

Semi-analytisches Prozessmodell für das roboterbasierte Rührreibschweißen

Prozessmodellierung für das Rührreibschweißen

V. Kamm, P. Mesmer, A. Lechler, A. Verl

Das Rührreibschweißen ist ein modernes Fügeverfahren, das aufgrund zahlreicher Vorteile gegenüber konventionellen Schweißmethoden vor allem für den Leichtbau interessant ist. Die Modellierung des Verfahrens ermöglicht sowohl ein tiefergehendes Verständnis als auch die Entwicklung von Methoden zur Prozessoptimierung. In diesem Beitrag wird ein Modell zur Vorhersage der auftretenden Prozesskräfte während der Eintauchphase beim roboterbasierten Rührreibschweißen von Polycarbonat vorgestellt.

STICHWÖRTER

Schweißen, Messen/Steuern/Regeln, Industrieroboter

Process modeling of friction stir welding – Semi-analytical process model of robotic friction stir welding

Friction stir welding is a modern joining process that is particularly interesting for lightweight construction due to numerous advantages over conventional welding methods. Modeling the process provides both a deeper understanding of the process as well as the development of methods for process optimization. This paper presents a model to predict the process forces occurring during the plunging phase in robotic friction stir welding of polycarbonate.

1 Einleitung

Im Gegensatz zu konventionellen Schweißverfahren werden die Fügepartner beim Rührreibschweißen (RRS) nicht geschmolzen. Durch Reibung des Werkzeugs mit dem Werkstück wird Wärme erzeugt, die zu einer Erweichung und Plastifizierung des Werkstoffs führt. Die Drehung des Werkzeugs bewirkt dann die Vermischung und Fügung der zu schweißenden Werkstücke. Vorteile des Verfahrens gegenüber anderen Schweißmethoden reichen von verbesserten mechanischen Eigenschaften bis hin zu Umweltfreundlichkeit und Energieeffizienz [1].

Das RRS wurde zunächst meist zum Fügen von Aluminium und dessen Legierungen verwendet [2]. Inzwischen wird die Technik auch für Stahl, Kupfer, Magnesium und weitere Metalle in gleichartigen sowie Mischverbindungen eingesetzt. Seit kurzem werden aufgrund besserer mechanischer Eigenschaften bei geringeren Kosten auch Polymere durch RRS gefügt, wobei nur Kunststoffe auf thermoplastischer Basis schweißbar sind [3].

Aufgrund der beim RRS auftretenden hohen Prozesskräfte wird das Verfahren traditionell meist unter Verwendung von Portalmaschinen mit hoher Steifigkeit ausgeführt [4]. Vorteile von Industrierobotern wie mehr Flexibilität und geringere Kosten bei gleichem verfügbarem Arbeitsraum [5] führen aber auch beim RRS dazu, dass dieser Prozess vermehrt von Robotern ausgeführt wird. Beispielsweise ermöglicht dies auch Schweißnähte auf Freiformflächen. Die hohe Nachgiebigkeit von Industrierobotern im Vergleich zu konventionellen Portalmaschinen führt dazu, dass eine Regelung der Prozesskraft vorteilhaft ist [6]. Ein Prozessmodell zur Vorhersage der auftretenden Prozesskräfte ermöglicht die Optimierung der Prozessparameter sowie die Auslegung einer

entsprechenden Regelung. Im Folgenden werden bestehende Prozessmodellierungen zum roboterbasierten RRS aus dem Stand der Technik aufgeführt und bewertet.

2 Stand der Technik

In der Literatur existieren nur wenige Ansätze zur Modellierung der Prozesskraft beim roboterbasierten RRS. Roth [2] und Sigl *et al.* [7] leiten semi-analytische Modelle für das RRS her. In beiden Quellen werden Portalmaschinen verwendet. Dabei liegt der Fokus auf der Modellierung des Prozessmoments und nicht auf der Anpresskraft, da die Maschinenkinematik deutlich steifer ist und nicht negativ durch die Prozesskraft beeinflusst wird. Darüber hinaus wird die Eintauchphase in beiden Modellen vernachlässigt.

Aufbauend auf experimentellen Schweißversuchen von Aluminiumlegierungen mit einem Tricept-Roboter (Parallelkinematik) stellen Zhao *et al.* [8] ein empirisches Modell zur Prädiktion der Kraft auf. Dabei wird eine Übertragungsfunktion abhängig von den Inputgrößen Eintauchtiefe, Drehzahl und Vorschubgeschwindigkeit parametrisiert und zum Reglerentwurf genutzt. Die Autoren kommen zum Schluss, dass die Eintauchtiefe den dominanten Einfluss auf die resultierende Anpresskraft hat. Es wird angemerkt, dass das empirisch entwickelte Modell auf die verwendeten Prozessparameter limitiert ist. Im Modell wird erneut nur die Vorschubphase berücksichtigt bei Vernachlässigung des initialen Eintauchens. Fehrenbacher *et al.* [9] führen Schweißversuche an 6061-Aluminium mit einem Sechs-Achs-Knickarmroboter und einem Dynamometer zur Kraftmessung durch, um eine Übertragungsfunktion basierend auf einem Feder-Dämpfer-Modell empi-

