarotschweißen aufgezeigt. Einer dieser Ansätze ist die aktive Strahlerleistungsregelung, die im Rahmen der Arbeit entwickelt wird. Zum anderen werden zwei industriell nutzbare Verfahrensvarianten des Infrarotschweißens entwickelt, die zur Herstellung hochsteifer und -fester Organoblechhohlkörper mit Überlappverbindungen geeignet sind, in denen die Fasern über die Fügeebene hinweg wirken.

Bei unterschiedlichen Erwärmbedingungen hergestellte Infrarotstumpfschweißungen, aber auch überlappende Organoblechschweißungen sollten in künftigen Untersuchungen hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften unter dynamischer Belastung charakterisiert werden. Die Ergebnisse würden Aussagen hinsichtlich der Schweißnahtlebensdauer in dynamisch belasteten Bauteilen ermöglichen. Eine Prüfmöglichkeit ist der dynamische Laststeigerungsversuch [OHZE93, Zil93], dessen Anwendbarkeit für Schweißverbindungen gegeben ist [PAE+19]. Bei der Prüfungsdurchführung ist zu beachten, dass der Schweißwerkstoff recht spröde sein muss. Der dynamische Laststeigerungsversuch, an den im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Stumpfschweißverbindungen aus PP und PA6 ist nicht durchführbar. Trotz der Variation unterschiedlicher Prüfparameter können lediglich duktile Brüche außerhalb der Schweißnaht erreicht werden, was eine Auswertung der Ergebnisse unmöglich macht.

Die für das Infrarotschweißen eingesetzten Infrarotstrahlersysteme können ebenfalls Gegenstand künftiger Untersuchungen sein. Unstetigkeiten, wie Wanddickensprünge oder Kreuzstrukturen, können beim Schweißen technischer Bauteile einen ortsabhängigen, variierenden Aufschmelzenergiebedarf des Bauteils und partiell unterschiedliche Flächenleistungen der Strahler zur Folge haben. Das tatsächliche Aufschmelzverhalten des Bauteils kann in vielen Fällen erst nach dem Bau des Infrarotstrahlersystems in Vorversuchen experimentell ermittelt werden. Zur Erarbeitung von Kennwerten für die konstruktive Gestaltung solcher Strahlersysteme, könnte eine Messmethodik, z. B. auf Basis der Infrarotspektroskopie, zur Ermittlung der Emissionsspektren entwickelt werden. Dies würde die Strahler- und Schweißstegauslegung in der industriellen Anwendung des Infrarotschweißens erheblich vereinfachen.

Im Hinblick auf die Hohlkörperherstellung ist eine Verringerung der Umstellzeit im Falle der Innendrucknutzung anzustreben, die mit einer vollständigen Prozessautomatisierung realistisch erscheint.

9 Literatur

- [ASBB06] AHMED, T.J.; STAVROV, D.; BERSEE, H.E.N.; BEUKERS, A.: Induction welding of thermoplastic composites – an overview. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (2006), S. 1638–1651
- [AYH00] AGEORGES, C.; YE, L.; HOU, M.: Experimental investigation of the resistance welding for thermoplastic–matrix composites. Part I: heating element and heat transfer. *Composites Science and Technology* 60 (2000), Nr. 7, S. 1027–1039
- [AYH01] AGEORGES, C.; YE, L.; HOU, M.: Advances in fusion bonding techniques for joining thermoplastic matrix composites: a review. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 32 (2001), Nr. 6, S. 839–857
- [BBO⁺13] BAUR, E.; BRINKMANN, S.; OSSWALD, T.A.; RUDOLPH, N.; SCHMACHTENBERG, E.: *Saechtling Kunststoff Taschenbuch*. 31. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2013
- [BCK01] BATES, P.; COUZENS, D.; KENDALL, J.: Vibration Welding of Continuously Reinforced Thermoplastic Composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 14 (2001), Nr. 4, S. 344–354
- [BDS80] BUCKNALL, C.B.; DRINKWATER, I.C.; SMITH, G.R.: Hot Plate Welding of Plastics: Factors Affecting Weld Strength. *Polymer Engineering and Science* 20 (1980), Nr. 6, S. 432–440
- [BGKV93] BORN, A.; GROß, A.; KRÜGER, G.; VISSING, K.D.: Kleben thermoplastischer Hochleistungs–Faserverbundwerkstoffe. *DVS–Berichte*, Band 154 (1993), S. 87–90
- [BK11] BEIß, T.; KURIKOV, J.: Infrared Welding of Engineering Plastics via Short–Wavelength IR Emitters. ANTEC 2011, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Boston (USA), 2011
- [Blä13] BLÄTLER, M.: *Schweißen und Schneiden: Schutz vor Rauchen, Stäuben, Gasen und Dämpfen*. 8. Auflage, Suva Arbeitssicherheit, Luzern (Schweiz), Oktober 2013
- [BM19] BECKER, S.; MITSCHANG, P.: Beeinflussung der Induktionserwärmung von textilverstärktem CFK durch Laminatparameter. *Zeitschrift Kunststofftechnik* 15 (2019), Nr. 3, S. 211–244
- [BMR93] BADER, W.; MÖLLER, P.; RUHSLAND, K.: Schweißen von faserverstärkten Thermoplasten. *DVS–Berichte*, Band 154 (1993), S. 83–86
- [BN15] BAUERSFELD, L.; NEIDINGER, M.: Der Kerzenlift – Physikalisch–chemische Untersuchung eines klassischen Experiments. *Junge Wissenschaft* 104 (2015), S. 40–51
- [Bon09] BONNET, M.: *Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung: verstehen und zuverlässig auswählen*. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden, 2009
- [Bon98] BONTEN, C.: Beitrag zur Erklärung des Wirkmechanismus in Schweißverbindungen aus teilkristallinen Thermoplasten. Dissertation, Universität – Gesamthochschule Essen, 1998
- [BOS15] BERGER, S.; OEFELE, F.; SCHMIDT, M.: Laser transmission welding of carbon fiber reinforced thermoplastic using filler material—A fundamental study. *Journal of Laser Applications* 27 (2015), S29009, Nr. S2
- [Bre97] BREUER, U.P.: Beitrag zur Umformtechnik gewebeverstärkter Thermoplaste. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 1997

