

Daniel Weber

**Simulationsgestützte  
Vorhersage und Minimierung  
des eigenspannungsbedingten  
Verzugs beim Fräsen dünnwandiger  
Aluminium-Strukturbauteile**

---

Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

Band 1 | 2024

Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

#### **Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek**

Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

#### **Bibliographic information published by Die Deutsche Bibliothek**

Die Deutsche Bibliothek lists this publication in the Deutsche Nationalbibliografie; detailed bibliographic data is available in the Internet at <http://dnb.ddb.de>.

## **Produktionstechnische Berichte aus dem FBK**

Wissenschaftliche Schriftenreihe des  
Lehrstuhls für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation  
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau

Herausgeber: Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation  
Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich  
Postfach 3049  
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
67653 Kaiserslautern

Verlag: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau

Druck: Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
Dezernat 5 Technik  
Abteilung 5.6 Foto-Repro-Druck

D-386

© Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation, 2024  
Rheinland-Pfälzische Technische Universität Kaiserslautern-Landau  
Erwin-Schrödinger-Straße  
67663 Kaiserslautern

Alle Rechte vorbehalten, auch das des auszugsweisen Nachdrucks, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe (Photographie, Mikroskopie), der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und das der Übersetzung.

Als Manuskript gedruckt. Printed in Germany.

ISBN 978-3-95974-227-6  
ISSN 0937-9061

**Simulationsgestützte Vorhersage und Minimierung  
des eigenspannungsbedingten Verzugs beim Fräsen  
dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile**

Vom Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau  
zur Verleihung des akademischen Grades

**Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)**

genehmigte

**Dissertation**

von

**Diplom-Ingenieur**

**Daniel Weber**

aus Kaiserslautern

Tag der mündlichen Prüfung: 24. April 2024

Promotionskommission:

Vorsitzende: Prof. Dr.-Ing. Kristin de Payrebrune

1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich

2. Berichterstatterin: Prof. Dr.-Ing. habil. Barbara S. Linke

Kaiserslautern, 2024

# Vorwort des Verfassers

*„Wer die Vergangenheit kontrolliert, kontrolliert die Zukunft.  
Wer die Gegenwart kontrolliert, kontrolliert die Vergangenheit.“  
/ George Orwell /*

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation (FBK) der Rheinland-Pfälzischen Technischen Universität Kaiserslautern-Landau.

Für die Möglichkeit, meine Dissertation am FBK anzufertigen, und für das mir entgegengebrachte Vertrauen danke ich an dieser Stelle besonders Prof. Dr.-Ing. Jan C. Aurich. Prof. Dr.-Ing. habil. Barbara S. Linke danke ich für die Übernahme der Berichterstattung. Prof. Dr.-Ing. Kristin de Payrebrune gilt mein Dank für den Vorsitz der Prüfungskommission.

Ich danke Benjamin Kirsch, Daniel Müller und Johanna Steiner-Stark für die kritische und detaillierte Durchsicht der Dissertation und für die hilfreichen Kommentare. Meinen ehemaligen Hiwis und Studienarbeitern danke ich für die gewissenhafte Arbeit und ihren unermüdlichen Einsatz. Außerdem danke ich allen aktuellen und ehemaligen Mitarbeitern für die angenehme und ereignisreiche Zeit am FBK. Weiterhin danke ich dem gesamten FBK-Supportteam, insbesondere Rosemarie Schleret und Marion Teubner, für das große Engagement und die damit verbundene Entlastung. Für die Unterstützung bei der Umsetzung meines Vorhabens im Versuchsfeld danke ich Michael Lutzke, Henri Welz und Oliver Benz.

Zum Gelingen dieser Arbeit haben weiterhin meine Zeit als Kollegiat im IRTG 2057 und die damit verbundene Zusammenarbeit sowie die Besuche an der UC Davis beigetragen. Ich danke Prof. Michael R. Hill und Prof. Dr.-Ing. habil. Barbara S. Linke für die Möglichkeit zu mehreren Forschungsaufenthalten in Davis. Darüber hinaus danke ich Prof. Michael R. Hill für die lehrreiche und fachliche Unterstützung im spannenden Themenfeld der Eigenspannungen. Christopher R. D'Elia und Nicholas A. Bachus gebührt ebenfalls großer Dank, da sie meine Auslandsaufenthalte in Kalifornien fachlich wie persönlich bereichert haben.

Weiterhin danke ich meinen Eltern, die mir das Studium ermöglicht haben und mich in allen Bereichen des Lebens unterstützt haben. Besonders danke ich meiner Frau für den steten Rückhalt, sowie die sprachliche Durchsicht der Arbeit.

Kaiserslautern, im April 2024

Daniel Weber

## **Kurzfassung**

Der eigenspannungsbedingte Bauteilverzug ist ein Problem bei der Herstellung dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile. Im Rahmen dieser Arbeit wurde er mithilfe eines linear elastischen Simulationsmodells, basierend auf der Finite-Elemente-Methode (FEM), für verschiedene Geometrien, Bearbeitungsstrategien sowie initiale (I-) und prozessinduzierte Eigenspannungen (P-ES) vorhergesagt. Als Simulationseingabe dienten die gemessenen ES. Anhand abgeleiteter Kennzahlen konnte sowohl die Form bzw. das Profil des Verzugs als auch die maximale Verformung quantifiziert werden. Dabei wurde die Form mit einer höheren Genauigkeit im Vergleich zur maximalen Verformung bestimmt. Es wurde festgestellt, dass die P-ES und der Bauteilverzug nach dem Fräsen prinzipiell wiederholbar sind. Dabei trat eine geringe Streuung der P-ES unter gleichen Herstellbedingungen auf, die geringfügige, aber messbare Abweichungen der maximalen Verformung zur Folge hatte. Der Vergleich unterschiedlicher Materialchargen von Aluminium 7050-T7451 zeigte zudem, dass bereits geringe Unterschiede des Betrags der I-ES und des ES-Verlaufs signifikante Unterschiede der maximalen Verformung bewirken. Die Verzugsform ist dagegen nicht betroffen. Mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells konnten verzugbestimmende Faktoren identifiziert werden. Es wurde gezeigt, dass eine allgemeingültige Aussage darüber nicht sinnvoll ist, welcher ES-Typ bei einer bestimmten Wandstärke den Bauteilverzug dominiert. Dies muss für jeden Fall individuell betrachtet werden, da der Verzug nicht ausschließlich von der Bauteilgeometrie und den ES selbst abhängt, sondern ebenso von der gewählten Bearbeitungsstrategie, wie z. B. dem Bearbeitungsweg oder der Positionierung des Bauteils im Halbzeug. So wurde festgestellt, dass die Bauteiltopologie und die Fräswegstrategie einen wechselseitigen Einfluss auf den Verzug haben. Die induzierten Schubspannungen spielen dabei eine entscheidende Rolle. Darauf basierend wurden Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs abgeleitet, die sich durch die Optimierung der Prozessparameter, der Bauteiltopologie oder der Prozessstrategie auszeichnen.

## **Abstract**

Residual stress induced part distortion is a problem during the production of thin-walled aluminum structural components. Within this work, the part distortion was predicted by using a linear elastic finite element (FE) model for different geometries, machining strategies and both initial bulk (IB) and machining induced residual stresses (MIRS). Derived key figures were used to quantify both the distortion shape and the maximum deformation. The distortion shape was determined with a higher accuracy compared to the max. deformation. In principle, the MIRS and the part distortion are repeatable. A slight dispersion of the MIRS under the same manufacturing conditions is also accompanied by small deviations in the max. distortion. The comparison of different material batches of AA7050-T7451 showed that even small changes in the magnitude and the profile of the IBRS led to significant differences in distortion magnitude. However, the shape was not affected. By employing the validated FE distortion model factors driving the distortion could be identified. It was demonstrated that it is not feasible to make a general statement on which type of RS has dominance over distortion. This must be considered individually for each case, since the distortion depends not only on the geometry and the RS themselves, but on the process strategy. For example, the topology and the milling path strategy have a reciprocal influence on the distortion. Hereby, the induced shear RS play a decisive role. Compensation techniques for minimizing the distortion were derived, which are characterized by the optimization of the process parameter, the part topology or the process strategy.

