

Detaillierte und abstrakte Modellierung der Wärmeeinbringung in der additiven Fertigung durch Laserstrahlschmelzen

Johannes Weirather, Michael F. Zäh, Christian Seidel, Toni A. Krol, Johannes Schilp

iwb Anwenderzentrum Augsburg, Technische Universität München

Summary

For the simulation of Selective Laser Melting (a powder-bed-based additive manufacturing process) a realistic mapping of the temperature fields and the energy balance is of importance. If the whole manufacturing process of the build-part should be simulated, the detailed investigation of all melt tracks would result in high computation times. Hence, suitable abstraction methods have to be identified to increase the performance of the simulation model. In this paper an approach for an abstracted heat source is presented, which exhibits an energy balance close to reality. Furthermore, a simple model for simulating a single melt track is used to determine the effective energy input per unit length. Within this model, the heat removal caused by evaporating material is considered. The results from the melt track simulation can be transferred to the abstracted heat source model.

Keywords

Additive Manufacturing, Selective Laser Melting, temperature fields, heat energy, heat flux density, energy balance, heat generation, FEA (Finite Element Analysis), simulation, Inconel718

1. Einleitung

Neben der Anwendung im Prototypen- und Werkzeugbau werden additive Fertigungsverfahren heute auch vermehrt in der Serienproduktion eingesetzt [1]. Zur Herstellung metallischer Bauteile eignet sich vor allem das pulverbettbasierte Laserstrahlschmelzen. Hierbei wird das Bauteil durch lokales Umschmelzen des Metallpulvers durch einen Laser schichtweise aufgebaut. Fig. 1 gibt einen Überblick über die einzelnen Prozessschritte. Zunächst wird die Bodenplatte um die gewünschte Schichthöhe abgesenkt, woraufhin der Pulverauftrag durch eine Beschichter Klinge erfolgt. Danach wird das Pulver lokal durch einen Laserstrahl aufgeschmolzen, wobei der Energieeintrag hier so zu wählen ist, dass eine Anbindung an darunterliegende Schichten stattfinden kann [2].

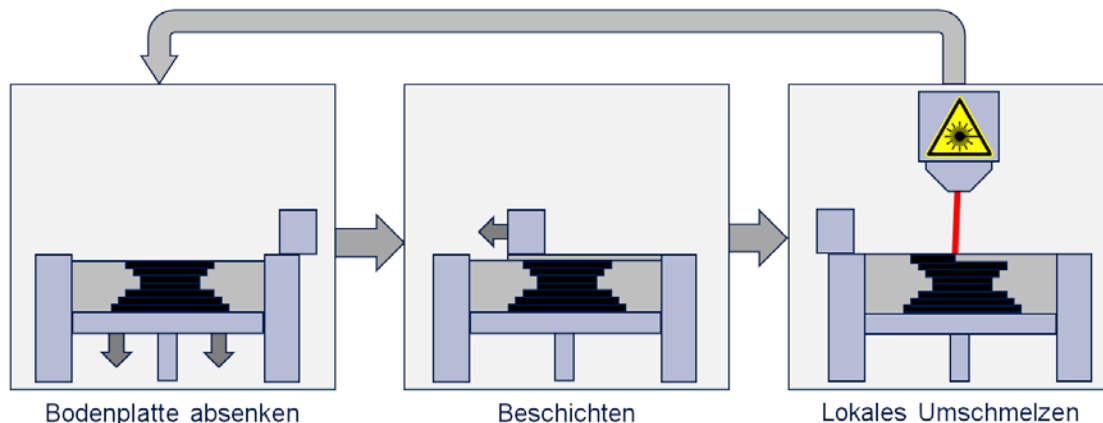


Fig. 1: Schematischer Ablauf des pulverbettbasierten Laserstrahlschmelzens. Auf das Absenken der Bodenplatte um die gewünschte Schichthöhe folgt der Pulverauftrag durch eine Beschichterklinge. Danach wird die Pulverschicht lokal durch einen Laser aufgeschmolzen, woraus eine Anbindung an darunterliegende Bauteilschichten erfolgen kann [2].

Vorteile der Technologie sind unter anderem die Möglichkeit, Bauteile direkt aus dem CAD-Modell zu erzeugen, die nahezu uneingeschränkte Formgebungsfreiheit sowie die hohe Ressourceneffizienz, da nicht umgeschmolzenes Pulver für nachfolgende Fertigungsverfahren wiederverwendet werden kann. Aus den verfahrensbedingt auftretenden Temperaturgradienten resultieren jedoch Verformungen und Eigenspannungen, die sich auf die Prozessstabilität sowie die Bauteilqualität negativ auswirken können. In der industriellen Praxis wird heute hauptsächlich durch zeit- und kostenintensive Versuchsreihen angestrebt, diese Effekte zu vermeiden.