- [BT02] BONTEN, C.; TÜCHERT, C.: Welding of Plastics—Introduction into Heating by Radiation. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 21 (2002), Nr. 8, S. 699–709
- [BW14] BÖCKH, P. VON; WETZEL, T.: Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis. 5. Überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2014
- [CB95] CHEN, Y.S.; BENATAR, A.: Infrared Welding of Polypropylene. ANTEC 1995, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Boston (USA), 1995, S. 1235–1238
- [CG15] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Verfahrensüberblick zum stoffschlüssigen Fügen von Organoblechen mit optimierter Ausnutzung der Faserverstärkung in der Fügeebene. DVS-Berichte Band 315. DVS Media GmbH, Düsseldorf, DVS Congress 2015, 15. – 17.09.2015, S. 905–910
- [CG15a] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrarot- und Warmgasschweißen endlosfaserverstärkter Thermoplaste. Tagungsband Technomer 2015, 24. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 12 – 13.11.2015, S. 76
- [CGD15] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; DIETZ, R.: Emitter-Material – A complex system. 5th FRIMO TechDay – Plastics Joining, Hamburg, 11.06.2015
- [CG18] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrared Welding of Continuous Glass Fiber-Reinforced Thermoplastics – Approaches to use the Fibers in the Joint. ANTEC 2018, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Orlando (USA), 2018
- [CG19] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrared welding of continuous fibre-reinforced thermoplastics – Investigations on overlapping joints. Proceedings of the Europe/Africa Conference 2017 – Polymer Processing Society (PPS), Dresden, 26. – 29.06.2017, S. 130002-1–130002-5, DOI: 10.1063/1.5084899
- [CG19a] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Konstruktions- und Prozessgestaltung halbschalig geschweißter Hochleistungsbauteile aus Organoblechen. Schlussbericht zum IGF-Vorhaben 18964 BR, Chemnitz, 28.05.2019, DOI: 10.2314/KXP:1670304515
- [CG19b] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen durch Nutzung des Infrarotschweißens – Prozesseinflüsse und Schweißnahteigenschaften. *Joining Plastics* 13 (2019), Nr. 3-4, S. 190–197
- [CGD15] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; DIETZ, R.: Emitter-Material – A complex system. 5th FRIMO TechDay – Plastics Joining, Hamburg, 11.06.2015
- [CGF⁺17] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; FUHRICH, R.; SCHÜLE, E.; MITTLER, C.: Entwicklung einer Temperaturmessmethodik für die aktive Strahlerleistungs- und Strahlerabstandsregelung beim IR-Schweißen von Kunststoffen. Tagungsband Technomer 2017, 25. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 09. – 10.11.2017, S. 134
- [CGK17] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; KUBE, P.: Überlappendes Schweißen von Organoblechen mittels Infrarotstrahlungserwärmung. *Joining Plastics* 11 (2017), Nr. 1, S. 48–55
- [CGT⁺19] CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; THEOBALD, M.; MITTLER, C.; PANYLO, P.; FUHRICH, R.: Aktive Strahlerleistungsregelung zum werkstoffschonenden Infrarotschweißen von Kunststoffen – Schweißnahteigenschaften und thermisch-oxidative Werkstoffbelastung. Tagungsband Technomer 2019, 26. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 07.–08.11.2019, S. 67

- [CH08] CZICHOS, H.; HENNECKE, M.: HÜTTE – Das Ingenieurwissen. 33. Auflage, Springer Verlag, Berlin Heidelberg, 2008
- [Che00] CHEN, Y.S.: IR Welding of Glass Filled Polyether Sulfone Composite. *Tamkang Journal of Science and Engineering* 2 (2000), Nr. 4, S. 229–234
- [Che95] CHEN, Y.S.: Infrared Heating and Welding of Thermoplastics and Composites. Dissertation, Ohio State University, 1995
- [Cox02] COX, A.N.: *Allen's Astrophysical Quantities*. 4. Auflage, Springer Verlag, New York, 2002
- [DAJ⁺12] DE BAERE, I.; ALLAER, K.; JACQUES, S.; VAN PAEPEGEM, W.; DEGRIECK, J.: Interlaminar Behavior of Infrared Welded Joints of Carbon Fabric–Reinforced Polyphenylene Sulfide. *Polymer Composites* 33 (2012), Nr. 7, S. 1105–1113
- [DB08] DAI, X.Y.; BATES, P.J.: Mechanical properties of vibration welded short– and long–glass–fiber–reinforced polypropylene. *Composites: Part A* 37 (2008), S. 1159–1166
- [DEE⁺12] DOMININGHAUS, H.; ELSNER, P.; EYERER, P.; HIRTH, T.: *Kunststoffe: Eigenschaften und Anwendungen*. 8. Auflage, Springer–Verlag, Heidelberg, 2012
- [DG16] DIETZ, R.; GEHDE, M.: Prozessführung beim Schweißen elektrisch leit– und ableitfähiger Kunststoffe. Schlussbericht zum IGF–Vorhaben 16.573 BR, Chemnitz, 26.01.2016
- [DGS13] DRUMMER, D.; GRÖSCHEL, C.; SEEFRIED, A.: Organobleche durch Gasdruck direkt umformen. *Kunststoffe* 103 (2013), Nr.12, S. 70–74
- [Die17] DIETZ, R.: Strukturbezogene Betrachtung zum Zeitstandverhalten geschweißter Polyolefinhalbzeuge – Morphologie und Bruchverhalten. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2017
- [DPE99] DURIAU–MONTAGNE, F; PONGRATZ, S.; EHRENSTEIN, G.W.: Studies of the Thermal and Thermooxidative Degradation of Polypropylene during Processing and Usage. ANTEC 1999, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, New York (USA), 1999, S. 2383–2387
- [EG88] EVENO, E.C.; GILLESPIE, J.W.: Resistance Welding of Graphite Polyetheretherketone Composites: An Experimental Investigation. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 1 (1988), Nr. 4, S. 322–338
- [Ege86] EGEN, U.: Gefügestruktur in Hezelementschweißnähten an Polypropylenrohren. Dissertation, Universität-Gesamthochschule Kassel, 1986
- [EHH⁺87] ESSER, K.; HABERSTROH, E.; HÜSGEN, U.; WEINAND, D.: Infrared Radiation in the Processing of Plastics: Precise Adjustment–the Key to productivity. *Advances in Polymer Technology* 7 (1987), Nr. 2, S. 89–128
- [Ehr04] EHRENSTEIN, G.W. (Hrsg.): *Handbuch Kunststoffverbindungstechnik*. Carl Hanser Verlag, München, 2004
- [EP07] EHRENSTEIN, G.W.; PONGRATZ. S.: *Beständigkeit von Kunststoffen – Band 1*. Carl Hanser Verlag, München, 2007
- [ERT03] EHRENSTEIN, G.W.; RIEDEL, G.; TRAWIEL, P.: *Praxis der thermischen Analyse von Kunststoffen*. Carl Hanser Verlag, München, 2003
- [EVMO15] ENGELMANN, C.; VAN DER STRAETEN, K.; MAMUSCHKIN, V.; OLOWINSKY, A.: Laserbasierte Fügeverfahren für faserverstärkte Kunststoffe. *DVS–Berichte Band 315* (2015), S. 911–915