# Inhaltsverzeichnis

|                                                                                        |            |
|----------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| <b>Inhaltsverzeichnis</b> .....                                                        | <b>I</b>   |
| <b>Abkürzungen</b> .....                                                               | <b>III</b> |
| <b>Formelzeichen</b> .....                                                             | <b>IV</b>  |
| <b>1 Einleitung</b> .....                                                              | <b>1</b>   |
| <b>2 Stand von Wissenschaft und Technik</b> .....                                      | <b>3</b>   |
| 2.1 Grundlagen des Fräsens.....                                                        | 3          |
| 2.1.1 Kinematik.....                                                                   | 3          |
| 2.1.2 Spanbildung.....                                                                 | 4          |
| 2.1.3 Mechanische und thermische Belastung .....                                       | 5          |
| 2.2 Aluminium-Strukturbauteile in der Luftfahrttechnik .....                           | 7          |
| 2.2.1 Fräsen von Aluminium-Strukturbauteilen.....                                      | 9          |
| 2.2.2 Wärmebehandlung von Aluminiumlegierungen .....                                   | 10         |
| 2.3 Eigenspannungen in der Zerspantechnologie .....                                    | 10         |
| 2.3.1 Eigenspannungsarten und ihre Entstehung.....                                     | 12         |
| 2.3.2 Messung von Eigenspannungen .....                                                | 16         |
| 2.3.3 Modellbasierte Vorhersage von Eigenspannungen .....                              | 20         |
| 2.4 Eigenspannungsbedingter Bauteilverzug .....                                        | 25         |
| 2.4.1 Analytische Grundlagen.....                                                      | 26         |
| 2.4.2 Untersuchungen zu eigenspannungsbedingtem Bauteilverzug .....                    | 28         |
| 2.4.3 Untersuchungen zu Kompensationstechniken .....                                   | 35         |
| 2.5 Zusammenfassende Bewertung .....                                                   | 36         |
| <b>3 Zielsetzung und Vorgehensweise</b> .....                                          | <b>38</b>  |
| 3.1 Zielsetzung .....                                                                  | 38         |
| 3.2 Vorgehensweise.....                                                                | 38         |
| <b>4 Versuchstechnik</b> .....                                                         | <b>41</b>  |
| 4.1 Maschinensystem .....                                                              | 41         |
| 4.2 Werkzeuge.....                                                                     | 41         |
| 4.3 Werkstücke .....                                                                   | 42         |
| 4.4 Versuchsdurchführung.....                                                          | 43         |
| 4.5 Messgrößen.....                                                                    | 49         |
| 4.5.1 Prozesskräfte und Prozesstemperaturen .....                                      | 49         |
| 4.5.2 Eigenspannungen .....                                                            | 50         |
| 4.5.3 Bauteilverzug .....                                                              | 53         |
| <b>5 Analyse der gemessenen Eigenspannungen</b> .....                                  | <b>56</b>  |
| 5.1 Analyse der initialen Eigenspannungen .....                                        | 56         |
| 5.2 Analyse der prozessinduzierten Eigenspannungen.....                                | 58         |
| 5.2.1 Mechanische und thermische Belastung .....                                       | 58         |
| 5.2.2 Wiederholbarkeit der prozessinduzierten Eigenspannungen .....                    | 60         |
| 5.3 Fazit zur Analyse der gemessenen Eigenspannungen .....                             | 66         |
| <b>6 Analyse der Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs</b> ..... | <b>67</b>  |
| 6.1 Wafer.....                                                                         | 67         |
| 6.2 Taschegeometrie.....                                                               | 70         |
| <b>7 Simulationsmethodik zur Vorhersage des Bauteilverzugs</b> .....                   | <b>76</b>  |
| 7.1 Modellierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs.....                       | 77         |
| 7.1.1 Modellbeschreibung .....                                                         | 77         |
| 7.1.2 Netzanalyse .....                                                                | 82         |
| 7.1.3 Validierung.....                                                                 | 83         |
| 7.1.4 Fehleranalyse.....                                                               | 100        |
| 7.2 Wärmeübertragungssimulation: Modellierung der initialen Eigenspannungen ....       | 104        |
| 7.2.1 Modellbeschreibung .....                                                         | 104        |

|           |                                                                                     |            |
|-----------|-------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 7.2.2     | Validierung .....                                                                   | 105        |
| 7.3       | Zerspannsimulation: Modellierung der prozessinduzierten Eigenspannungen .....       | 109        |
| 7.3.1     | Modellbeschreibung.....                                                             | 109        |
| 7.3.2     | Validierung .....                                                                   | 110        |
| 7.4       | Fazit zur Simulationsmethodik .....                                                 | 114        |
| <b>8</b>  | <b>Simulationsgestützte Minimierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs.</b> | <b>116</b> |
| 8.1       | Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren .....                                | 116        |
| 8.1.1     | Prozessinduzierte Schubspannungen .....                                             | 116        |
| 8.1.2     | Prozessinduzierte vs. initiale Eigenspannungen .....                                | 117        |
| 8.1.3     | Fazit zur Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren .....                      | 120        |
| 8.2       | Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs.....                      | 120        |
| 8.2.1     | Auswahl der Einspannstrategie.....                                                  | 121        |
| 8.2.2     | Optimierung der Bearbeitungsstrategie .....                                         | 122        |
| 8.2.3     | Topologieoptimierung: Auslegung der Bauteilgeometrie .....                          | 128        |
| 8.2.4     | Simulationsgestütztes inverses Freiformfräsen .....                                 | 131        |
| 8.2.5     | Einordnung der Kompensationstechniken .....                                         | 132        |
| <b>9</b>  | <b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>                                            | <b>133</b> |
| <b>10</b> | <b>Quellenverzeichnis .....</b>                                                     | <b>137</b> |
| <b>11</b> | <b>Anhang .....</b>                                                                 | <b>146</b> |

## Abkürzungen

|        |                                                          |                  |                                   |
|--------|----------------------------------------------------------|------------------|-----------------------------------|
| AA     | Aluminum alloy                                           | k. A.            | keine Angabe                      |
| Al     | Aluminium                                                | KM               | Koordinatenmessung                |
| ANSI   | American National Standards Institute                    | KMG              | Koordinatenmessgerät              |
| ASTM   | American Society for Testing and Material                | KS               | Koordinatensystem                 |
| BLM    | Bohrlochmethode                                          | Konfig.          | Konfiguration                     |
| bspw.  | beispielsweise                                           | Konst.           | Konstante                         |
| bzw.   | beziehungsweise                                          | L                | Walzrichtung („Longitudinal“)     |
| CAX    | Computer Aided, x=D Design, M Manufacturing, P Planning  | M                | Modus                             |
| CNC    | Computerized Numerical Control                           | max.             | maximal                           |
| DAQ    | Multifunktions-Datenerfassungsmodul („data acquisition“) | N                | Normalenrichtung                  |
| DIN    | Deutsches Institut für Normung e.V.                      | P-ES             | Prozessinduzierte Eigenspannungen |
| DMS    | Dehnungsmessstreifen                                     | Pos.             | Position                          |
| EDM    | Funkenerodieren („Electric discharge machining“)         | Progr.           | Programm                          |
| ES     | Eigenspannungen                                          | Q                | Querrichtung                      |
| Engl.  | Englisch                                                 | Ref.             | Referenz                          |
| Exp.   | Experiment                                               | RMS              | Effektivwert („root mean square“) |
| FBK    | Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation | s.               | siehe                             |
| FEM    | Finite-Elemente-Methode                                  | SF               | Schaftfräser                      |
| FFT    | Fast-Fourier-Transformation                              | Sim.             | Simulation                        |
| ggf.   | gegebenenfalls                                           | SiO <sub>2</sub> | Siliziumdioxid                    |
| Gl.    | Gleichung                                                | sog.             | sogenannten                       |
| I-ES   | Initiale Eigenspannungen                                 | spez.            | spezifisch                        |
| ISO    | International Organization for Standardization           | sym.             | symmetrisch                       |
| isotr. | isotrope                                                 | UC               | University of California          |
| JC     | Johnson und Cook                                         | u. a.            | unter anderem                     |
|        |                                                          | vgl.             | vergleiche                        |
|        |                                                          | Vis.             | Visualisierung                    |
|        |                                                          | vs.              | versus                            |
|        |                                                          | WSP              | Wendeschneidplatte                |
|        |                                                          | XRD              | Röntgendiffraktometrie            |
|        |                                                          | z. B.            | zum Beispiel                      |