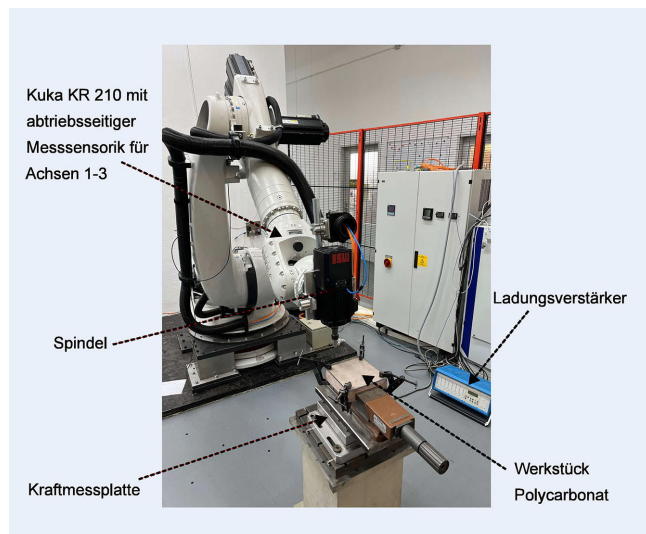


Bild 1. Versuchsaufbau für die Parameterstudie bestehend aus Industrieroboter, Kraftmessplatte und Polycarbonatwerkstück.
Foto: ISW Universität Stuttgart

risch zu parametrieren. Das Modell ist stark abhängig von den verwendeten Prozessparametern und gilt ebenso wie [8] erst mit Beginn des Vorschubs nach der Eintauchphase.

Aufgrund der Komplexität des Rührreibschweißprozesses werden in der Literatur empirische Prozessmodelle gegenüber analytischen bevorzugt. Die besonders komplexe Eintauchphase wird in den verschiedenen Modellierungsansätzen der Literatur bislang außer Acht gelassen, da sie im Gegensatz zur Vorschubphase nicht als stationärer Prozess modelliert werden kann [10].

Trotz dieser Schwierigkeit wird in dieser Arbeit ein Ansatz zur Modellierung der Eintauchphase beim roboterbasierten RRS präsentiert. Dabei werden analytische Zusammenhänge mit empirisch durch Versuche gewonnenen Daten zu einem semi-analytischen Prozessmodell verknüpft.

3 Versuchsdurchführung

Der Versuchsaufbau zur Untersuchung der Eintauchphase beim RRS ist in **Bild 1** dargestellt.

Es wird ein „KUKA KR 210“ Industrieroboter mit zusätzlicher abtriebsseitiger Sensorik an den ersten drei Gelenken eingesetzt. Eine Frässpindel mit einer Nennleistung von 2,2 kW wird zur Erzeugung der beim RRS erforderlichen Drehzahlen verwendet. Als Werkstück dient eine Polycarbonatplatte mit den Maßen 200 x 200 x 6 mm, die mittels Schraubzwingen eingespannt ist. Unter dem Werkstück ist eine „Kistler 9255C“ Kraftmessplatte mit zugehörigem Ladungsverstärker zur Kraft- beziehungsweise Momentenmessung angebracht. Zum Schweißen wird ein für das RRS typisches [11] Werkzeug mit zylindrischem Pin und flacher Schulter aus dem Baustahl S235JR verwendet.

Da nur die Eintauchphase modelliert wird, werden keine tatsächlichen Schweißversuche durchgeführt, sondern nur das Eintauchen des rotierenden Werkzeugs in das Werkstück analysiert. Dadurch wird der Einfluss des beim RRS auftretenden Spalts vernachlässigt. Es werden insgesamt 10 Messungen aufgenommen, bei denen die wichtigsten Parameter Eintauchgeschwindigkeit v_z und Drehzahl n variiert werden. Die Basis für dieses Vorgehen ist eine in der Literatur durchgeführte Parameterstudie [12] zum

Rührreibpunktschweißen, bei der Eintauchgeschwindigkeit und Drehzahl als wichtigste Einflussparameter auf die Ausgangsgrößen Anpresskraft und Temperatur identifiziert werden. Konstant für jede Messung wird eine Eintauchtiefe des Endeffektors von 5,4 mm (entspricht einer Eintauchtiefe der Werkzeugschulter von 0,1 mm) und eine anschließende Verweilzeit t_v des Werkzeugs von 2 s bei erreichter maximaler Eintauchtiefe vorgegeben. Die Austauschollgeschwindigkeit, mit der das Werkzeug nach abgelaufener Verweilzeit zurückgezogen wird, beträgt für jede Messung 30 mm/s. Der Anstellwinkel α des Werkzeugs beträgt 1° und nach jedem abgeschlossenen Eintauchvorgang wird eine Abkühlzeit von einer Minute eingehalten. Tests im Vorfeld sowie Messergebnisse ergaben, dass diese Abkühlzeit für die vorliegenden Versuche mit Polycarbonat ausreicht. Für eine verbesserte Darstellung wurden die originalen Messwerte aus der Kraftmessplatte bei einer Grenzfrequenz von 10 Hz mit einem Tiefpass gefiltert. Die gemessenen Kräfte für jede Parameterkombination sind in **Bild 2** über der Zeit aufgetragen. Zusätzlich ist das resultierende Werkstück dargestellt.