- [Fec16] FECHT, N.: Mit Abstand besser – Infrarotschweißen von faserverstärkten Kunststoffen mit Kamerasystem. *Kunststoffe* 106 (2016), Nr. 3, S. 61–63
- [FG11] FUHRICH, R.; GEHDE, M.: Strahlungserwärmung beim Kunststoffschweißen mit Infrarotstrahlung. Schlussbericht zum IGF-Vorhaben 15971 BR, Chemnitz, 27.05.2011
- [FG20] FRIEDRICH, F.; GEHDE, M.: Heizelementschweißen dickwandiger Halbzeuge. *Joining Plastics* 14 (2020), Nr. 1, S. 44–50
- [FGF11] FUHRICH, R.; GEHDE, M.; FRIEDRICH, S.: Mechanische Eigenschaften von Infrarotschweißverbindungen. *Joining Plastics* 5 (2011), Nr. 3–4, S. 216–221
- [Fie19] FIEBIG, I.: Beitrag zur Erhöhung der Wirksamkeit der Faserverstärkung in der Schweißnaht faserverstärkter Thermoplaste. Dissertation, Universität Paderborn, 2019
- [Fri07] FRICK, T.: Untersuchungen der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2007
- [Fri17] FRIEDRICH, S.: Aktuelle Herausforderungen beim Schweißen von Kunststoffen im industriellen Umfeld. Tagungsband Technomer 2017, 25. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 09.–10.11.2017, S. 58
- [FS17] FRICK, A.; STERN, C.: Einführung in die Kunststoffprüfung: Prüfmethode und Anwendungen. Carl Hanser Verlag, München, 2017
- [FTW91] FERNIE, J.A.; THREADGILL, P.L.; WATSON, M.N.: Progress in Joining of Advanced Materials. *Welding and Metal Fabrication* 59 (1991), Nr. 4, S. 179–184
- [Fuh13] FUHRICH, R.: Infrarotschweißen von Kunststoffen mit thermischen Strahlungsemittern. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2013
- [Gab81] GABLER, K.: Beurteilung der Schweißbarkeit unterschiedlicher Thermoplaste im Hinblick auf das Heizelementstumpfschweißen. *Adhäsion* 25 (1981), Nr. 2, S. 108–115
- [Geh93] GEHDE, M.: Zum Extrusionsschweißen von Polypropylen. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 1993
- [GFM08] GEHDE, M.; FRIEDRICH, S.; MOTSHEV, S.: Strahlungserwärmung beim Kunststoffschweißen mit Infrarotstrahlung. *Joining Plastics* 2 (2008), Nr. 1, S. 58–63
- [GGE97] GEHDE, M.; GIESE, M.; EHRENSTEIN, G.W.: Welding of Thermoplastics Reinforced with Random Glass Mat. *Polymer Engineering and Science* 37 (1997), Nr. 4, S. 702–714
- [Grö17] GRÖSCHEL, C.: Zum Umformen endlosfaserverstärkter Thermoplaste mittels Gasdruck. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2017
- [GS15] GRELLMANN, W.; SEIDLER, S. (Hrsg.): Kunststoffprüfung. 3. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2015
- [GY98] GRIMM, R.A.; YEH, H.J.: Infrared Welding of Thermoplastics: Colored Pigments and Carbon Black Levels on Transmission of Infrared Radiation. ANTEC 1998, Conference proceedings, Society of Plastics Engineers, Atlanta, 1998, S. 1026–1029
- [Hän01] HÄNSCH, D.: Die optischen Eigenschaften von Polymeren und ihre Bedeutung für das Durchstrahlschweißen mit Diodenlaser. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2001
- [HEF*95] HAMZA, A.A.; EL-TONSY, M.M.; FOUHA, M.; EL-SAID, A.M.: Colorimetric Evaluation of Thermooxidative Degradation of Nylon 6 Fibers. *Journal of Applied Polymer Science* 57 (1995), Nr. 3, S. 265–270

- [Hei94] HEIL, M.: Heizstrahlerschweißen thermoplastischer Kunststoffe. Dissertation, Universität–Gesamthochschule Paderborn, 1994
- [HG14] HÜGEL, H.; GRAF, T.: Laser in der Fertigung – Grundlagen der Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren. 3. Auflage, Springer Vieweg Verlag, Wiesbaden, 2014
- [HMB⁺18] HÄFFELIN, D. MAJIC, N.; BOCKELKAMP, S.; FISCHER, H.: Serienfertigung von Faserverbund–Sicherheitsbauteilen für das Automobil. *Lightweight Design* 11 (2018), Nr.6, S. 52–56
- [HWB17] HÄFFELIN, D. WAGENER, K.; BEUTLER, O.: Nicht zu bremsen – Vollkunststoff–Bremspedal mit multiaxialer Faserverstärkung im Serieneinsatz. *Kunststoffe* 107 (2017), Nr.3, S. 20–25
- [JHH⁺10] JAESCHKE, P.; HERZOG, D.; HAFERKAMP, H.; PETERS, C.; HERRMANN, A.S.: Laser transmission welding of high–performance polymers and reinforced composites – a fundamental study. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 29 (2010), Nr. 20, S. 3083–3094
- [JM04] JANDALI, G.; MALLICK, P.K.: Vibration Welding of Continuous–Fiber Thermoplastic Matrix Composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 17 (2004), Nr. 4, S. 343–358
- [Joh15] JOHLITZ, M.: Zum Alterungsverhalten von Polymeren: Experimentell gestützte, thermochemomechanische Modellbildung und numerische Simulation. Habilitation, Universität der Bundeswehr München, 2015
- [Jor17] JORDI, H.U.: Persönliche Mitteilung. KRELUS AG, Oberentfelden (Schweiz), Sitzung der DVS Arbeitsgruppe W 4.13, 25.04.2017, Covestro AG, Leverkusen
- [KA19] KRAUSE, F.; VAN AAKEN, A.: Alterungs- und Schweißverhalten von thermoplastischen Kunststoffen. Kunststofftechnisches Kolloquium, Technische Universität Chemnitz, 03.09.2019
- [Kae71] KAELBLE, D.H.: *Physical Chemistry of Adhesion*. Wiley-Interscience, New-York (USA), 1971
- [Kai11] KAISER, W.: *Kunststoffchemie für Ingenieure – Von der Synthese bis zur Anwendung*. 3. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2011
- [Kle90] KLEIN, R.M.: *Bearbeitung von Polymerwerkstoffen mit infraroter Laserstrahlung*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1990
- [KPF59] KREKELER, K.; PEUKERT, H.; FRERICHMANN, B.: *Die Infraroterwärmung an thermoplastischen Kunststoffen*. Forschungsberichte des Landes Nordrhein–Westfalen, Nr. 666, Institut für Kunststoffverarbeitung an der Technischen Hochschule Aachen, Westdeutscher Verlag, Köln und Opladen, 1959
- [Kre17] KREIMER, S.: *Thermische Simulation des Laserdurchstrahlschweißprozesses von teilkristallinen Thermoplasten*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2017
- [KS75] KULEZNEV, V.N.; SHERSHNEV, V.A.: *The Chemistry and Physics of Polymers*. Mir Publishers, Moskau, 1990
- [Lan20] LANGOWSKI, H.-C.: *Anwendung der Nanotechnologie in Materialien für den Lebensmittelkontakt*. https://www.bfr.bund.de/cm/343/anwendung_der_nanotechnologie_in_materialien_fuer_den_lebensmittelkontakt.pdf, Abruf: 13.03.2020