## Formelzeichen

### Lateinische Buchstaben:

|                    |                |                                      |            |                   |                                      |
|--------------------|----------------|--------------------------------------|------------|-------------------|--------------------------------------|
| $A_{JC}$           | MPa            | JC Materialkonstante                 | $F_y$      | N                 | Zerspankraftkomponente $y$ -Richtung |
| $A_J$              | -              | Slitting Konstante                   | $F_z$      | N                 | Zerspankraftkomponente $z$ -Richtung |
| $A_F$              | -              | Transformationsmatrix                | $f$        | mm/U              | Vorschub                             |
| $A$                | m <sup>2</sup> | Fläche                               | $f_s$      | Hz                | Schnittfrequenz                      |
| $\bar{a}, \bar{b}$ | -              | Bohrlochmethode Konst.               | $f_z$      | mm/U              | Vorschub pro Zahn                    |
| $a_p$              | mm             | axialer Eingriff (Schnitttiefe)      | $G$        | MPa               | Schubmodul                           |
| $a_e$              | mm             | radialer Eingriff (Schnittbreite)    | $H_{BL}$   | $\mu\text{m}$     | gesamte Bohrtiefe                    |
| $a_i$              | $\mu\text{m}$  | Schnitttiefe Slitting                | $h$        | mm                | Spanungsdicke                        |
| $b$                | mm             | Spanungsbreite                       | $h'$       | mm                | Spanndicke                           |
| $b_B$              | mm             | Breite Balken, Bauteil               | $h_m$      | mm                | Mittenspanndicke                     |
| $B_{JC}$           | MPa            | JC Materialkonstante                 | $h_B$      | mm                | Höhe Balken, Bauteil                 |
| $C_{JC}$           | -              | JC Materialkonstante                 | $h_{BL}$   | mm                | Bohrlochtiefe                        |
| $C$                | -              | Nachgiebigkeitsmatrix                | $I_t$      | m <sup>4</sup>    | Torsionsträgheitsmoment              |
| $c$                | m/s            | Schallgeschwindigkeit                | $I_y$      | m <sup>4</sup>    | Flächenträgheitsmoment               |
| $c_p$              | J/kgK          | Spezifische Wärmekapazität           | $K$        | MPa               | Biegesteifigkeit Platte              |
| $D$                | mm             | Fräserdurchmesser                    | $k_{c1.1}$ | N/mm <sup>2</sup> | spezifische Schnittkraft             |
| $d$                | nm             | Netzebenenabstand                    | $L_e$      | mm                | DMS aktive Länge                     |
| $d_{1-5}$          | -              | JC Versagenskonstanten               | $l_B$      | mm                | Länge Balken, Bauteil                |
| $d_E$              | mm             | Eintauchdurchmesser                  | $M$        | Nm                | Biegemoment                          |
| $E$                | GPa            | Elastizitätsmodul                    | $M_T$      | Nm                | Torsionsmoment                       |
| $F$                | N              | Zerspankraft                         | $m_c$      | -                 | spz. Schnittkraftanstieg             |
| $F_a$              | N              | Aktivkraft                           | $m_{JC}$   | -                 | JC Materialkonstante                 |
| $F_c$              | N              | Schnittkraft                         | $N$        | -                 | Beugungsordnung                      |
| $F_{cN}$           | N              | orthogonale Schnittkraft             | $n$        | U/min             | Drehzahl                             |
| $F_f$              | N              | Vorschubkraft                        | $n_{JC}$   | -                 | JC Materialkonstante                 |
| $F_{fN}$           | N              | orthogonale Vorschubkraft            | $P_j(y)$   | -                 | Legendre-Polynome                    |
| $F_p$              | N              | Passivkraft                          | $P_{iso}$  | MPa               | isotr. Spannung                      |
| $F_x$              | N              | Zerspankraftkomponente $x$ -Richtung | $p_{iso}$  | -                 | isotr. Dehnung                       |

|                   |                      |                                  |                         |       |                                                 |
|-------------------|----------------------|----------------------------------|-------------------------|-------|-------------------------------------------------|
| $Q_{\text{iso}}$  | MPa                  | isotr. 45° Schubspannung         | $t_r$                   | s     | Zeit pro Umdrehung                              |
| $Q_w$             | mm <sup>3</sup> /min | Zeitspanvolumen                  | $t_\sigma$              | μm    | Tiefe der $\sigma$                              |
| $\dot{Q}$         | W/m <sup>2</sup>     | Wärmestrom                       | $t_R$                   | μm    | Tiefe in der Randzone                           |
| $q_{\text{iso}}$  | -                    | isotr. 45° Schubdehnung          | $t_v$                   | μm    | Verformungstiefe                                |
| $r$               | -                    | Spandickenverhältnis             | $\bar{u}_f^{\text{pl}}$ | μm    | plastische Verformung<br>bei Versagen           |
| $r_\beta$         | μm                   | Schneidkantenradius              |                         |       |                                                 |
| $s$               | -                    | Standardabweichung               | $v_c$                   | m/min | Schnittgeschwindigkeit                          |
| $T_{\text{iso}}$  | MPa                  | isotr. axiale Schubspannung      | $v_e$                   | m/min | Wirkgeschwindigkeit                             |
| $T$               | °C                   | Temperatur                       | $v_f$                   | m/min | Vorschubgeschwindigkeit                         |
| $T_m$             | °C                   | Schmelztemperatur                | $v_{\text{FE}}$         | m/min | Vorschubgeschwindigkeit<br>Eintauchen           |
| $T_{\text{max}}$  | °C                   | Maximaltemperatur                |                         |       |                                                 |
| $T_r$             | °C                   | Raumtemperatur                   | $w$                     | mm    | Balkendurchbiegung                              |
| $T_s$             | °C                   | Schmelztemperatur                | $w_D$                   | mm    | Schaden: Distanzkrit. JC                        |
| $T_{\text{sim}}$  | °C                   | Simulierte Temperatur            | $z_{\text{max}}$        | mm    | maximale Verformung                             |
| $t$               | s                    | Zeit                             | $z_{\text{mean}}$       | mm    | mittlere Verformung                             |
| $t_c$             | s                    | Zeit der elastischen Welle       | $z_n$                   | -     | Anzahl Schneiden                                |
| $t_{\text{iso}}$  | -                    | isotr. axiale Schubdehnung       | $z_{99}$                | %     | Grenze der Verformung<br>bei 99 % der Messwerte |
| $t_{\text{pmax}}$ | μm                   | Tiefe der $\sigma_{\text{pmax}}$ |                         |       |                                                 |

Griechische Buchstaben:

|                                    |                    |                                    |                     |                   |                                |
|------------------------------------|--------------------|------------------------------------|---------------------|-------------------|--------------------------------|
| $\alpha$                           | $^{\circ}$         | Freiwinkel                         | $\rho$              | kg/m <sup>3</sup> | Dichte                         |
| $\alpha^*, \alpha^*_{+90^{\circ}}$ | $^{\circ}$         | Hauptrichtungen                    | $\sigma$            | MPa               | Spannungstensor                |
| $\alpha_E$                         | $^{\circ}$         | Eintauchwinkel                     | $\sigma$            | MPa               | Spannung bzw. ES               |
| $\alpha_{Exp}$                     | 1/K                | thermischer Expansionskoeffizient  | $\sigma_I$          | MPa               | ES 1. Art                      |
| $\alpha_{th}$                      | W/m <sup>2</sup> K | Wärmeübertragungskoeffizient       | $\sigma_{II}$       | MPa               | ES 2. Art                      |
|                                    |                    |                                    | $\sigma_{III}$      | MPa               | ES 3. Art                      |
|                                    |                    |                                    | $\sigma_I \sigma_2$ | MPa               | Hauptspannungen                |
| $\beta$                            |                    | unelastischer Wärmeanteil          | $\sigma_f$          | MPa               | ES in Vorschubrichtung         |
| $\gamma$                           | $^{\circ}$         | Spanwinkel                         | $\sigma_{\bar{f}}$  | MPa               | ES in Vorschubnormalenrichtung |
| $\delta$                           | %                  | relative Abweichung                | $\sigma_{Pmax}$     | MPa               | max. induzierte Druck-ES       |
| $\Delta$                           | -                  | Differenz                          | $\sigma_w$          | MPa               | ES in Wand                     |
| $\varepsilon$                      | -                  | Dehnung                            | $\sigma_x$          | MPa               | ES in x-Richtung               |
| $\varepsilon^{pl}$                 | -                  | plastische Dehnung                 | $\sigma_y$          | MPa               | ES in y-Richtung               |
| $\bar{\varepsilon}^{pl}_D$         | -                  | plast. Dehnung bei Schäden         | $\sigma_z$          | MPa               | ES in z-Richtung               |
| $\varepsilon_{\varphi, \psi}$      | -                  | Richtungsabh. Gitterverzerrung XRD | $\tau$              | MPa               | Schubspannung                  |
| $\varepsilon_0$                    | -                  | Bezugsdehnrate                     | $\tau_R$            | MPa               | Reib-Schubspannung             |
| $\zeta$                            | $^{\circ}$         | Koordinatendrehung                 | $\tau_{xy}$         | MPa               | Schub-ES                       |
| $\eta$                             | $^{\circ}$         | Koordinatendrehung                 | $\tau_{max}$        | MPa               | Hauptschubspannungen           |
| $\vartheta$                        | $^{\circ}$         | Verdrehwinkel                      | $\tau_{Pmax}$       | MPa               | max. induzierte Schub-ES       |
| $\theta$                           | $^{\circ}$         | Beugungswinkel                     | $\varphi$           | $^{\circ}$        | Eingriffswinkel                |
| $\kappa_r$                         | $^{\circ}$         | Einstellwinkel                     | $\varphi_A$         | $^{\circ}$        | Beginn Eingriff                |
| $\lambda$                          | nm                 | Wellenlänge                        | $\varphi_c$         | $^{\circ}$        | Eingriffsbogenwinkel           |
| $\lambda_T$                        | W/mK               | thermische Leitfähigkeit           | $\varphi_E$         | $^{\circ}$        | Ende Eingriff                  |
| $\mu$                              | -                  | Reibwert                           | $\Psi$              | $^{\circ}$        | Probenkippwinkel               |
| $\nu$                              | -                  | Querkontraktionszahl               |                     |                   |                                |
| $\pi$                              | -                  | Kreiszahl                          |                     |                   |                                |