In den Kraftverläufen ist das erwartete Verhalten zweier auftretender Kraftmaxima bei Auftreffen des Werkzeugpins respektive der Werkzeugschulter erkennbar. Grundsätzlich steigen die Kräfte mit höherer Geschwindigkeit, da dem Material weniger Zeit zur Erwärmung bleibt. Umgekehrt sinken die Kräfte bei höherer Drehzahl aufgrund des erhöhten Wärmeeintrags. Eine Ausnahme zum beschriebenen Verhalten bildet der Versuch bei Drehzahl 1200 1/min und niedrigster Eintauchgeschwindigkeit 10 mm/min. Hier treten weitere Maxima auf, die zurückzuführen sind auf die in **Bild 2** sichtbaren Materialaufwerfungen sowie Verklebungen des Kunststoffes mit dem Werkzeug. Ebenso fehlt bei zwei Versuchen (15, 20 mm/min; 1500 1/min) das erste Kraftmaximum, was auf ein Anschweißen von Material an das Werkzeug zurückzuführen ist. Das führt zu einer erhöhten Nachgiebigkeit des Werkzeugs beim Eintauchen.

4 Prozessmodell

Das entwickelte semi-analytische Prozessmodell besteht aus mehreren Teilmodellen. Der Aufbau ist schematisch im Blockschaltbild in **Bild 3** dargestellt.

In einem Wärmemodell wird abhängig von der wirkenden Anpresskraft F_z und der Drehzahl n die eingetragene Wärme Q approximiert, aus der im Temperaturmodell über eine Differenzialgleichung eine Temperatur T abgeleitet wird. Anschließend wird im Steifigkeitsmodell eine temperaturabhängige Steifigkeit k des Werkstoffs berechnet, mit der letztendlich über die aktuelle Eintauchtiefe E_t die Anpresskraft bestimmt wird. Die durch Ableitung berechnete Eintauchgeschwindigkeit wird mit einem Tiefpass (PT1) gefiltert, da im Temperaturmodell und Steifigkeitsmodell die Änderung der Eintauchtiefe im niedrigen Frequenzbereich genutzt wird.

4.1 Wärmemodell

Zur Berechnung der eingetragenen Wärme wird das für die Vorschubphase entwickelte Modell nach *Schmidt et al.* [13] auf die Eintauchphase angepasst. Der Wärmeeintrag

$$dQ = \omega_z dM_z = \omega_z r_z \tau_c dA \quad (1)$$

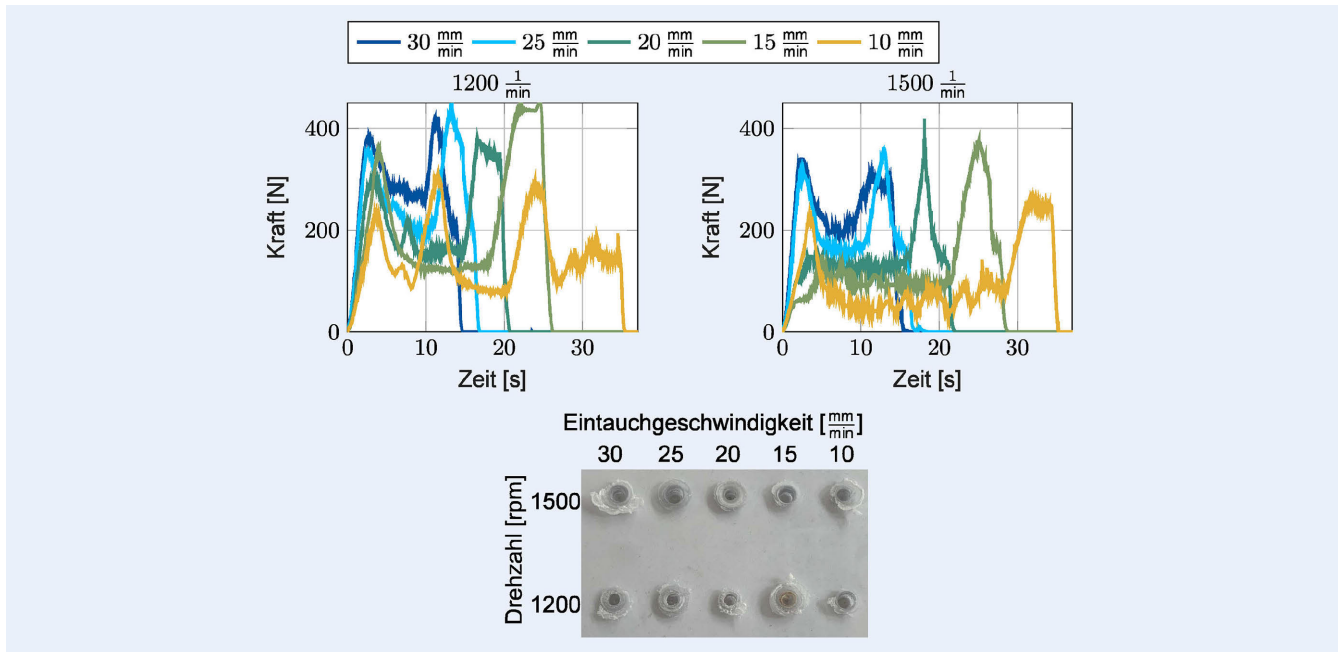


Bild 2. Kraftmesswerte der Parameterstudie und resultierendes Werkstück. Grafik: ISW Universität Stuttgart