- [LD16] LEISEN, C.; DRUMMER, D.: Infrared welding of cross-linkable polyamide 66. *Express Polymer Letters* 10 (2016), Nr. 10, S. 849–859
- [Leu89] LEUPIN, A.: Spectral emission and improvement of technical infrared radiators. Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Schweiz, 1989
- [LHV⁺13] LACH, R.; HUTAR, P.; VESELY, P.; NEZBEDOVA, E.; KNESL, Z.; KOCH, T.; BIERÖGL, C.; GRELLMANN, W.: Assessment with indentation techniques of the local mechanical behavior of joints in polymer parts. *POLIMERY* 58 (2013), Nr. 11–12, S. 900–905
- [LWK⁺15] LENGSELD, H.; WOLFF-FABRIS, F.; KRÄMER, J.; LACALLE, J.; ALTSTÄDT, V.: Faserverbundwerkstoffe – Prepregs und ihre Verarbeitung. Carl Hanser Verlag, München, 2015
- [Mez16] MEZGER, T.G.: Das Rheologie Handbuch: Für Anwender von Rotations- und Oszillations-Rheometern. 5. Auflage, Vincentz Network, Hannover, 2016
- [MHM⁺11] MENGES, G.; HABERSTROH, E.; MICHAELI, W.; SCHMACHTENBERG, E.: Menges Werkstoffkunde Kunststoffe. 6. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2011
- [Mic10] MICHAELI, W.: Einführung in die Kunststoffverarbeitung. Carl Hanser Verlag, München, 2010
- [MLD17] MATTHEß, D.; LANDGREBE, D.; DROSSEL, W.-G.: Inductive heating of glass fibre-reinforced thermoplastics using fibre- and wire-shaped stainless steel susceptors. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 30 (2017), Nr. 1, S. 67–87
- [Mos12] MOSER, L.: Experimental Analysis and Modeling of Susceptorless Induction Welding of High Performance Thermoplastic Polymer Composites. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2012
- [MS16] MAIER, R.D.; SCHILLER, M.: Handbuch Kunststoff-Additive. 4. Vollständig neu bearbeitete Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2016
- [NMB14] NEITZEL, M.; MITSCHANG, P.; BREUER, U.: Handbuch Verbundwerkstoffe: Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. 2. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, 2014
- [NN07] N. N.: BGI 5121: Arbeitsplatzlüftung – Entscheidungshilfen für die betriebliche Praxis. Berufsgenossenschaftliche Informationen für Sicherheit und Gesundheit bei der Arbeit, April 2007
- [NN08] N. N.: DIN 53019-1 – Viskosimetrie – Messung von Viskositäten und Fließkurven mit Rotationsviskosimetern – Teil 1: Grundlagen und Messgeometrie. Beuth Verlag, Berlin, Carl Heymanns Verlag, Köln, September 2008
- [NN09] N. N.: DIN EN 1465 – Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen. Beuth Verlag, Berlin, Juli 2009
- [NN10] N. N.: DIN EN ISO 11357-1 – Kunststoffe – Dynamische Differenz Thermoanalyse (DSC) – Teil 1: Allgemeine Grundlagen (ISO 11357-1:2009). Beuth Verlag, Berlin, März 2010
- [NN10a] N. N.: DIN EN ISO 1628-3 – Kunststoffe – Bestimmung der Viskosität von Polymeren in verdünnter Lösung durch ein Kapillarviskosimeter – Teil 3: Polyethylen und Polypropylen (ISO 1628-3:2010). Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2010
- [NN12] N. N.: DIN 50035 – Begriffe auf dem Gebiet der Alterung von Materialien – Polymere Werkstoffe. Beuth Verlag, Berlin, September 2012

- [NN12a] N. N.: DIN EN ISO 179-2 – Kunststoffe – Bestimmung der Charpy-Schlageigenschaften – Teil 2: Instrumentierte Schlagzähigkeitsprüfung. Beuth Verlag, Berlin, Juni 2012
- [NN13] N. N.: <https://www.kunststoff-magazin.de/montage/grosse-und-dickwandige-gehaeuse-verschweissen.htm>, Große und dickwandige Gehäuse verschweißen. 20.09.2013, Abruf: 11.09.2018
- [NN13a] N. N.: INFRAROT verbindet Kunststoffe. Broschüre. FRIMO Group GmbH, Lotte, Oktober 2013
- [NN13b] N. N.: DIN EN ISO 307 – Kunststoffe – Polyamide – Bestimmung der Viskositätszahl. Beuth Verlag, Berlin, August 2013
- [NN13c] N. N.: DIN EN ISO 11357-6 – Kunststoffe – Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) – Teil 6: Bestimmung der Oxidations-Induktionszeit (isothermische OIT) und Oxidations-Induktionstemperatur (dynamische OIT). Beuth Verlag, Berlin, April 2013
- [NN14] N. N.: DIN EN ISO 11358-1 – Kunststoffe – Thermogravimetrie (TG) von Polymeren – Teil 1: Allgemeine Grundsätze (ISO 11358-1:2014). Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2014
- [NN15] N. N.: DIN EN 62798; VDE 0721-53; Industrielle Elektrowärmeeinrichtungen – Prüfverfahren für Infrarotstrahler. Beuth Verlag, Berlin, Mai 2015
- [NN15a] N.N.: https://www.heraeus.com/media/media/hng/doc_hng/industries_and_applications_1/infrared_heat_1/case_stories/de/Infrarot_zum_automatisierten_schweissen_von_kunststoff.pdf, Automatisiertes Schweißen von Kunststoff. Anwendungsbeispiel, Heraeus Noblelight GmbH, Kleinostheim, April 2015, Abruf: 09.07.2020
- [NN16] N. N.: Infrarot-Strahler für industrielle Prozesse. Technische Broschüre, Heraeus Noblelight GmbH, Kleinostheim, 2016
- [NN16a] N. N.: Tepex MATERIAL DATA SHEET: Tepex® dynalite 102-RG600(x)/47% – Roving Glass – PA6 Consolidated Composite Laminate. Werkstoffdatenblatt, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 03.02.2016
- [NN16b] N. N.: Tepex MATERIAL DATA SHEET: Tepex® dynalite 102-RGUD600(x)/47% – Roving Glass – PA6 Consolidated Composite Laminate. Werkstoffdatenblatt, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 24.08.2016
- [NN16c] N. N.: Tepex MATERIAL DATA SHEET: Tepex® dynalite 104-RGUD600(x)/47% – Roving Glass – PP Consolidated Composite Laminate. Werkstoffdatenblatt, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 24.08.2016
- [NN16d] N. N.: Taschenbuch – DVS-Merkblätter und -richtlinien – Fügen von Kunststoffen. 16. Auflage, DVS Media Verlag, Düsseldorf, 2016
- [NN17] N. N.: Hinweise für den Verarbeiter – Tepex. Technische Broschüre, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 2017
- [NN17a] N. N.: Tepex MATERIAL DATA SHEET: Tepex® dynalite 104-RG600(x)/47% – Roving Glass – PP Consolidated Composite Laminate. Werkstoffdatenblatt, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 06.07.2017
- [NN17b] N.N.: Tepex MATERIAL DATA SHEET: Tepex® dynalite 104-RG600(x)/47% - Roving Glass – PP Consolidated Composite Laminate. Werkstoffdatenblatt, LANXESS Deutschland GmbH, Köln, 06.07.2017
- [NN18] N. N.: <http://www.srsystems.de/infrarotstrahler/kurzwellige-infrarotstrahler>, Doppelrohr IR-Strahler – Details. SR Systems GmbH, Bruchköbel, Abruf: 12.01.2018