# 1 Einleitung

Die Gebrüder Wright setzten bei dem ersten motorisierten Flugzeug der Menschheit aufgrund des leichten Gewichts Aluminium für das Kurbelgehäuse ein [Leye86]. Der sog. „Wright Flyer“ absolvierte den ersten bemannten Flug im Jahre 1903. Dieser Meilenstein läutete den Beginn der Verwendung von Aluminiumlegierungen als Leichtbaumaterial in der Luft- und Raumfahrtstechnik ein. Heutzutage kommen Aluminiumbauteile in Flugzeugen vorwiegend in Form von dünnwandigen monolithischen Strukturbauteilen in Bereichen des Rumpfs, der Außenhaut und der Tragflächen, wie beispielsweise Tragflächenholme und -rippen (siehe Abbildung 1-1a), vor. Obwohl die zunehmende Verwendung von Verbundwerkstoffen den Anteil an Aluminium bis zu einem gewissen Grad reduziert hat, bleiben hochfeste Aluminiumlegierungen im Flugzeugbau präsent. Aluminium ist ein leichtes und gut wärmebehandelbares Metall, das hohen Spannungen standhalten kann und zudem vergleichsweise geringe Herstellungs- und Wartungskosten aufweist [Durs14]. Die Strukturbauteile haben somit hervorragende Materialeigenschaften für Leichtbauanwendungen, wie z. B. ein hohes Verhältnis von Festigkeit zu Gewicht und eine gute Korrosionsbeständigkeit. Darüber hinaus zeichnen sie sich durch weitere Vorteile wie die gute Zerspanbarkeit und die bekannte Leistungsfähigkeit aus. Es bestehen etablierte Konstruktions-, Herstellungs- und zuverlässige Prüfverfahren [Durs14]. Der Massenanteil an Aluminiumlegierungen beträgt z. B. 72 % des Gesamtgewichts eines Airbus A320 [Caul15, Zhou21]. Die Aluminiumbauteile werden auch zukünftig für die Airbus A320-Flugzeugfamilie, insbesondere in Bereichen der Struktur und der Außenhaut, eingesetzt [AMAG24]. Der Bedarf an Schmalrumpfflugzeugen mit nur einem Kabinengang, wie zum Beispiel der Airbus-Baureihe A320, steigt. Dies liegt daran, dass sich der Trend in der Luftfahrtbranche von Großraumflugzeugen hin zu Schmalrumpfflugzeugen entwickelt. Neue Triebwerke und zusätzliche Tanks ermöglichen das Zurücklegen größerer Strecken [Airb21]. So erreicht bspw. der A321XLR eine maximale Flugzeit von 11 h und eine Flugdistanz von 8.700 km [Airb21]. Bereits in den vergangenen Jahren war die A320-Baureihe die meistproduzierte Airbus-Baureihe mit 74 % der gesamtfertiggestellten und ausgelieferten Airbus-Flugzeuge in 2019 [Airb19] bzw. 79 % in 2020 [Airb20]. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass dünnwandige Aluminium-Strukturbauteile auch in Zukunft im Flugzeugbau einen hohen Stellenwert einnehmen werden.

Ein typisches Fertigungsverfahren für die Herstellung der Aluminium-Strukturbauteile, die bis zu 14 m lang sind, ist das Fräsen. Für die gewichtsoptimierten, monolithischen Bauteile werden bis zu 90 % des Materials spanend abgetragen [Denk14]. Herausfordernd bei diesen dünnwandigen Strukturbauteilen ist das Auftreten von hohen Bauteilverzügen infolge der fertigungsspezifischen Prozesskette (siehe Abbildung 1-1b) [Denk14]. Der Bauteilverzug ist ein kritischer Punkt im Design-, Herstellungs- und Montageprozess von Luft- und Raumfahrtstrukturen [Jaya13]. Verzug führt zu hohen Kosten durch Nacharbeit oder Ausschuss [Sim10]. So bezifferte bspw. eine Studie aus dem Jahr 2001, die sich auf vier Flugzeugprogramme von Boeing stützte, die Kosten auf über 290 Millionen US-Dollar [Chan13]. Der Verzug ist definiert als die geometrische Abweichung des Bauteils von seiner ursprünglichen bzw. vorgesehenen Form, nachdem es aus der Spannvorrichtung der Werkzeugmaschine entnommen wurde [Chan13]. Ursache dieses Verzugs sind nicht Geometrieabweichungen oder der Wärmegang des Maschinensystems, sondern Eigenspannungen (ES) im Bauteil [Li16]. Im fertigungstechnischen Kontext werden ES aufgrund ihres Ursprungs in zwei Typen unterteilt. Zum einen in prozessinduzierte ES (P-ES), die während des Bearbeitungsprozesses in die Bauteilrandzone eingebracht

werden. Zum anderen in initiale ES (I-ES), die aufgrund vorgelagerter Prozessschritte wie Umformen oder Wärmebehandlungen (insb. Härten) bereits im gesamten Bauteil vorhanden sind [Li16]. In der Literatur herrscht keine Einigkeit, wann welcher ES-Typ dominiert [Mada18].

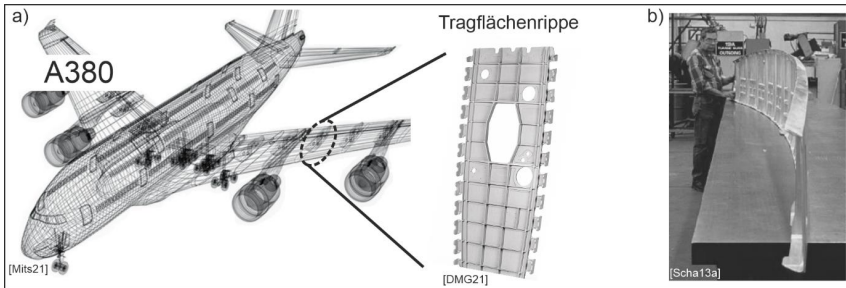


Abbildung I-1: Flugzeug A380 mit typischen dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen wie z. B. Tragflächenrippen (bis zu 60 pro Tragfläche) [DMG21, Mits21] (a) und der eigenspannungsbedingte Verzug einer C-17 Frachtrampe [Scha13a] (b)

Die numerische Modellierung mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird seit einigen Jahren in der Zerspantechnologie angewandt. Sie ermöglicht durch die gleichzeitige Berücksichtigung von plasto-mechanischen und thermischen Vorgängen die Abbildung komplexer Vorgänge und die Ermittlung schwer zugänglicher Prozessgrößen während der Zerspanung, wie z. B. auftretende Dehnungen, Dehnungsraten und Spannungen [Li12]. Im Kontext von eigenspannungsbedingtem Verzug von gefrästen, dünnwandigen Aluminiumbauteilen bieten FEM-Simulationen die Möglichkeit den Versuchsaufwand zu reduzieren und sowohl die Entstehung der ES als auch des Verzugs numerisch zu untersuchen [Li16]. Sie stellen somit ein Werkzeug dar, um Verzugskompensationstechniken zu entwickeln und so letztendlich den Verzug zu beherrschen und zu minimieren [Li16].

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Simulationsmethodik zur Vorhersage des eigenspannungsbedingten Verzugs von gefrästen, dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen entwickelt. Mithilfe numerischer FEM-Simulationsmodelle wurde ein tiefgehendes Verständnis der Auswirkungen der Bauteilgeometrie, des ES-Zustandes und der Bearbeitungsstrategie auf den Bauteilverzug erzielt, verzugbestimmende Faktoren identifiziert und Kompensationstechniken abgeleitet. Die Grundlage bildete die Analyse der Wiederholbarkeit bzw. Streuung der ES, sowohl der P-ES als auch der I-ES, und des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs. Die quantitative Charakterisierung des Bauteilverzugs und die Validierung der Simulationsmethodik erfolgte anhand abgeleiteter Kennzahlen zur Beschreibung der Verzugsform und des -betrags.