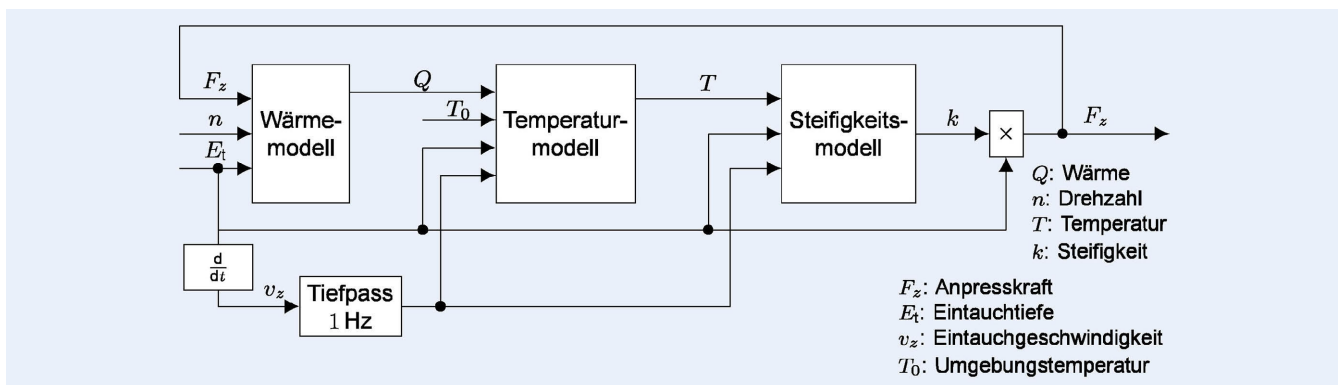


Bild 3. Schematische Darstellung des Prozessmodells. Grafik: ISW Universität Stuttgart

wird abhängig von der Winkelgeschwindigkeit $\omega_z = 2\pi n$ und dem wirkenden Drehmoment M_z berechnet, das sich aus der als gleich verteilt angenommenen [13] Kontaktscherspannung τ_c sowie dem Flächenelement dA , mit zugehörigem Abstand zur Drehachse r_z ergibt.

Zur Vereinfachung der komplexen Bedingungen während der Eintauchphase werden Werkzeugpin und -schulter getrennt betrachtet. Integration von (1) über der wirkenden Fläche ergibt für den Wärmeeintrag im Pin

$$Q_p = \iint \omega_z \tau_c r_z^2 dr_z d\gamma + \iint \omega_z \tau_c r_p^2 dz_n d\gamma \quad (2)$$

wobei der erste Term den Beitrag der Bodenfläche und der zweite Term den Beitrag der Mantelfläche mit Pinradius r_p darstellt. Während die wirkende Fläche im voll eingetauchten Zustand konstant ist, variiert sie in der Eintauchphase abhängig von der Eintauchtiefe E_r . Aus diesem Grund müssen die Integrationsgrenzen für Hebelarm r_z , Kreisbogenwinkel γ und Höhe z_n abhängig von der Eintauchtiefe und dem Anstellwinkel berechnet werden.

Zur Veranschaulichung ist das Werkzeug im eingetauchten Zustand mit den wichtigsten Prozessparametern Drehzahl n , Ein-

tauchgeschwindigkeit v_z , Anstellwinkel α und den Eintauchtiefen von Pin $E_{t,p}$ beziehungsweise Schulter $E_{t,s}$ in Bild 4 links dargestellt. Auf der rechten Seite ist der Pin vergrößert während des Eintauchens dargestellt, um die geometrischen Beziehungen zur Berechnung der wirkenden Fläche zu verdeutlichen. Dabei ist r_p der Radius des Pins und β der Winkel zur Berechnung der eingetauchten Mantelfläche.

4.2 Temperaturmodell

Um die eingetragene Wärme in die resultierende Temperatur umzurechnen, wird folgende Differenzialgleichung aufgestellt:

$$Q = C \frac{dT}{dt} + \lambda_{\text{mod}}(T - T_0) \quad (3)$$

Hier ist C die Wärmekapazität des Werkstücks, die abhängig vom jeweiligen Wirkbereich über die spezifische Wärmekapazität von Polycarbonat berechnet wird und T_0 die Umgebungstemperatur.