- [NN18a] N. N.: <https://www.krelus.ch/produkte/>, Vorteile der KRELUS IR–Strahler. KRELUS AG, Oberentfelden (Schweiz), Abruf: 03.09.2018
- [NN18b] N. N.: <https://www.frank-gmbh.de/de/Produktgruppen/Schweisstechnik/IR-Schweissmaschinen.php>. FRANK GmbH, Mörfelden–Walldorf, Abruf: 28.09.2018
- [NN18c] N. N.: DIN EN IEC 60519-12; VDE 0721-12; Sicherheit in Elektrowärmeanlagen und Anlagen für elektromagnetische Bearbeitungsprozesse – Teil 12: Besondere Anforderungen an Infrarot-Elektrowärmeanlagen. Beuth Verlag, Berlin, August 2018
- [NN19] N. N.: <https://media.daimler.com/marsMediaSite/de/instance/ko.xhtml?oid=41845701>, Pressemitteilung, Daimler AG, Stuttgart, Abruf: 01.04.2019
- [NN19a] N. N.: Quadralux: Hybrides Erwärmverfahren zum Schweißen von Kunststoffen. *Joining Plastics* 13 (2019), Nr. 3-4, S. 161
- [NN19b] N. N.: ASTM E1530-19, Standard Test Method for Evaluating the Resistance to Thermal Transmission by the Guarded Heat Flow Meter Technique. ASTM International, West Conshohocken (USA), 2019
- [NN19c] N. N.: Automatische Temperaturerfassung mit Infrarotsystemen beim Kunststoffschweißen. *Joining Plastics* 13 (2019), Nr. 3–4, S. 164–167
- [NN20] N. N.: IEC 60050; Internationales Elektrotechnisches Wörterbuch. URL: <https://www2.dke.de/de/Online-Service/DKE-IEV/Seiten/IEV-Woerterbuch.aspx>, Abruf: 02.07.2020
- [NN20a] N. N.: <https://www.bielomatik.com/de/kunststoffuege-systeme/kunststoff-schweissysteme/infrarot-schweissen.html>. Bielomatik GmbH, Neuffen, Abruf: 09.07.2020
- [NN20b] N. N.: <https://www.kln.de/de/produkte/kunststoffverbindungstechnik/infrarot-schweissen>. KLN Ultraschall AG, Heppenheim, Abruf: 09.07.2020
- [NN82] N. N.: DIN 5030 Teil 2 – Spektrale Strahlungsmessung – Strahler für spektrale Strahlungsmessungen – Auswahlkriterien. Beuth Verlag, Berlin, September 1982
- [NN86] N. N.: DIN 65148 – Luft- und Raumfahrt; Prüfung von faserverstärkten Kunststoffen; Bestimmung der interlaminaren Scherfestigkeit im Zugversuch. Beuth Verlag, Berlin, November 1986
- [NN98] N. N.: DIN EN ISO 1172 – Textilglasfaserverstärkte Kunststoffe – Prepregs, Formmassen und Lamine – Bestimmung des Textilglas- und Mineralstofffüllgehalts – Kalzinierungsverfahren (ISO 1172: 1996). Beuth Verlag, Berlin, Dezember 1998
- [Non96] NONHOF, C.J.: Optimization of Hot Plate Welding for Series and Mass Production. *Polymer Engineering and Science* 36 (1996), Nr. 9, S. 1184–1195
- [Off96] OFFRINGA, A.R.: Thermoplastic composites—rapid processing applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 27 (1996), Nr.4, S. 329–336
- [OHZE93] ORTH, F.; HOFFMANN, L.; ZILCH–BREMER, H.; EHRENSTEIN, G.W.: Evaluation of composites under dynamic load. *Composite Structures* 24 (1993), Nr.3, S. 265–272
- [OT65] OSWALD, H.J.; TURI, E.: The Deterioration of Polypropylene by Oxidative Degradation. *Polymer and Engineering Science* 5 (1965), Nr. 3, S. 152–158

- [PAE⁺19] POMMER, C.; ACHEREINER, F.; ENGELSING, K.; KRAUS, E.; BAUDRIT, B.; HOCHREIN, T.: Langzeitbelastung von Schweißverbindungen – Welchen Einfluss haben zyklische Lasten auf Ultraschallschweißverbindungen? *Joining Plastics* 13 (2019), Nr. 1, S. 22–28
- [PDE00] PONGRATZ, S.; DURIAU–MONTAGNE, F.; EHRENSTEIN, G.W.: Einfluss der Verarbeitung auf den Abbau von PA und PP. *Kunststoffe* 90 (2002), Nr. 2, S. 52–55
- [Pie75] PIESCHEL, D.: Untersuchungen zur Optimierung der Wärmekontaktschweißverfahren für Plastomere (Heizelementschweißen – Wärmeimpulsschweißen). Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1975
- [PLS95] POPPE, E. A.; LEIDIG, K.; SCHIRMER, K.: Technische Kunststoffe: Die Top Ten der Spritzgiessprobleme – 5. Folge: Falsche Schmelzetemperatur. *Plastverarbeiter* 46 (1995), Nr. 9, S. 20–21
- [PMH91] POTENTE, H.; MICHEL, P.; HEIL, M.: Infrared Radiation Welding: A Method for Welding High Temperature Resistant Thermoplastics. ANTEC 1991, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Montreal (Kanada), 1991, S. 2502–2504
- [Pon00] PONGRATZ, S.: Alterung von Kunststoffen während der Verarbeitung und im Gebrauch. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2000
- [Pot04] POTENTE, H.: Fügen von Kunststoffen – Grundlagen, Verfahren, Anwendung. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 2004
- [Pot77] POTENTE, H.: Zur Theorie des Heizelement-Stumpfschweißens. *Kunststoffe* 67 (1977), Nr. 2, S. 98–102
- [Rot07] ROTH, S.: Spritzgegossene Abschirmgehäuse aus stahlfasergefüllten Thermoplasten – Materialeigenschaften, Verarbeitung und Gestaltung. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2007
- [Rud00] RUDOLF, R.: Entwicklung einer neuartigen Prozess- und Anlagentechnik zum wirtschaftlichen Fügen von thermoplastischen Faser-Kunststoff-Verbunden. Dissertation, Technische Universität Kaiserslautern, 2000
- [Rus06] RUSSEK, U.A.: Prozesstechnische Aspekte des Laserdurchstrahlschweißens von Thermoplasten. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2006
- [SA03] SCHMID, M.; AFFOLTER, S.: Interlaboratory tests on polymers by differential scanning calorimetry (DSC): determination and comparison of oxidation induction time (OIT) and oxidation induction temperature (OIT*). *Polymer Testing* 22 (2003), Nr. 4, S. 419–428
- [SB05] STAVROV, D.; BERSEE, H.E.N.: Resistance welding of thermoplastic composites – an overview. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 36 (2005), Nr. 1, S. 39–54
- [Sch04] SCHNIEDERS, J.: Analyse der Fertigungs- und Prozesseinflüsse auf die Spannungsrissbildung beim Fügen amorpher Thermoplaste mittels Heizelement. Dissertation, Universität Paderborn, 2004
- [Sch94] SCHLICHTING, H.J.: Die Kerzenpumpe. *Praxis der Naturwissenschaften – Physik in der Schule*, 43 (1994), Nr. 4, S. 12–15
- [SKK⁺19] STEPHAN, P.; KABELAC, S.; KIND, M.; MEWES, D.; SCHABER, K.; WETZEL, T.: VDI-Wärmeatlas. 12. Auflage, Springer Vieweg Verlag, Berlin, 2019