Die Simulation ist dazu in der Lage, die bisher üblichen Experimente weitgehend zu ersetzen und so Ressourcen und Kosten einzusparen. In [7] wird beispielsweise ein sehr detailliertes Modell vorgestellt, das fluiddynamische Effekte in der Schmelze sowie Schutzgasströmungen berücksichtigt, um unter anderem die Häufigkeit von Defekten nach Verfestigung eines Schichtbereichs vorhersagen zu können. Soll der additive Fertigungsverfahren des gesamten Bauteils simuliert werden, so ist jedoch die detaillierte Abbildung jeder einzelnen Schmelzspur aufgrund der damit verbundenen hohen Rechenzeiten ungeeignet, weswegen hierfür geeignete Modellierungsansätze gefunden werden müssen. Methoden zur Simulation auf einer abstrakten Bauteilebene wurden unter anderem bereits in [6] und [8] diskutiert. Darauf aufbauend werden in dieser Arbeit Methoden vorgestellt, wie mit einem vereinfachten Simulationsmodell für eine Einzelspur abstrahierte Wärmequellenmodelle erhalten werden können, die trotz des hohen Abstraktionsgrades eine möglichst realitätsnahe Abbildung der Temperaturfelder sowie der Energiebilanz ermöglichen.

2. Wärmeeinbringung

2.1 Berechnung der effektiven Streckenenergie aus den Prozessparametern

Ziel ist es, die Streckenenergie, womit die in das Material eingebrachte Energie pro Einheitslänge gemeint ist, zu bestimmen. Neben Prozessparametern wie der Scangeschwindigkeit sowie der Leistung des Lasers beeinflusst vor allem der Absorptionsgrad des verwendeten Materials die in die bereits verfestigten Bauteilbereiche eingebrachte Energiemenge. Die Streckenenergie Q/L lässt sich aus den Prozessparametern (Scangeschwindigkeit v_s , Laserleistung P), der Belichtungszeit t und dem effektiven Absorptionsgrad α nach folgender Formel berechnen:

$$\frac{Q}{L} = \frac{\alpha \cdot P \cdot t}{L} = \frac{\alpha \cdot P}{v_s} \quad (1)$$

Für den effektiven Absorptionsgrad von Inconel718 bei der von dem Nd:YAG-Laser emittierten Wellenlänge $\lambda_{Nd:YAG}=1,06 \mu\text{m}$ wird ein Wert von 0,425 angenommen. Dieser entspricht dem Mittelwert der in [3] angegebenen temperaturabhängigen Absorptionsgrade von Inconel718 für die betrachtete Wellenlänge.

Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass in diesem Ansatz davon ausgegangen wird, dass die erzeugte Wärme vollständig im Bauteil verbleibt. Es ist jedoch eher anzunehmen, dass vor allem durch abdampfendes Material Energie aus dem Bauteil abgeführt wird.

2.2 Bestimmung der effektiven Streckenenergie durch die Simulation einer Schmelzspur

Durch den Einsatz von Simulationsmethoden kann eine untere Schranke für die effektiv eingebrachte Energiemenge bestimmt werden. Hierbei soll die durch verdampfendes Material bedingte Wärmeabfuhr mitberücksichtigt werden. Hierfür wird die Temperatur im Simulationsmodell nach oben hin durch einen Temperaturwert nahe dem Siedepunkt von Nickel – welches die höchste Verdampfungstemperatur aller Legierungselemente von Inconel718 aufweist – beschränkt. Fluidynamische Effekte im Schmelzbad werden in diesem Modell nicht berücksichtigt. Die thermophysikalischen Materialdaten für Inconel718 (temperaturabhängige spezifische Enthalpie, Wärmeleitfähigkeit und Dichte) stammen aus [4]. Da die in [4] angegebenen Werte nicht den gesamten für die Simulation notwendigen Temperaturbereich abdecken, wurden die fehlenden Werte durch lineare Extrapolation bis zur Siedetemperatur von Nickel erhalten.

Die optische Eindringtiefe elektromagnetischer Strahlung mit einer Wellenlänge von $\lambda_{Nd:YAG}=1,06 \mu\text{m}$ für Inconel718 beträgt nur einige nm, die Elementgröße in dem thermisch-transienten Simulationsmodell liegt jedoch um Größenordnungen über der Eindringtiefe (im Bereich mehrerer μm). Bezogen auf die Größe der Elemente wird also die gesamte Laserenergie in der Oberfläche des Materials absorbiert. Daher wird die Wärme in diesem Simulationsansatz als flächenbezogene Wärmestromdichte [W/m^2] auf die Oberflächen der obersten Elemente appliziert.