Es wird angenommen, dass die Wärme hauptsächlich über das Werkzeug abgeleitet wird, da Stahl die Wärme deutlich besser leitet als Polycarbonat. Weil keine örtliche Temperaturverteilung

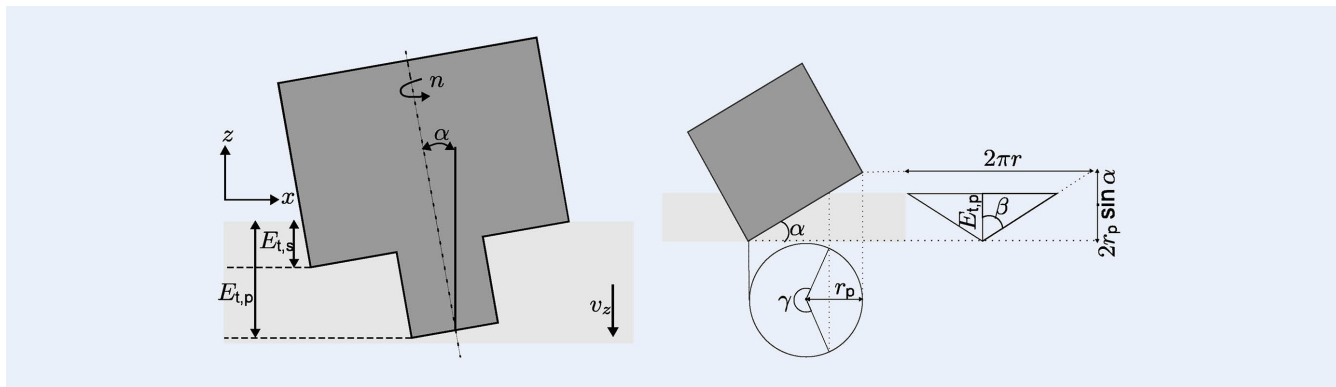


Bild 4. Werkzeug im eingetauchten Zustand mit den wichtigsten Prozessparametern (links) und vergrößerte Darstellung des Werkzeugpins während des Eintauchens zur geometrischen Berechnung der Wirkungsflächen (rechts). Grafik: ISW Universität Stuttgart

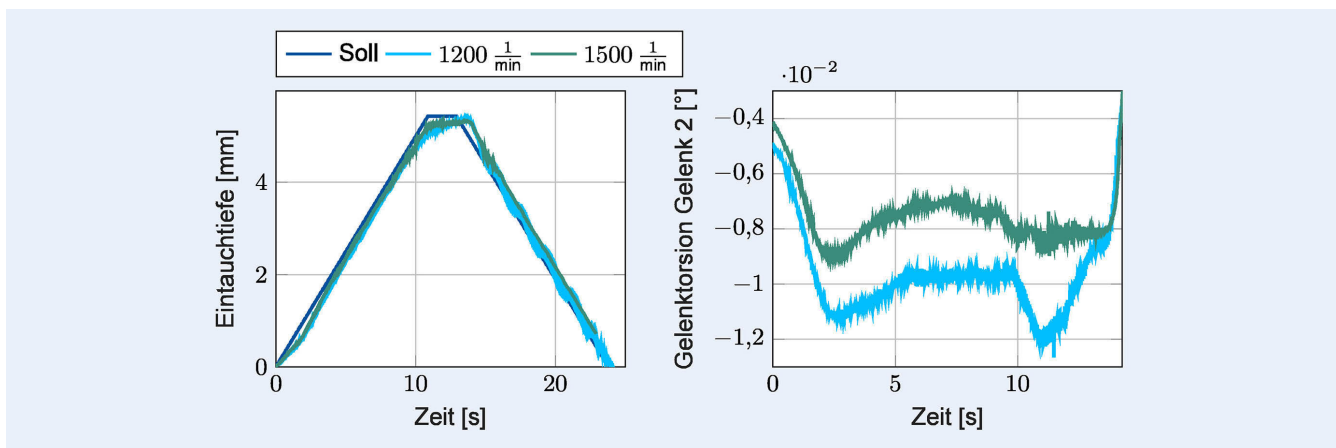


Bild 5. Eintauchtrajektorie im Vergleich zu Solltrajektorie und zugehörige Gelenktorsion in Gelenk 2. Grafik: ISW Universität Stuttgart

berücksichtigt wird, wird ein modifizierter Wärmeleitungskoeffizient λ_{mod} eingeführt, in den neben dem Wärmeleitungskoeffizienten λ von Stahl zusätzlich die gefilterte Eintauchgeschwindigkeit einfließt. Die Laplace-Transformation von (3) liefert die Übertragungsfunktion

$$T_p(s) = \frac{1}{C_S + \lambda_{mod}} Q_p + \frac{\lambda_{mod}}{C_S + \lambda_{mod}} T_0 \quad (4)$$

zur Berechnung der Temperatur im Wirkbereich des Werkzeugpins.

4.3 Steifigkeitsmodell

Abhängig von der Temperatur wird die Steifigkeit des Werkstoffs bestimmt. Als Grundlage dienen Erkenntnisse von Yu *et al.* [14] zum temperaturabhängigen Elastizitätsmodul von Polycarbonat, der ab einer kritischen Temperatur T_c stark abfällt und bei der Glasübergangstemperatur T_g null beträgt. Um zusätzlich den Materialfluss beim RRS zu berücksichtigen, wird ein modifizierter E-Modul

$$E_{mod} = \begin{cases} c_1 e^{c_2(T-T_0)} + c_3, & T_0 < T \leq T_c \\ E_{mod}(T_c) \left(1 - \frac{T-T_c}{T_g-T_c}\right), & T_c < T < T_g \end{cases} \quad (5)$$

abhängig von der Temperatur eingeführt. Die Konstanten c_1 , c_2 und c_3 werden dabei im Rahmen der Optimierung bei der Parameteridentifikation bestimmt. Die Steifigkeit

$$k = \begin{cases} \frac{A_z}{d_w} E_{mod}, & t \leq t_u \\ k(t_{i-1}) - c_4 E_t, & t > t_u \end{cases} \quad (6)$$

wird während des Eintauchvorgangs aus dem Zusammenhang des E-Moduls mit der auf die z -Ebene projizierten Fläche A_z und der Werkstückdicke d_w berechnet.