- [SKS08] SCHMIEDERER, D.; KÜHNERT, I.; SCHMACHTENBERG, E.: Schonende Spritzgießverarbeitung durch lokalen Ausschluss von Sauerstoff. Zeitschrift Kunststofftechnik 4 (2008), Nr. 2, S. 1–22
- [SRA06] SCHMID, M.; RITTER, A.; AFFOLTER, S.: Determination of oxidation induction time and temperature by DSC – Results of round robin tests. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry 83 (2006), Nr. 2, S. 367–371
- [ST03] SCHMACHTENBERG, E.; TÜCHERT, C.: Long-Term Properties of Butt-Welded Poly(propylene). Macromolecular Materials and Engineering 288 (2003), Nr. 4, S. 291–300
- [Ste17] STEFANZIOSA, C.: Verfahren zur Herstellung funktionalisierter Hohlprofilbauteile aus endlosfaserverstärktem thermoplastischem Kunststoff. Dissertation, Technische Universität München, 2017
- [Ste74] STEINICKE, H.E.: Untersuchungen zum Lichtstrahlschweißen thermoplastischer Kunststoffe. Schweißen und Schneiden 26 (1974), S. 105–106
- [Sto89] STOKES, V.K.: Joining methods for Plastics and Plastic Composites: An Overview. Polymer Engineering and Science 29 (1989), Nr. 19, S. 1310–1324
- [SYL16] SHI, Y.; LIN, Y.; GUANXIAN, L.: Thermal oxidative aging behavior and stabilizing mechanism of highly oriented polyamide 6. Journal of Thermal Analysis and Calorimetry 126 (2016), Nr. 2, S. 795–805
- [SYY08] SHU, Y.; YE, L.; YANG, T.: Study on the Long-Term Thermal-Oxidative Aging Behavior of Polyamide 6. Journal of Applied Polymer Science 110 (2008), Nr. 2, S. 945–957
- [Tap89] TAPPE, P.: Modellgesetze beim Heizelement-Stumpfschweißen teilkristalliner Thermoplaste. Dissertation. Universität – Gesamthochschule Paderborn, 1989
- [TBS12] TESCH, W.; BAUDRIT, B.; STÜBS, O.: Schweißprozessentwicklung für faserverstärkte Kunststoff-Fensterprofile unter ökologischen Gesichtspunkten. Schlussbericht zum DBU-Vorhaben Az: 29146 – 21/2, Würzburg, Juni 2012
- [TJW89] TAYLOR, N.S.; JONES, S.B.; WELD, M.: The feasibility of welding thermoplastic composite materials. Construction and Building Materials 3 (1989), Nr. 4, S. 213–219
- [Tro08] TROUGHTON, M.J.: Handbook of plastics joining: a practical guide. 2. Auflage, William Andrew, Norwich, NY (USA), 2008
- [Trö17] TRÖBS, M.: Die “Falten” der Kunststoffe nach Alterung – Thermooxidative Alterung von Polypropylen und Polyamid 6. Kunststoffe 107 (2017), Nr. 8, S. 78–81
- [VB10] VILLEGAS, I.F.; BERSEE, H.E.N.: Ultrasonic Welding of Advanced Thermoplastic Composites: An Investigation on Energy-Directing Surfaces. Advances in Polymer Technology 29 (2010), Nr. 2, S. 112–121
- [VB15] VILLEGAS, I.F.; BERSEE, H.E.N.: Characterisation of a metal mesh heating element for closed-loop resistance welding of thermoplastic composites. Journal of Thermoplastic Composite Materials 28 (2015), Nr. 1, S. 46–65
- [VGFD15] VOGEL, V.; GEHDE, M.; FRIEDRICH, S.; DIETZ, R.: Organobleche mittels IR-Schweißen EMV-gerecht verbinden. DVS-Berichte Band 315. DVS Media GmbH, Düsseldorf, DVS Congress 2015, 15. – 17.09.2015, S. 819–823