## 2 Stand von Wissenschaft und Technik

### 2.1 Grundlagen des Fräsens

Fräsen zählt nach DIN 8580 zu der Hauptgruppe der trennenden Fertigungsverfahren und zur Untergruppe Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide [DIN03a]. Es handelt sich dabei um Spanen mit kreisförmiger Schnittbewegung mit senkrecht bzw. schräg zur Drehachse des Werkzeuges verlaufender Vorschubbewegung zur Erzeugung beliebiger Werkstückoberflächen [DIN03b]. Die Verfahrensarten können abhängig von der erzeugten Oberfläche, der Werkzeugform und der Kinematik in Planfräsen, Rundfräsen, Wälzfräsen, Formfräsen und Profilfräsen unterteilt werden [DIN03b]. Im Folgenden wird auf das zur Herstellung für Strukturbauteile überwiegend verwendete Planfräsen eingegangen.

#### 2.1.1 Kinematik

Das Planfräsen kann in Abhängigkeit der Vorschubrichtung zur erzeugten Oberfläche wie folgt unterteilt werden [DIN03b]:

Beim Stirnfräsen steht die Drehachse des Werkzeugs senkrecht zur erzeugten Fläche, sodass die Bearbeitung des Werkstücks mit den an der Stirnseite des Fräswerkzeugs liegenden Nebenschneiden erfolgt. Dabei ist die Eingriffsgröße  $a_e$  (radiale Zustellung) wesentlich größer als die Schnitttiefe  $a_p$  (axiale Zustellung) [Kloc18]. Üblicherweise werden hierbei hartmetallbestückte Messerköpfe, deren Schneiden meist aus austauschbaren Wendeschneidplatten bestehen, eingesetzt [Diet20].

Beim Umfangsfräsen liegt die Drehachse parallel zur erzeugten Fläche, sodass die Werkstückform mit den am Umfang befindlichen Hauptschneiden bearbeitet wird. Beim Umfangsfräsen ist die Schnitttiefe  $a_p$  (axiale Zustellung) wesentlich größer als die Eingriffsgröße  $a_e$  (radiale Zustellung).

Das Umfangs-Stirnfräsen, zu denen das Nuten- bzw. Taschenfräsen zählt, stellt die Kombination aus beiden Verfahren dar. Dabei werden üblicherweise Schafffräser eingesetzt. Eine besondere Form des Nutenfräsens ist das Nuten-Schritfräsen. Hierbei wird die Tiefe der Nut durch schichtweises Abtragen des Materials durchgeführt, wodurch im Vergleich zum Nuten-Tauchfräsen höhere Vorschübe realisiert werden können [Diet20].

Abhängig von der Kombination aus Werkzeugdreh- und Vorschubrichtung unterscheidet man zudem zwischen Gleich- und Gegenlaufräsen [DIN03b]. Sind im Eingriffsbereich die Drehrichtung des Werkzeugs und die Werkstückbewegung gleichgerichtet, spricht man von Gleichlauf. Dabei tritt die Schneide am dicken Ende des kommaförmigen Spans ein und mit der Spanungsdicke  $h = 0$  mm aus dem Werkstück aus, sodass die Mindestspanungsdicke ab einem bestimmten Eingriffswinkel unterschritten wird (siehe Abbildung 2-1) [Kloc18]. Dadurch wird die Zerspankraft stoßartig aufgebaut, was eine ausreichend dynamische Steifigkeit der Werkzeugmaschine erfordert [Denk11]. Beim Gegenlaufräsen sind im Eingriffsbereich die Drehrichtung des Werkzeugs und die Werkstückbewegung entgegengesetzt. Somit tritt die Schneide zu Beginn mit der Spanungsdicke  $h = 0$  mm in das Werkstück ein (siehe Abbildung 2-1) [Kloc18]. Sobald die Mindestspanungsdicke unterschritten ist, kommt es zu Quetsch- und Reibvorgängen. Da dies beim Gegenlaufräsen beim Schneideneintritt der Fall ist, tritt aufgrund der hohen Normal- und Reibkräfte ein stärkerer Werkzeugverschleiß auf [Denk11]. Außerdem

können durch Zurückfedern beim Werkzeugaustritt mit endlicher Spannungsdicke im lastfreien Zustand Zugspannungen im Schneidkeil auftreten, die zu Schneidenausbrüchen führen [Kloc18]. Somit ist in der Regel Gleichlaufräsen zu bevorzugen, sollte es die Maschine und das Werkzeug zulassen [Denk11]. Beim Vollnutfräsen (bzw. bei  $a_e > D/2$ ) kommen beide Verfahrensorten im Umfangs-Stirnfräsen gleichzeitig vor (siehe Abbildung 2-1). Die beim Planfräsen wichtigsten geometrischen Parameter werden im Folgenden aufgeführt und in Abbildung 2-1 veranschaulicht [Denk11, Groo10]:

$$\text{Schnittgeschwindigkeit } v_c = D \cdot \pi \cdot n \quad (\text{Gl. 2-1})$$

$$\text{Vorschubgeschwindigkeit: } v_f = f_z \cdot n \cdot z_n \quad (\text{Gl. 2-2})$$

$$\text{Spannungsdicke } h(\varphi) = f_z \cdot \sin(\varphi) \cdot \sin(\kappa_r) \quad (\text{Gl. 2-3})$$

$$\text{Mittenspanndicke } h_m = \frac{1}{\varphi_c} \cdot \int_{\varphi_E}^{\varphi_A} h(\varphi) d\varphi = \frac{1}{\varphi_c} \cdot f_z \cdot \sin(\kappa_r) \cdot (\cos(\varphi_E) - \cos(\varphi_A)) \quad (\text{Gl. 2-4})$$

$$\text{Spannungsbreite } b = \frac{a_p}{\sin(\kappa_r)} \quad (\text{Gl. 2-5})$$

$$\text{Zeitspanvolumen } Q_w = a_p \cdot a_e \cdot v_f \quad (\text{Gl. 2-6})$$

$$\text{Spandickenverhältnis } r = \frac{h}{h'} \quad (\text{Gl. 2-7})$$

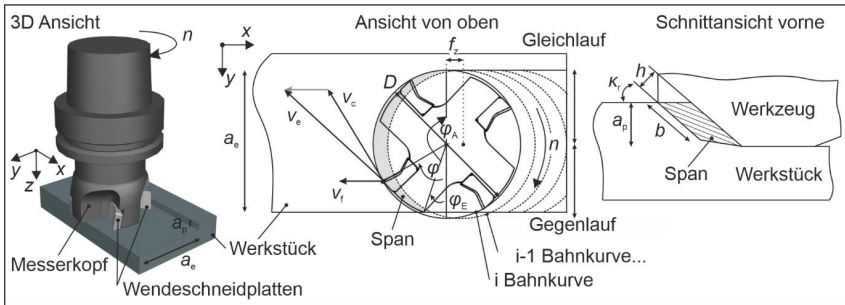


Abbildung 2-1: Kinematik beim Planfräsen nach [DIN82, Denk11]

Die Schnittparameter beeinflussen neben dem Werkzeug und dem zu zerspanenden Werkstoff die Spanbildung entscheidend.

### 2.1.2 Spanbildung

Es ist zuerst erforderlich die Grundlagen der Spanbildung zu verstehen, um Randzoneneigenschaften wie z. B. die durch das Zerspanen induzierten ES (siehe Kapitel 2.3) analysieren zu können. Beim Spanen mit geometrisch bestimmter Schneide dringt der Schneidkeil in das Werkstück ein und verformt es dabei elastisch und plastisch [Kloc18]. Bei der kontinuierlichen Spanbildung (Fließspanbildung), lässt sich der Prozess nach WARNECKE [Warn74] durch fünf Verformungszonen (siehe Abbildung 2-2) beschreiben. Der Hauptteil der plastischen Verformung findet in der primären Scherzone (1) durch Schubverformung, auch Scherung genannt, statt. Dabei führt diese zur Spanstauchung und somit zu unterschiedlichen Dicken von Spannungsdicke  $h$  und Spandicke  $h'$  [Leop00]. In den sekundären Scherzonen vor der Span- (2) und Freifläche (4) kommt es aufgrund der hohen Reibung zu erhöhten Temperaturen und weiteren Verformungen [Denk11]. Vor der Schneidkante bildet sich eine Stau- und Trennzona (3),

in der der Werkstoff getrennt wird und zudem ein hoher Druck herrscht. Die Verformungsvorlaufzone (5) umschließt die Zonen 1, 3, 4 und definiert gleichzeitig bis zu welcher Tiefe die Randzonenbeeinflussung des Werkstücks durch plastische Verformung vorliegt [Denk11].