Aufgrund des Materialauswurfs beim Eintauchen gilt beim Austauschen eine andere Steifigkeit, die über die optimierte Konstante c_4 approximiert wird. Der Beginn des Austauschvorgangs t_u wird über die gefilterte Eintauchgeschwindigkeit erkannt. Die in (2) und (4) aufgeführten Berechnungen werden analog für die Werkzeugschulter durchgeführt. Aufgrund der Unterteilung in die Wirkbereiche von Werkzeugpin und -schulter ergibt sich die Gesamtanpresskraft

$$F_z = F_{z,p} + F_{z,s} = k_p E_{t,p} + k_s E_{t,s} \quad (7)$$

als Summe beider Anteile abhängig von der jeweiligen Eintauchtiefe. Die Kraft wird ins Wärmemodell zurückgeführt, um die Scherspannung

$$\tau_c = \frac{F_z \mu}{A_z} \quad (8)$$

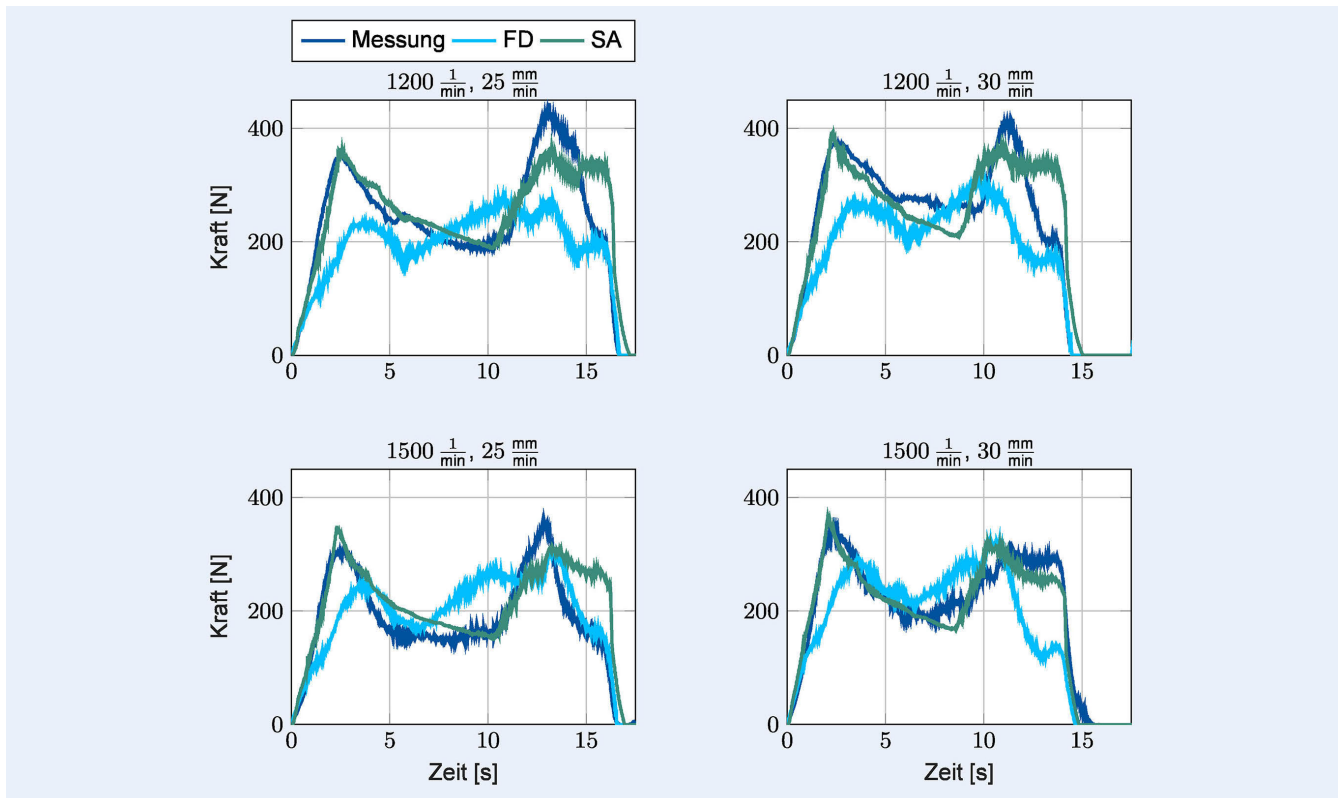


Bild 6. Vergleich der modellierten und gemessenen Anpresskräfte. Grafik: ISW Universität Stuttgart

mit dem Gleitreibungswert μ zwischen Stahl und Polycarbonat zu berechnen, wobei die gängige Vereinfachung der reinen Gleitbedingung [13] getroffen wird.