- [Vil14] VILLEGAS, I.F.: Strength development versus process data in ultrasonic welding of thermoplastic composites with flat energy directors and its application to the definition of optimum processing parameters. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 65 (2014), S. 27–37
- [VMY+13] VILLEGAS, I.F.; MOSER, L.; YOUSEFPOUR, A.; MITSCHANG, P.; BERSEE, H.E.N.: Process and performance evaluation of ultrasonic, induction and resistance welding of advanced thermoplastic composites. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 26 (2013), Nr. 8, S. 1007–1024
- [Voy63] VOYUTSKII, S.S.: *Autohesion and Adhesion of High Polymers*. Interscience Publishers, New York (USA), London (Großbritannien), 1963
- [Wac12] WACKER, M.: *Hochleistungsfaserverbunde in Großserie*. Firmenpräsentation, OECHSLER AG, Ansbach, 17.10.2012
- [Wei87] WEINAND, D.: *Modellbildung zum Aufheizen und Verstrecken beim Thermoformen*. Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1987
- [WHJ+15] WIPPO, V.; HANSEN, P.; JAESCHKE, P.; JEENJITKAEW, C.; SUTTMANN, O.; OVERMEYER, L.: Schnelles und zuverlässiges Schweißen von Hochleistungs-Faserverbundbauteilen mittels Laserstrahlung. *DVS-Berichte Band 315* (2015), S. 916–919
- [WT80] WEIDNER, H.; TILGNER, R.: Alterungsvorhersagen von Kunststoffen – Charakterisierung von Alterungszuständen. *Kunststoffe* 70 (1980), Nr. 12, S. 837–844
- [XXSW14] XIA, L.; XIONG, J.; SHENTU, B.; WENG, Z.: Thermal-Oxidative Degradation and Accelerated Aging Behavior of Polyamide 6/Epoxy Resin-Modified Montmorillonite Nanocomposites. *Journal of Applied Polymer Science* 131 (2014), Nr. 19
- [Yeh96] YEH, H.J.: Infrared welding of polyethylene pipes using radiant heater. ANTEC 1996, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Indianapolis (USA), 1996
- [YHI04] YOUSEFPOUR, A.; HOJJATI, M.; IMMARIGEON, J.-P.: Fusion Bonding/Welding of Thermoplastic Composites. *Journal of Thermoplastic Composites* 17 (2004), Nr. 4, S. 303–341
- [Zil93] ZILCH-BREMER, H.: Realisierung des Hysterisis-Meßverfahrens. In: *Hysterisis-Meßverfahren – das flexible Verfahren zur dynamischen Werkstoff- und Bauteilprüfung nach R. Renz*, S. 1.2.1–1.2.27, Universität Erlangen-Nürnberg, 1993

10 Abkürzungen und Formelzeichen

Abkürzungen

ASLR	aktive Strahlerleistungsregelung
DIN	Deutsches Institut für Normung
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	Europäische Norm
et al.	und andere
EV	elastische Vorspannung
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
FVG	Faservolumengehalt
Gew.-%	Gewichtsprozent
GF	Glasfaser(n)
HF	Hochfrequenz
ID	Innendruck
IEC	International Electrotechnical Commission
IR	Infrarot
IR-A	kurzwellige IR-Strahlung
IR-B	mittelwellige IR-Strahlung
IR-C	langwellige IR-Strahlung
ISO	International Organization for Standardization
KW	kurzwellig / kurzwelliger Infrarotstrahler
KW-Strahler	Strahler mit Emissionsmaximum im kurzwelligen Infrarotbereich
Laser	light amplification by stimulated emission of radiation
LDS	Laserdurchstrahlschweißen
MTE	Mantelthermoelement
MW	mittelwellig / mittelwelliger Infrarotstrahler
MW-Strahler	Strahler mit Emissionsmaximum im mittelwelligen Infrarotbereich
N	nicht sichtbar
N. N.	Nomen nescio
OIT	Oxidations-Induktionszeit
PA	Polyamid
PA12	Polyamid 12
PA6	Polyamid 6

PA66	Polyamid 66
PA6-GF30	Polyamid 6 mit 30 Gewichtsprozent Glasfasern
PA6-GF47	endlosfaserverstärkter Thermoplast mit Polyamid 6-Matrix und einem Glasfaservolumengehalt von 47 %
PBT	Polybutylenterephthalat
PEEK	Polyetheretherketon
PE-HD	Polyethylen hoher Dichte
PP	Polypropylen
PP-GF47	endlosfaserverstärkter Thermoplast mit Polypropylen-Matrix und einem Glasfaservolumengehalt von 47 %
PTFE	Polytetrafluorethylen
RT	Raumtemperatur
S.	Seite
SL	Strahlerleistung
TE	Thermoelement
TGA	Thermogravimetrische Analyse
US	Ultraschall
Vol.-%	Volumenprozent
VZ	Viskositätszahl
\bar{x}	arithmetischer Mittelwert

Lateinische Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	mm ²	Emitteroberfläche
a _{CU}	kJ/m ²	Charpy-Schlagzähigkeit
b	mm	Probenbreite
c	mm	Überstand des Fügeteils über das Probenaufnahmewerkzeug
d	mm	Abstand von Infrarotstrahler zu Mantelthermoelement
d	mm	optische Eindringtiefe der Strahlung
e	-	Eulersche Zahl
F	N	Kraft
F _{EV}	N	elastische Vorspannkraft / Fügekraft durch elastische Vorspannung
f _{max}	mm	maximale Durchbiegung
F _{max}	N	maximale Schlagkraft
h	mm	Probenhöhe
I	W/m ²	Strahlungsintensität

I_0	W/m ²	auf den Körper auftreffende Strahlungsintensität
ILS	N/mm ²	interlaminare Scherfestigkeit
L_0	mm	Schmelzeschichtdicke
L_M	mm	Matrixschichtdicke zwischen den Fügeteilen
L_R	mm	Restschmelzeschichtdicke
P	W	Strahlungsenergie realer Körper
p_F	N/mm ²	Fügedruck
p_{F-EV}	N/mm ²	Fügedruck durch elastische Vorspannung
p_{F-ID}	N/mm ²	Fügedruck durch Innendruck
p_{FK}	N/mm ²	kritischer Fügedruck
P_S	W	spezifische Strahlungsenergie eines schwarzen Körpers
s_F	mm	Fügeweg
s_{HF}	mm	Hochdruckfügeweg
t	h	Standzeit
T	K	absolute Temperatur
T_0	°C	Temperatur der Fügeteiloberfläche
t_E	s	Erwärmzeit
$T_{Fügef\ddot{a}che}$	°C	Fügefächentemperatur
T_g	°C	Glasübergangstemperatur
t_K	s	Füge- und Abkühlzeit
T_m	°C	Kristallitschmelztemperatur
$T_{MTE\ Soll}$	°C	Solltemperatur des Mantelthermoelements
T_{od}	°C	Temperatur bei Zersetzungsbeginn in Sauerstoffatmosphäre
t_U	s	Umstellzeit
W_c	J	verbrauchte Schlagarbeit
x	mm	Abstand zwischen IR-Strahler und Fügeteil

Griechische Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
α	-	Absorptionsgrad
ϵ	-	Emissionsgrad
ϵ_B	%	Bruchdehnung
ϵ_M	%	Dehnung der Zugfestigkeit
λ	μm	emittierte Wellenlänge
$\lambda_{i = \max}$	μm	Wellenlänge des Strahlungsintensitätsmaximums
ρ	-	Reflexionsgrad

σ	$\text{W/m}^2\text{K}^4$	Stefan-Boltzmann-Konstante
σ_M	N/mm^2	Zugfestigkeit / Zugscherfestigkeit
σ_Y	N/mm^2	Streckspannung
τ	-	Transmissionsgrad

Anhang

A1 Veröffentlichungen

Artikel in Fachzeitschriften

NUYAN, V.; CONSTANTINOU, M.: Leichtbausitz mit Rückenlehne aus Kunststoff; ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift 116 (2014), Nr. 4, S. 30–35, DOI: 10.1007/s35148-014-0378-2

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; KUBE, P.: Überlappendes Schweißen von Organoblechen mittels Infrarotstrahlungserwärmung. *Joining Plastics* 11 (2017), Nr. 1, S. 48–55