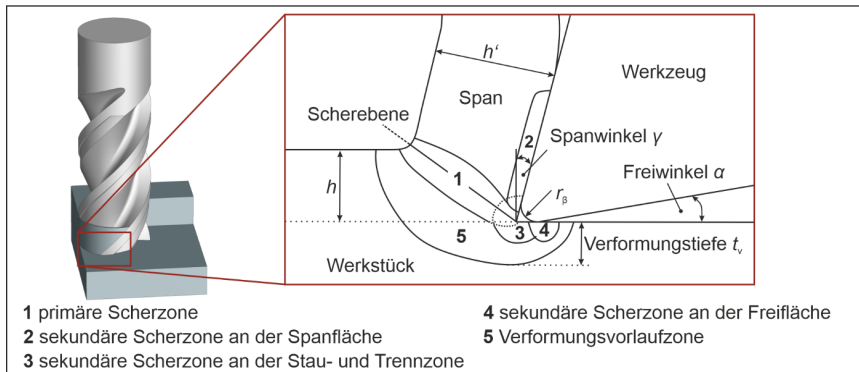


Abbildung 2-2: Zonen der Spanantstehung nach [Warn74, Denk11]

### 2.1.3 Mechanische und thermische Belastung

#### Mechanische Belastung

Die mechanische Belastung wirkt in Form von Kräften auf das Werkzeug bzw. die Werkzeugschneide, da diese den Widerstand des Werkstoffs durch die beschriebenen elastischen und plastischen Verformungen überwinden muss [Denk11]. Charakteristisch für das Fräsen sind die sich im Gegensatz zum Drehen stetig verändernden Eingriffsverhältnisse [Kien66]. So sind z. B. die Schneiden nicht ständig im Eingriff und die Spanungsdicke zeitlich veränderlich, was zu zeitlich veränderten thermischen und mechanischen Belastungen des Werkzeugs führt [Denk11]. Die beim Fräsen auftretenden Zerspankräfte an der Schneide werden neben dem Scherwiderstand des Werkstückwerkstoffs, der zur Zerspannung überwunden werden muss, durch die Reibung zwischen dem Werkstück und dem Werkzeug an der Span- und Freifläche hervorgerufen [Diet20]. Als Zerspankraft  $F$  wird die von einer Schneide auf das Werkstück wirkende Gesamtkraft bezeichnet [DIN82]. Sie wird hauptsächlich durch die Wahl des Schneid- und Werkstoffs, die gewählte Bearbeitungsstrategie sowie die Schnittparameter und den Werkzeugverschleiß beeinflusst [Pauc08]. Die Zerspankraft  $F$  wird nach DIN 6584 in die Aktivkraft  $F_a$ , die Komponente der Zerspankraft in der Arbeitsebene, und die Passivkraft  $F_p$ , die Komponente der Zerspankraft senkrecht zur Arbeitsebene, zerlegt (siehe Gl. 2-8 und Abbildung 2-3) [DIN82].

$$F = \sqrt{F_a^2 + F_p^2} \quad (\text{Gl. 2-8})$$

Dabei ist die Schnittkraft  $F_c$  die Komponente der Aktivkraft  $F_a$  in Schnittrichtung und  $F_{cN}$  die Schnitt-Normalkraft und somit die Komponente der Aktivkraft  $F_a$  senkrecht zur Schnittrichtung (siehe Abbildung 2-3) [DIN82]. Analog ist die Vorschubkraft  $F_f$  die Komponente der Aktivkraft  $F_a$  in Vorschubrichtung und  $F_{fN}$  die Komponente der Aktivkraft  $F_a$  senkrecht zur Vorschubrichtung (siehe Abbildung 2-3) [DIN82].

$$F_a = \sqrt{F_c^2 + F_{cN}^2} = \sqrt{F_f^2 + F_{fN}^2} \tag{Gl. 2-9}$$

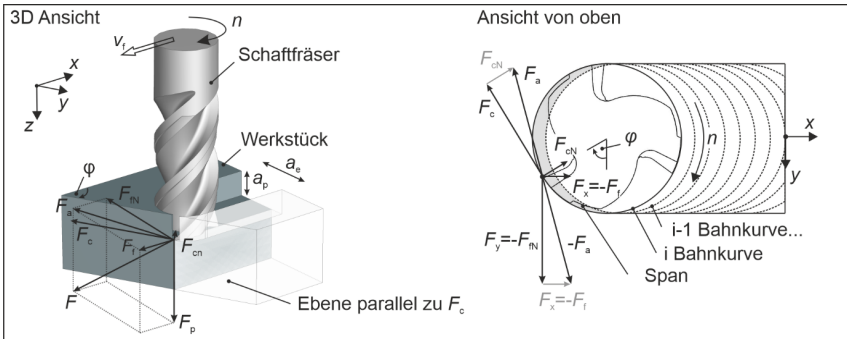


Abbildung 2-3: Zerspankräfte nach [DIN82, Denk11]

Heutzutage werden die Zerspankraftkomponenten mittels Dynamometer, welche auf dem piezoelektrischen Effekt beruhen, ermittelt [Denk11]. Es werden piezoelektrische Materialien, wie bestimmte Kristalle, z. B. Quarz (SiO<sub>2</sub>) oder Keramiken eingesetzt, die bei mechanischer Belastung als Folge der elastischen Verformung Ladungen erzeugen [Denk11]. Mithilfe von Ladungsverstärkern können diese in Spannungssignale konvertiert werden. Durch Kombination und Verspannung dünner Quarzkristallscheiben mit unterschiedlichen kristallographischen Orientierungen (schub- oder drucksensitiv) zu Paketen, können Kraftkomponenten in drei Raumrichtungen aufgenommen werden. Dabei weisen diese kompakten Pakete eine hohe Steifigkeit mit hohen Eigenfrequenzen auf [Denk11]. Man unterscheidet zwischen Dreikomponenten-Messplattformen, welche die ortsfesten Zerspankraftkomponenten  $F_x, F_y, F_z$  bzw.  $F_t, F_{tN}, F_p$  messen und mitdrehenden Dynamometern, welche die umlaufenden Zerspankraftkomponenten  $F_c$  und  $F_{cN}$  messen. Die Umrechnung der Zerspankraftkomponenten von ortsfesten Koordinaten in umlaufende Koordinaten erfolgt mittels der Transformationsmatrix  $A_F$  (siehe Gl. 2-10) [Denk11]:

$$\begin{bmatrix} F_c \\ F_{cN} \\ F_p \end{bmatrix} = A_F \cdot \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad \text{mit} \quad A_F = \begin{bmatrix} \sin(\varphi) & -\cos(\varphi) & 0 \\ \cos(\varphi) & \sin(\varphi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{Gl. 2-10}$$

Die Zerspankräfte lassen sich mittels verschiedener Modelle (empirisch, analytisch, numerisch) vorhersagen. Das bekannteste empirische Modell ist das nach KIENZLE [Kien52] und liefert die KIENZLE-Gleichung zur Bestimmung der Schnittkraft (siehe Gl. 2-11).

$$F_c = b \cdot k_{c1.1} \cdot h^{(1-m_c)} \tag{Gl. 2-11}$$

Neben der Kenntnis der Kräfte, ist die Leistung bzw. Arbeit in der Zerspannung von entscheidender Bedeutung. So setzt sich die Gesamtzerspanarbeit, auch Wirkarbeit genannt, aus der von der Spanungsdicke abhängigen Verformungsarbeit (Scherung, Trennung) und der von der Spanungsdicke unabhängigen Reibungsarbeit (Freiflächenreibung, Spanflächenreibung) zusammen [Vier53, Vier70]. Dabei wird die Gesamtzerspanarbeit zu 90 % in Wärmeenergie umgewandelt [Tay134]. Der restliche Anteil wird in latenter bzw. elastischer Energie in der Werkstückrandzone und im Span infolge von z. B. Eigenspannungen (siehe Kapitel 2.3) gespeichert [Denk11].