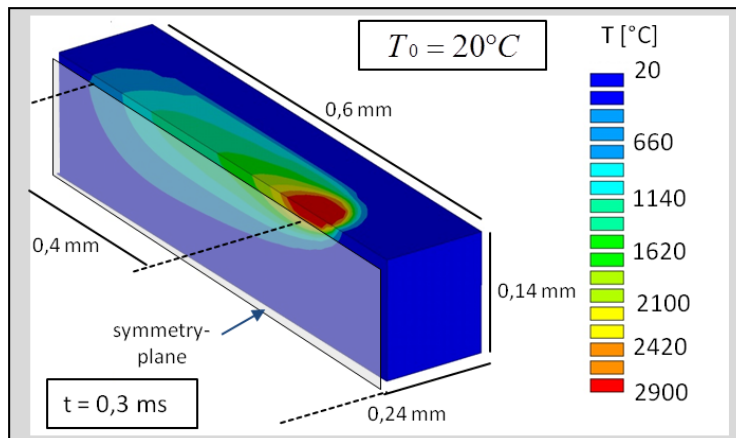


Fig. 2: Die aus der applizierten normalverteilten Wärmequelle (in Form einer flächenbezogenen Wärmestromdichte) resultierende Schmelzspur. Die Temperatur wurde nach oben hin durch einen Wert nahe dem Siedepunkt von Nickel (welches den höchsten Schmelzpunkt aller Legierungsbestandteile von Inconel 718 aufweist) begrenzt. Zur Reduktion der Rechenzeit wurde die Symmetrie des Problems berücksichtigt.

Die Wärmequelle hat dabei die Form einer bezogen auf die Aufbaurichtung rotationssymmetrischen normalverteilten Wärmestromdichte (Leistung/Fläche), die auf die Oberfläche eines quaderförmigen Körpers mit adiabatischen Randbedingungen einwirkt. Sie bewegt sich mit der Scangeschwindigkeit v_s über die Probe. Die Anfangstemperatur T_0 des Quaders beträgt 20°C . Die Symmetrie des Problems kann ausgenutzt werden, um die Anzahl der Elemente zu halbieren und damit die Rechenzeit zu reduzieren. Die sich ausprägende Schmelzspur, die Abmaße des Probekörpers sowie die Symmetrieebene sind in Fig. 2 dargestellt.

Nachdem die Wärmequelle am Ende ihres Weges deaktiviert wurde, stellt sich nach einer gewissen Zeit eine Gleichgewichtstemperatur T_{end} des adiabatischen Probekörpers ein. Unter der Annahme,

dass der Druck in dem betrachteten System konstant sei, lässt sich die gesamte eingebrachte Wärmeenergie Q aus der Differenz der spezifischen Enthalpie H sowie der Masse des Körpers m berechnen:

$$Q = (H(T_{end}) - H(T_0)) \cdot m \quad (2)$$

T_0 ist hierbei die Ausgangstemperatur des Systems. Die temperaturabhängigen Werte für die spezifische Enthalpie $H(T)$ stammen aus [4]. Zusammen mit der von der Wärmequelle überstrichenen Weglänge L ergibt sich aus Gleichung (2) die effektive Streckenenergie dann zu

$$\frac{Q}{L} \approx 44,0 \frac{J}{m} \quad (3)$$

Wie bereits erwähnt, werden in diesem Simulationsmodell fluiddynamische Effekte im Schmelzbad nicht berücksichtigt. Das heißt, dass auch Elemente, deren Temperatur oberhalb der Schmelztemperatur liegt, nur durch Konduktion Wärmeenergie mit ihrer Umgebung austauschen können - nicht jedoch durch Konvektion. Die Tiefe des Schmelzbades ist in diesem Simulationsansatz daher kleiner als es im realen Prozess zu erwarten ist. In Anbetracht der Beschränkung des Temperaturbereichs nach oben durch die Siedetemperatur und der fehlenden Berücksichtigung der Konvektion im Schmelzbad kann gefolgert werden, dass die gesamte in den Probekörper eingebrachte Energie geringer sein wird als im realen Fertigungsprozess oder in einem Simulationsmodell, das die Fluidynamik der Schmelze mit einbezieht. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die effektive Streckenenergie für die hier verwendeten Prozessparameter und den Werkstoff Inconel718 im Bereich zwischen 44,0 J/m (Gleichung (3)) und dem aus Gleichung (1) erhaltenen Wert liegen wird.