4.4 Parameteroptimierung

Zur empirischen Optimierung der Parameter c_1 bis c_4 wird die Eintauchtrajektorie über die Vorwärtskinematik des Roboters berechnet. Dabei wird die abtriebsseitige Sensorik für die ersten drei Gelenke und die antriebsseitige Sensorik für die übrigen Gelenke verwendet. In Bild 5 links sind die Eintauchtrajektorien für zwei Versuche gleicher Eintauchgeschwindigkeit (30 mm/min) aber unterschiedlicher Drehzahl (1200 1/min, 1500 1/min) im Vergleich zur Solltrajektorie dargestellt.

Anhand der Kurven ist zu erkennen, dass sich die Eintauchtrajektorien unterscheiden, was zu einem großen Teil auf die durch die Prozesskraft verursachte Gelenktorsion

$$\varphi = q - u^{-1}\theta \quad (9)$$

zwischen Motorwinkel θ mit Getriebeübersetzung u und Gelenkwinkel q zurückgeführt werden kann. Dieses Verhalten ist für das zweite Gelenk in Bild 5 rechts beispielhaft dargestellt.

Die zu optimierenden Parameter werden anhand der Eintauchtrajektorien für zwei Versuche (1200 1/min, 25 mm/min; 1500 1/min, 30 mm/min) eingestellt. Dazu wird die Summe der Abstandsquadrate zwischen geschätzter sowie gemessener Anpresskraft minimiert. Als Regressionsverfahren wird die Methode der nicht linearen kleinsten Quadrate mithilfe der „Simulink Design Optimization Toolbox“ von Mathworks verwendet.

5 Validierung

Zur Validierung des im letzten Abschnitt beschriebenen semi-analytischen Modells (SA) werden die experimentell ermittelten Kraftmesswerte mit den durch das Prozessmodell geschätzten Kräften verglichen. Die beiden in Kapitel 3 genannten Versuche mit ans Werkzeug angeschweißtem Werkstoff werden verworfen. Als Vergleich wird das von Fehrenbacher [9] entwickelte Feder-Dämpfer-Modell (FD) herangezogen. Dabei sei angemerkt, dass das Modell für die Vorschubphase und für das Schweißen von Aluminium gedacht war. Aus diesem Grund werden die Konstanten für die Übertragungsfunktion ebenfalls durch eine Optimierung bestimmt.

Der Vergleich ist für die vier Versuche bei höchster Eintauchgeschwindigkeit von 25 mm/min beziehungsweise 30 mm/min in Bild 6 dargestellt.

Es ist erkennbar, dass die charakteristischen Kraftanstiege und Kraftmaxima durch Einwirkung von Werkzeugpin respektive Werkzeugschulter durch das entwickelte Prozessmodell gut abgebildet werden. Dadurch ergibt sich eine deutliche Steigerung der Genauigkeit im Vergleich zum Modell aus der Literatur. Zur quantitativen Bewertung wird die normierte Summe der Abstandsquadrate

$$S_{NAQ} = \frac{\sum (F_{m,z}(t_i) - F_z(t_i))^2}{\sum (F_{m,z}(t_i) - \bar{F}_{m,z})^2} \quad (10)$$

ausgewertet, wobei $F_{m,z}$ und F_z die gemessene beziehungsweise geschätzte Anpresskraft darstellen.

Zur Normierung wird der Mittelwert $\bar{F}_{m,z}$ über allen diskreten Abtastzeitpunkten t_i gebildet. Über alle Versuche gemittelt ergibt sich durch das Prozessmodell eine Steigerung der Genauigkeit

von 43 %. Dabei werden bei langsameren Eintauchgeschwindigkeiten nur geringfügige Verbesserungen erzielt, da hier das rudimentäre Temperaturmodell nicht ausreicht. Die deutlichsten Verbesserungen werden bei hohen Eintauchgeschwindigkeiten erzielt. Für den Versuch bei 1500 1/min und 30 mm/min beträgt die Genauigkeitssteigerung 90 %. Ein wesentlicher Vorteil des Modells ist die akkurate Abbildung der während der Eintauchphase auftretenden Kraftanstiege und Kraftmaxima, da diese für die Auslegung einer Kraftregelung entscheidend sind.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Während der Eintauchphase beim Rührreibschweißen (RRS) auftretende hohe Prozesskräfte führen aktuell zur Überdimensionierung der verwendeten Anlagen. Bestehende Ansätze aus der Literatur zur Modellierung der Anpresskraft beim RRS vernachlässigen die Eintauchphase aufgrund der hohen Komplexität. In diesem Beitrag wurde ein semi-analytisches Prozessmodell für die Eintauchphase beim RRS vorgestellt. Dabei wurden analytische Zusammenhänge und aus Schweißversuchen gewonnene empirische Messdaten verknüpft, um die Anpresskraft abhängig von der Eintauchtiefe zu modellieren.