## Thermische Belastung

Da die Wärmeentwicklung aus der Verformungsarbeit resultiert, können die Wärmequellen entsprechend den Positionen der fünf Verformungszonen (siehe Abbildung 2-2) lokalisiert werden [Kloc18]. Die höchsten Temperaturen entstehen dabei zwischen Span und Werkzeug in der sekundären Scherzone, da zusätzlich zur hohen Reibung der Verformungsgrad in der Fließzone an der Spanrückseite wesentlich höher als in der primären Scherzone ist [Kloc18]. Die entstehende Wärme wird durch Wärmeleitung, Strahlung und Konvektion abgegeben [Kloc18]. Der größte Teil der Wärme wird vom Span abgeführt (siehe Abbildung 2-4) [Kron54]. Die restliche Wärme wird an das Werkzeug, das Werkstück und die Umgebung bzw. den Kühlschmierstoff abgegeben. Der Betrag der Wärmeströme hängt von der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs und den Schnittparametern ab. Die durch Konvektion an die Umgebung abgeführte Wärme kann bei der Trockenzerspannung vernachlässigt werden [Denk11].

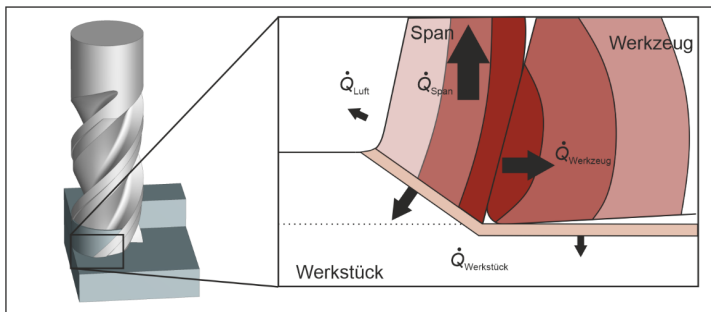


Abbildung 2-4: Wärmeströme nach [Kron54]

Die beim Spanen verwendeten Temperaturmessverfahren lassen sich in zwei Gruppen abhängig von der Art der Wärmeübertragung unterteilen: Temperaturmessung basierend auf Wärmeleitung, z. B. Messung mittels Thermoelemente, und Wärmestrahlung, z. B. Messung mittels Thermographie [Denk11]. Thermoelemente können in das Werkzeug oder Werkstück durch (Erodier-) Bohrungen eingebracht werden und nutzen den Seebeck-Effekt zur Messung der vorherrschenden Temperatur [Seeb25]. Das Prinzip basiert auf der Thermoelektrizität. Frei bewegliche Elektronen können die Oberfläche eines Metalls verlassen, sobald ihre kinetische Energie mindestens gleich der materialabhängigen Austritts- oder Ablösearbeit entspricht [Denk11]. Bei der Berührung zweier Metalloberflächen treten einige Elektronen von einem Metall mit niedriger Austrittsarbeit in das andere über, sodass eine temperaturabhängige Berührungsspannung entsteht. Ein Thermoelement enthält neben der Messstelle eine weitere Berührungsstelle. Weisen beide Stellen unterschiedliche Temperaturen auf, so fließt als Folge der Thermospannung ein Thermoström [Denk11].

## 2.2 Aluminium-Strukturbauteile in der Luftfahrttechnik

Aluminium ist das am häufigsten vorkommende Metall und dritthäufigstes Element der Erde [Card08]. Aluminiumlegierungen finden als Konstruktionswerkstoffe in zahlreichen Gebieten wie z. B. in der Fahrzeugtechnik, der Luft- und Raumfahrttechnik, der Anlagen- und Apparatechnik, der Elektrotechnik, der Lebensmitteltechnik, der chemischen Industrie und der optischen Industrie Anwendung [Kloc18]. Besonders in der Luftfahrttechnik wird ein hoher Anteil

an Aluminium, vor allem in Form von dünnwandigen monolithischen Strukturbauteilen, benötigt. So werden diese Bauteile in Flugzeugen als innere Rumpfstrukturen, Tragflächenrippen und -holme, sowie Fenster- und Kronenrahmen, und als weitere Flügel- bzw. Rumpfbefestigungen verwendet (siehe Abbildung 2-5) [Wanh14]. Diese Integralbauteile, die aus gewalzten Blechen, Strangpressprofilen oder Schmiedeteilen hergestellt werden, können bis zu 14 m lang sein [Denk14]. Speziell die Aluminiumlegierung 7050-T7451 findet in Tragflächenstrukturen häufig Anwendung [Wanh14].

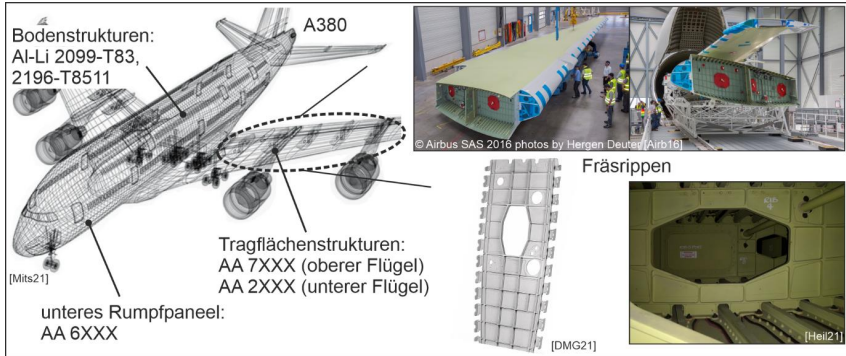


Abbildung 2-5: Dünnwandige Aluminium-Strukturbauteile im Flugzeug nach [Airb16, DMG21, Mits21, Heil21, Wanh14]

Dünnwandige Aluminium-Strukturbauteile werden häufig eingesetzt, da sie hervorragende Materialeigenschaften für Leichtbauanwendungen aufweisen, wie z. B. ein hohes Verhältnis von Festigkeit zu Gewicht und eine gute Korrosionsbeständigkeit [Durs14]. So beträgt bspw. der Massenanteil an Aluminiumlegierungen der Flugzeugmodelle B747, B757, B767, B777, A300, A380, A340 und A320 zwischen 60 und 80 % des Gesamtgewichts [Warr04, Zhou21]. Wohingegen in komplett neu entwickelten größeren Langstreckenflugzeugen der Anteil an Aluminium durch den Einsatz von Verbundwerkstoffen reduziert wurde. So weist der A350XWB einen Massenanteil von 19 % Aluminium im Vergleich zu 53 % Verbundwerkstoffen auf [Caul15]. Ähnliches gilt für den B787 mit 20 % Aluminiumanteil und 50 % Massenanteil an Verbundwerkstoffen [Wanh17]. Allerdings spiegelt sich diese Reduktion von Aluminium nicht für neue Generationen bzw. Neuaufgaben von Schmalrumpfflugzeugen mit nur einem Kabinengang, sogenannte „Single-Aisle“-Flugzeugen, wider. So wurde bspw. bei der A320 Baureihe, mit der neueren Generation A320neo, weiterhin ein Großteil (72 %) aus Aluminium gefertigt [Caul15], da hier der Kostenfaktor in Form von niedrigeren Herstellungs- und Wartungskosten eine entscheidende Rolle spielt [Sand23]. Obwohl die COVID-19-Pandemie kurzfristig zu einem Rückgang des weltweiten Fluggastaufkommens geführt hat, erwartet die Luftfahrtindustrie laut dem jüngsten von Boeing veröffentlichten Bericht über die Aussichten des kommerziellen Marktes bis zum Jahr 2042 ein durchschnittliches jährliches Wachstum von 6,1 % [Boei23]. In diesem Zeitraum werden 42.595 neue Flugzeugauslieferungen erwartet, von denen 76 % Schmalrumpf-Flugzeuge darstellen [Boei23]. Daraus lässt sich ableiten, dass dünnwandige Aluminium-Strukturbauteile auch in Zukunft im Flugzeugbau eine große Bedeutung einnehmen werden. Weitere Vorteile dieser Bauteile sind eine bekannte Leistungsfähigkeit, etablierte Konstruktionsmethoden, zuverlässige Inspektionstechniken und eine gute Zerspanbarkeit [Durs14].