2.3 Abstrakte Modellierung der Wärmeeinbringung

Zur Simulation des additiven Fertigungsprozesses ganzer Bauteile sind Modelle basierend auf der Betrachtung einzelner Schmelzspuren aufgrund der damit verbundenen hohen Rechenzeiten nicht geeignet. Hier ist es notwendig, geeignete Abstraktionsmaßnahmen für die Wärmeeinbringung zu treffen. Eine Möglichkeit hierfür bietet das Zusammenfassen einzelner Scanvektoren („hatches“) zu einem Volumen, das dann innerhalb eines Lösungsschrittes mit der Wärmelast beaufschlagt wird. Die Größe des resultierenden Volumens kann hierbei von einem kleinen Bereich über eine gesamte Schicht bis hin zu einem Verbund mehrerer Schichten variieren [5] [6]. Hierdurch lässt sich die Gesamtzahl der zu berechnenden Lösungsschritte und damit die Rechenzeit reduzieren, jedoch ist andererseits auch zu erwarten, dass die Ergebnisgenauigkeit abnimmt [5].

In dem hier vorgestellten abstrakten Simulationsmodell wird die Wärme in Form einer volumetrischen Wärmestromdichte (Heizleistung pro Volumen) innerhalb eines Lösungsschrittes auf einen definierten Bereich des Bauteils aufgebracht. Die Größe der Wärmeeinflusszone kann hier, wie oben beschrieben, von einer einzelnen Schmelzspur bis hin zu einem Schichtverbund reichen.

Liegt nun eine Abschätzung für die effektive Streckenenergie (Q/L) vor, durch Berechnung aus den Prozessparametern (vgl. Abschnitt 2.1) oder durch Simulation einer einzelnen Schmelzspur (vgl. Abschnitt 2.2), so kann daraus für den Fall konstanter Scangeschwindigkeiten v_s auf einfache Weise die volumetrische Wärmestromdichte $q [W/m^3]$ für die abstrahierte Wärmeeinflusszone ermittelt werden:

$$q = \left(\frac{Q}{L} \right) \cdot v_s \cdot \frac{1}{V} \quad (4)$$

Die Wärme wird in den mit dem Volumen V assoziierten Elementen des Modellnetzes erzeugt. Das Volumen V repräsentiert hierbei die vom Scanvektor in der Zeit t überstrichenen Bereiche des Bauteils. Für die Zeit t , während derer die Wärmestromdichte im selektierten Volumen wirken soll, gilt im Fall konstanter Scangeschwindigkeit v_s :

$$t = \frac{L_{ges}}{v_s} \quad (5)$$

Dabei ist L_{ges} die gesamte vom Laser überstrichene Strecke. Die Längen der Belichtungsvektoren können aus der Schichtinformationsdatei (z. B. aus dem Datenformat CLI) entnommen werden, die Gesamtlänge L_{ges} ergibt sich dann aus der Summe über alle Vektoren. Sind Laserleistungen P_i und Scangeschwindigkeiten $v_{s,i}$ für verschiedene Belichtungsvektoren mit einer Länge von L_i unterschiedlich, so wird Gleichung (4) zu

$$q = \frac{1}{V} \cdot \sum_i \left(\frac{Q}{L} \right)_i \cdot \frac{L_i}{t_i} \quad (6)$$

Hierbei bezeichnet $(Q/L)_i$ die resultierende Streckenenergie des Vektors i . Das Volumen V entspricht dem von den Scanvektoren überstrichenen Bereich.

Für die gesamte Zeit t , in welcher die Belichtung im Simulationsmodell erfolgt, gilt im Fall nicht konstanter Scangeschwindigkeiten dann

$$t = \sum_i \frac{L_i}{v_{s,i}} \quad (7)$$

Durch diesen Ansatz kann gewährleistet werden, dass das abstrakte thermisch-transiente Simulationsmodell so weit wie möglich dem realen Prozess hinsichtlich der Energiebilanz und der auftretenden Temperaturfelder nahekommmt. Es sei an dieser Stelle erwähnt, dass die oben beschriebene Methode zur Berechnung der volumetrischen Wärmestromdichte für die abstrakte Wärmequelle als zeitliche und räumliche Mittelwertbildung des tatsächlichen Energieeintrags durch den Laser aufgefasst werden kann.