Das entwickelte Prozessmodell gibt die gemessenen charakteristischen Kraftverläufe bei Wirkbeginn der einzelnen Werkzeugbestandteile gut wieder. Während das Modell bei niedrigeren Geschwindigkeiten aufgrund des nicht modellierten örtlichen Temperaturmodells Schwächen aufweist, ergeben sich vor allem bei höheren Eintauchgeschwindigkeiten sehr gute Übereinstimmungen mit den Messdaten. Im Vergleich zu einem für die Vorschubphase vorgesehenen Modell aus dem Stand der Technik konnte im Durchschnitt eine Genauigkeitssteigerung von 43 % für die auftretenden Anpresskräfte während der Eintauchphase erzielt werden.

Die gewonnenen Erkenntnisse können in Zukunft zur Modellierung des gesamten Rührreibschweißprozesses unter Einbeziehung der Vorschubphase genutzt werden, um das Verständnis des Fügeverfahrens zu vertiefen. Aufgrund der realitätsnahen Abbildung der Kraftanstiege und Kraftmaxima soll das Prozessmodell im weiteren Vorgehen zur Auslegung einer Kraftregelung während der Eintauchphase genutzt werden, um die die aktuell übliche Überdimensionierung der Anlagen für das RRS zu verhindern und Kosten einzusparen.

FÖRDERHINWEIS

Förderung des Verbundprojektes CO₂-HyChain im Rahmen des Technologietransfer-Programms Leichtbau (TTP-LB).

Literatur


- [1] Mishra, R. S.; Ma, Z. Y.: Friction stir welding and processing. *Materials Science and Engineering: R: Reports* 50 (2005) 1–2, pp. 1–78
- [2] Roth, A.: Modellierung des Rührreibschweißens unter besonderer Berücksichtigung der Spalttoleranz. Dissertation, TU München 2016
- [3] Zafar, A.; Awang, M.; Khan, S. R.: Friction Stir Welding of Polymers: An Overview. In: Awang, M. (ed.) 2nd International Conference on Mechanical, Manufacturing and Process Plant Engineering. Lecture Notes in Mechanical Engineering, 2017, pp. 19–36. Singapore: Springer Singapore 2017. doi.org/10.1007/978-981-10-4232-4_2
- [4] Mendes, N.; Neto, P.; Loureiro, A. et al.: Machines and control systems for friction stir welding: A review. *Materials & Design* 90 (2016), pp. 256–265
- [5] Cook, G. E.; Crawford, R.; Clark, D. E. et al.: Robots in machining. *CIRP Annals* 68 (2019) 2, pp. 799–822
- [6] Cook, G. E.; Crawford, R.; Clark, D. E. et al.: Robotic friction stir welding. *Industrial Robot: An International Journal* 31 (2004) 1, pp. 55–63
- [7] Sigl, M. E.; Bachmann, A.; Mair, T. et al.: Torque-based temperature control in friction stir welding by using a digital twin. *Metals* 10 (2020) 7, pp. 914
- [8] Zhao, X.; Kalya, P.; Landers, R. G. et al.: Empirical Dynamic Modeling of Friction Stir Welding Processes. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 131 (2009) 2, doi.org/10.1115/1.3075872
- [9] Fehrenbacher, A.; Smith, C. B.; Duffie, N. A. et al.: Combined Temperature and Force Control for Robotic Friction Stir Welding. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 136 (2014) 2, doi.org/10.1115/1.4025912
- [10] Shen, Z.; Ding, Y.; Gerlich, A. P.: Advances in friction stir spot welding. *Critical Reviews in Solid State and Materials Sciences* 45 (2020) 6, pp. 457–534
- [11] Mishra, D.; Sahu, S. K.; Mahto, R. P. et al.: Friction Stir Welding for Joining of Polymers. In: Dixit, U. S.; Narayanan, R. G. (eds.): *Strengthening and Joining by Plastic Deformation*. Singapore: Springer Singapore 2019, pp. 123–162
- [12] Paoletti, A.; Lambiase, F.; Di Ilio, A.: Analysis of forces and temperatures in friction spot stir welding of thermoplastic polymers. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 83 (2016) 5–8, pp. 1395–1407
- [13] Schmidt, H.; Hattel, J.; Wert, J.: An analytical model for the heat generation in friction stir welding. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering* 12 (2004) 1, pp. 143–157
- [14] Yu, P.; Yao, X.; Han, Q. et al.: A visco-elastoplastic constitutive model for large deformation response of polycarbonate over a wide range of strain rates and temperatures. *Polymer* 55 (2014) 25, pp. 6577–6593



Valentin Kamm, M.Sc. 

Patrick Mesmer, M.Sc. 

Dr.-Ing. Armin Lechler 

Prof. Dr.-Ing. Alexander Verl 

Institut für Steuerungstechnik der Werkzeugmaschinen und Fertigungseinrichtungen (ISW)
Universität Stuttgart
Seidenstr. 36, 70174 Stuttgart
Tel. +49 711 / 685-82470
valentin.kamm@isw.uni-stuttgart.de
www.isw.uni-stuttgart.de

LIZENZ



Dieser Fachaufsatz steht unter der Lizenz Creative Commons Namensnennung 4.0 International (CC BY 4.0)