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Herstellung von Organoblechhohlkörpern mit Überlappverbindungen durch Nutzung des Infrarotschweißens – Prozesseinflüsse und Schweißnahtigenschaften. *Joining Plastics* 13 (2019), Nr. 3-4, S. 190–197

Konferenzbeiträge

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; DIETZ, R.: Emitter-Material - A complex system. 5th FRIMO TechDay - Plastics Joining, Hamburg, 11.06.2015

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Verfahrensüberblick zum stoffschlüssigen Fügen von Organoblechen mit optimierter Ausnutzung der Faserverstärkung in der Fügeebene. DVS-Berichte Band 315. DVS Media GmbH, Düsseldorf, DVS Congress 2015, 15.–17.09.2015, S. 905–910

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrarot- und Warmgasschweißen endlosfaserverstärkter Thermoplaste. Tagungsband Technomer 2015, 24. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 12–13.11.2015, S. 76

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Überlappendes Infrarotschweißen von Organoblechen zur Herstellung von Hohlkörperbauteilen – Verbindungseigenschaften und mögliche Verfahrensvarianten. Tagungsband Technomer 2017, 25. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 09.–10.11.2017, S. 136

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; FUHRICH, R.; SCHÜLE, E.; MITTLER, C.: Entwicklung einer Temperaturmessmethodik für die aktive Strahlerleistungs- und Strahlerabstandsregelung beim Infrarotschweißen von Kunststoffen. Tagungsband Technomer 2017, 25. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 09.–10.11.2017, S. 134

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrared Welding of Continuous Glass Fiber-Reinforced Thermoplastics – Approaches to use the Fibers in the Joint. ANTEC 2018, Conference Proceedings, Society of Plastics Engineers, Orlando (USA), 2018

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Manufacturing Hollow Bodies made of Continuous Glassfiber-reinforced Thermoplastics by Infrared Welding. 18th Annual International Polymer Colloquium, Madison (USA), 04.05.2018

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Infrared welding of continuous fibre-reinforced thermoplastics – Investigations on overlapping joints. Proceedings of the Europe/Africa Conference 2017 – Polymer Processing Society (PPS), Dresden, 26.–29.06.2017, S. 130002-1–130002-5, DOI: 10.1063/1.5084899

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Neue Verfahrensvarianten zur Herstellung hochsteifer Hohlkörper aus Organoblechen mittels Infrarotschweißen. Tagungsband Technomer 2019, 26. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 07.–08.11.2019, S. 136

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.; THEOBALD, M.; MITTLER, C.; PANYLO, P.; FUHRICH, R.: Aktive Strahlerleistungsregelung zum werkstoffschonenden Infrarotschweißen von Kunststoffen - Schweißnahteigenschaften und thermisch-oxidative Werkstoffbelastung. Tagungsband Technomer 2019, 26. Fachtagung über Verarbeitung und Anwendung von Polymeren, Chemnitz, 07.–08.11.2019, S. 67

Schlussbericht

CONSTANTINOU, M.; GEHDE, M.: Konstruktions- und Prozessgestaltung halbschalig geschweißter Hochleistungsbauteile aus Organoblechen. Schlussbericht zum IGF-Vorhaben 18964 BR, Chemnitz, 28.05.2019, DOI: 10.2314/KXP:1670304515

A2 Betreute studentische Arbeiten

FICKERT, S.: Einsatzgrenzen spezieller Faserverbundstrukturen auf Basis biologisch nachwachsender Rohstoffe für den Anlagenbau. Bachelorarbeit, TU Chemnitz, 2015

SCHENK, F.: Entwicklung einer Methodik zur Untersuchung von Schmelzeströmungen in Stumpfschweißverbindungen aus Thermoplasten. Bachelorarbeit, TU Chemnitz, 2016

HAUCK, J.: Untersuchungen der Prozess- und Werkstoffeinflüsse beim überlappenden Infrarotschweißen von endlosfaserverstärkten Thermoplasten. Projektarbeit, TU Chemnitz, 2017

KUBE, P.: Ein Beitrag zur Optimierung der Verbindungseigenschaften von überlappend infrarotgeschweißten endlosfaserverstärkten Thermoplasten. Masterarbeit, TU Chemnitz, 2017

LE, A.T.: Beitrag zur Messung der tatsächlichen Fügeflächentemperatur beim Infrarotschweißen von Thermoplasten. Projektarbeit, TU Chemnitz, 2017

EVERS, P.: Beitrag zur Entwicklung eines Verfahrens zur Hohlkörperherstellung aus endlosfaserverstärkten Thermoplasten unter Anwendung des Infrarotschweißens. Masterarbeit, TU Chemnitz, 2018

LE, A.T.: Beitrag zur Entwicklung einer aktiven Infrarotstrahlerleistungsregelung anhand der Fügeflächentemperatur beim Infrarotschweißen von Kunststoffen. Bachelorarbeit, TU Chemnitz, 2018

EVERS, V.S.: Untersuchung der Einflüsse auf die Schweißnahteigenschaften bei der Herstellung von Hohlkörpern aus endlosfaserverstärkten Thermoplasten unter Anwendung neuartiger Verfahrensvarianten auf Basis des Infrarotschweißens. Bachelorarbeit, TU Chemnitz, 2019

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name Marios Constantinou
Geburtsdatum 19.05.1987
Geburtsort Dortmund

Beruflicher Werdegang

seit 06/2020 Prokurist und Mitglied der Geschäftsführung bei der LABCO GmbH in Loxstedt-Stotel

07/2014–05/2020 Wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Professur Kunststoffe am Institut für Fördertechnik und Kunststoffe der Technischen Universität Chemnitz (Prof. Dr.-Ing. Michael Gehde)

08/2012–06/2014 Product Engineer Materials bei der Johnson Controls GmbH in Burscheid (heute: Adient Germany Ltd. & Co. KG) im Center of Competence Plastics

Ausbildung

10/2009–06/2012 Studium der Polymerwissenschaften (Master of Science)
Technische Universität Dortmund

Titel der Masterarbeit: *Development of a methodology to dimension safety-critical plastic welding connections in instrument panels.*

Erstellt bei der Johnson Controls GmbH in Burscheid (heute: Yanfeng Europe Automotive Interior Systems Management Limited & Co. KG).

10/2006–10/2009 Studium der Kunststoff- und Werkstofftechnik (Bachelor of Science)
Fachhochschule Osnabrück (heute: Hochschule Osnabrück)

Titel der Bachelorarbeit: *Standardization of technical constraints of automotive seat backpanels with particular emphasis on materials, processing methods and part design.*

Erstellt bei der Faurecia Autositze GmbH in Stadthagen (heute: Faurecia Automotive GmbH).

08/2000–07/2006 Gymnasium Brake an der Unterweser (Allgemeine Hochschulreife)

Loxstedt-Stotel, 05.10.2021

Marios Constantinou