3. Zusammenfassung und Ausblick

In dem hier vorgestellten vereinfachten Modell zur Simulation einer einzelnen Schmelzspur werden fluiddynamische Effekte im Schmelzbad bisher nicht berücksichtigt. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die Konvektion in der Schmelze signifikant zum Wärmetransport beiträgt. Die vom Laser eingebrachte Energie in die oberen Bauteillagen wird also in nicht zu vernachlässigendem Maße auch durch Strömungsphänomene in tieferliegende Bereiche transportiert. Unter Berücksichtigung des konvektiven Wärmetransports wird weniger Energie durch verdampfendes Material abgeführt als es in dem bestehenden Simulationsmodell der Fall ist – die resultierende effektive Streckenenergie wird damit oberhalb des in Gleichung (3) angegebenen Wertes liegen. Zukünftige Arbeiten werden die fluiddynamischen Effekte im Schmelzbad daher berücksichtigen, womit das Intervall für die im realen Prozess zu erwartende effektive Streckenenergie weiter eingegrenzt werden kann.

Dadurch lässt sich auch die Abbildungsgenauigkeit der in Abschnitt 2.3 vorgestellten abstrakteren Modelle zur Wärmeeinbringung erhöhen, da hier die Streckenenergie in die Berechnung der volumetrischen Wärmestromdichte eingeht. Um die Abstraktionsansätze zu validieren bzw. deren Gültigkeit zu überprüfen soll in zukünftigen Arbeiten während eines realen Fertigungsprozesses die Temperaturfelder als Funktion der Zeit in der Anlage gemessen und diese dann mit den Simulationsergebnissen abgeglichen werden. Darüber hinaus soll der Einfluss des Abstraktionsgrades (d. h. Größe des innerhalb eines Lösungsschrittes mit Energie beaufschlagten Volumens) betrachtet werden. Weitere Untersuchungen sollten zeigen, inwieweit die aus den abstrakten Wärmequellenmodellen resultierenden thermomechanischen Simulationsergebnisse zuverlässige Prognosen über Verformungen und Eigenspannungen im Bauteil zulassen.

4. Acknowledgement

The research leading to these results has received funding from the European Union's Seventh Framework Programme (FP7/2007-2013) for the Clean Sky Joint Technology Initiative under grant agreement n°287087. However, explanations made reflect only the author's views. Hence, the JU and the Union are not liable for any use that may be made of the information contained therein.



5. Quellenverzeichnis

- [1] Scott, J. A.; Gupta, N.; Weber, C.; Newsome, S.; Wohlers, T.; Caffrey, T.: Additive Manufacturing: Status and Opportunities, 2012. Online verfügbar unter https://www.ida.org/stpi/occasionalpapers/papers/AM3D_33012_Final.pdf, zuletzt geprüft am 14.05.2013.
- [2] Zäh, M. F.; Hagemann, F.: Wirtschaftliche Fertigung mit Rapid-Technologien. Anwender-Leitfaden zur Auswahl geeigneter Verfahren. München: Hanser (Kostengünstig produzieren), 2006.
- [3] Sainte-Catherine, C.; Jeandin, M.; Kechemair, D.; Ricaud, J.-P.; Sabatier, L.: Study of dynamic absorptivity at 10.6 μm (CO 2) and 1.06 μm (Nd-YAG) wavelengths as a function of temperature. In: J. Phys. IV France 01 (C7), 1991, S. C7-151.
- [4] Pottlacher, G.; Hosaeus, H.; Wilthan, B.; Kaschnitz, E.; Seifert, A.: Thermophysikalische Eigenschaften von festem und flüssigem Inconel 718. In: *Thermochimica Acta* 382 (1-2), 2002, S. 255–267.
- [5] Seidel, C.; Krol, T. A.; Schilp, J.; Zäh, M. F.; Groth, C.: Ansätze zur rechenzeiteffizienten Struktursimulation additiv gefertigter, filigraner Bauteile. In: CADFEM GmbH (Hg.): ANSYS Conference & 30. CADFEM Users' Meeting 2012. Kassel, 24.-26. Oktober 2012. Grafing bei München, 2012
- [6] Branner, G.: Modellierung transienter Effekte in der Struktursimulation von Schichtbauverfahren. München: Utz, Herbert (Forschungsberichte / IWB, 246), 2011.
- [7] Gürtler, F.-J.; Karg, M.; Leitz, K.-H.; Schmidt, M. (2013): Simulation of Laser Beam Melting of Steel Powders using the Three-Dimensional Volume of Fluid Method. In: *Physics Procedia* 41, S. 874–879.
- [8] Zaeh, M. F.; Branner, G.; Krol, T. A.: A three dimensional FE-model for the investigation of transient physical effects in Selective Laser Melting. In: *Innovative Developments in Design and Manufacturing - Advanced Research in Virtual and Rapid Prototyping*. Leiria, Portugal: Taylor & Francis 2009, 2009.