### 2.2.1 Fräsen von Aluminium-Strukturbauteilen

Ein typisches Fertigungsverfahren für die Herstellung von dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen ist das Fräsen. Bei diesen gewichtsoptimierten, monolithischen Bauteilen wird der größte Anteil des Materials durch die Zerspanung abgetragen [Li16]. Dabei variieren die Angaben in der Literatur bezüglich des maximalen Zerspannvolumens von 80 % [Sant16] über 90 % [Li16] bis hin zu 95 % [Grop06] des Gesamtvolumens der Halbzeuge. Aluminiumknetlegierungen zählen im Gegensatz zu Aluminiumgusslegierungen zu den langspanenden Werkstoffen [Denk11]. Große Kontaktflächen zwischen Span und Werkzeug sowie ein hohes Spandickenverhältnis sind typische Charakteristika bei der Zerspanung von duktilen Werkstoffen wie Aluminiumlegierungen [Sant16]. Die damit einhergehende Erhöhung der Schnittkräfte, der Zerspanungsleistung und der Wärmeentwicklung steht die Reduktion der Schnittkräfte durch die geringe Scherfestigkeit des Aluminiums gegenüber [Sant16]. Die Schnittkräfte bei der Zerspanung von Aluminiumlegierungen sind im Vergleich zur Bearbeitung von Stählen aufgrund der geringeren mechanischen Festigkeit bis zu 70 % geringer [Sant16]. Bzgl. der Schnittparameter gilt, dass eine erhöhte Schnittgeschwindigkeit zu einer Verringerung der Kräfte führt, da die Scherspannung in der primären Scherzone und in der Fließzone im sekundären Scherbereich mit zunehmender Schnittgeschwindigkeit aufgrund des damit verbundenen Anstiegs der Schnitttemperatur abnimmt (erhöhte Scherflächenverformungsrate) [Sant16]. Allerdings kann z. B. beim Hochgeschwindigkeitsfräsen ein übermäßiger Anstieg der Verformungsrate sowie ein übermäßiger Freiflächenverschleiß aufgrund des Vorhandenseins von harten Partikeln in der Aluminiumlegierung die Schnittkräfte erhöhen [Sant16]. Eine Erhöhung des Vorschubs und/oder der Schnitttiefe vergrößert die unverformte Spandicke bzw. die Flächen der primären und sekundären Scherebenen, was die Scherung des Materials behindert und zu einem höheren Energiebedarf für die plastische Verformung des Werkstoffs und die Überwindung der höheren Reibung führt [Sant16, Kloc18]. Ansteigende Schnittkräfte sind die Folge. Im Vergleich zur Bearbeitung von anderen metallischen Werkstoffen ist jedoch die spezifische Zerspanungsenergie bei der Zerspanung von Aluminiumlegierungen aufgrund der hohen Vorschübe und Schnittgeschwindigkeiten, die zur Erzielung einer höheren Produktivität eingesetzt werden, sehr gering [Sant16]. Grundsätzlich stellt die Schnitttemperatur bei der Bearbeitung von Aluminiumlegierungen kein großes Problem in Form von hohem Werkzeugverschleiß dar, da ihr niedriger Schmelzpunkt die mechanischen Eigenschaften von Werkzeugen nicht verändert [Sant16]. Jedoch kann eine Erhöhung der Schnitttemperatur zu Gefügeveränderungen, Eigenspannungen in der Werkstückrandschicht, Toleranzfehlern und Verformungen führen und das Anhaften des Werkstoffs an den Werkzeugschneiden beschleunigen [Kell02]. Außerdem muss bei der Bearbeitung von Aluminium-Strukturbauteilen, insbesondere in Bereichen freistehender Stege, auf eine Reduzierung der Schnittkräfte und des Wärmeeintrags in das Bauteil geachtet werden. Hohe Schnittkräfte beeinflussen z. B. die Qualität des Bauteiles in Form von Abdrängungen der Stege. Zudem muss der Einzug des Werkzeugs bei tiefen Taschen auch bei großen Umschlingungen verhindert werden [Zers23]. Üblicherweise werden aufgrund des Hinterschnitts beim Taschenfräsen und der geringen Eckenradien Fräser mit hohen Steifigkeiten eingesetzt, mit Durchmessern von 16 mm beim Schruppen bzw. 12 mm beim Schlichten [Mav23]. Am häufigsten werden Hartmetallfräser mit scharfen Schneiden aufgrund ihrer Verschleißbeständigkeit und Härte zur Bearbeitung der Aluminiumlegierungen (v.a. von Knet- und untereutektischen Gusslegierungen) verwendet [Kloc18]. Allgemein gilt, dass sich Unterschiede zwischen

den Aluminiumlegierungen bzgl. ihrer chemischen Zusammensetzung und physikalischen Eigenschaften minimal auf die Schnittkräfte auswirken – insbesondere jede thermische oder mechanische Behandlung, welche die Härte und mechanische Festigkeit beeinflussen [Sant16].

### 2.2.2 Wärmebehandlung von Aluminiumlegierungen

Mechanische Eigenschaften metallischer Werkstoffe können gezielt durch Wärmebehandlungen durch die Veränderung des Gefüges hinsichtlich der Menge, Form und Anordnung seiner Bestandteile beeinflusst werden [Kloc18]. Die Wärmebehandlung von ausscheidungshärtbaren Aluminiumknet- und Gusslegierungen beschränkt sich jedoch häufig auf die spezifischen Verfahren zur Erhöhung der Festigkeit und Härte [ASM91]. Dieses zeichnet sich durch einen dreistufigen Prozess aus [ASM91, GDA07]:

- Lösungsglühen: Auflösen der löslichen Phasen
- Abschrecken: Entwicklung einer Übersättigung durch schnelles Abkühlen
- Auslagern: Ausscheidung von gelösten Atomen entweder bei Raumtemperatur (Kaltauslagerung) oder bei erhöhter Temperatur (Warmauslagerung)

Ein Eigenspannungsabbau durch kontrolliertes Recken oder Stauchen ist meist aufgrund der hohen ES (siehe Kapitel 2.3) in Folge hoher Temperaturgradienten notwendig und findet nach der Lösungsbehandlung und vor der Ausscheidungswärmebehandlung statt, um eine bestimmte Menge an bleibender Verfestigung zu erreichen [GDA07, ASM91]. Folgende Schritte werden am Beispiel der in dieser Arbeit untersuchten Aluminiumlegierung 7050-T74 bzw. T7451 vorgenommen: Das gewalzte 7050 Blech wird zuerst auf 475 °C erhitzt, auf Raumtemperatur abgeschreckt und dann in zwei Stufen bei 107 °C für 6 bis 8 Stunden und bei 163 °C für 24 bis 30 Stunden warmausgelagert (T74). Bei der T7451 Bezeichnung wird das abgeschreckte Material vor der Warmauslagerung zum Abbau der ES kontrolliert gereckt [GDA07, ASM91].

## 2.3 Eigenspannungen in der Zerspantechnologie

Die Spannung  $\sigma$  ist die Kraft pro Fläche und beschreibt die Beanspruchung eines Körpers [Gros21]. Sie ist eine vektorielle Größe (durch fettgedrucktes Format gekennzeichnet), die in der physikalischen Einheit Pascal (1 Pa = 1 N/m<sup>2</sup> bzw. 1 MPa = 1 N/mm<sup>2</sup>) angegeben wird [Gros21]. Dabei wird der dreiachsige (räumliche) Spannungszustand in einem Punkt eines Körpers durch drei senkrecht zueinanderstehende Spannungsvektoren eindeutig mit dem Spannungstensor festgelegt (siehe Abbildung 2-6a):

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (\text{Gl. 2-12})$$

Die Komponenten senkrecht zur Schnittebene werden als Normalspannungen  $\sigma$  und die Tangentialkomponenten als Schubspannungen  $\tau$  bezeichnet. Positive Normalspannungen sind Zugspannungen – negative Druckspannungen. Aus dem Momentengleichgewicht geht hervor, dass die Schubspannungen in zwei senkrecht aufeinander stehenden Schnitten gleich sind [Gros21]:

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix} \quad (\text{Gl. 2-13})$$

Ein Körper verformt sich bei vorliegender Spannung mit einer werkstoffabhängigen Verformung. Diese wird durch die dimensionslose kinematische Größe  $\epsilon$  – die Dehnung (Längenänderung/ Gesamtlänge) – beschrieben [Gros21]. Hierbei wird zwischen elastischer und plastischer Dehnung unterschieden. Solange ein Körper nach einer Belastung wieder seinen Ausgangszustand annimmt, liegt elastische Dehnung vor. Bei einer plastischen Dehnung hingegen sind die inneren Belastungen größer als die Proportionalitätsgrenze, sodass der Körper nach der Belastung dauerhaft verformt bleibt. Der Zusammenhang von Spannung und Dehnung wird als Stoffgesetz bezeichnet, das in Experimenten (z. B. Zugversuch) ermittelt und im sogenannten Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt wird [Gros21]. Im Bereich der elastischen Verformung gilt ein linearer Zusammenhang (Hooksches Gesetz):

$$\sigma = E \epsilon \tag{Gl. 2-14}$$

Neben dem räumlichen Spannungszustand ist der zweiachsige ebene Spannungszustand von großer Bedeutung. Dieser wird unter anderem bei Flächentragwerken angenommen, deren Dicke im Vergleich zu den Seitenlängen gering ist und somit eine Belastung hauptsächlich in ihrer Ebene stattfindet (siehe Abbildung 2-6b) [Gros21]. Aufgrund der Vernachlässigung der Kräfte in z-Richtung entfallen die entsprechenden Spannungskomponenten. Außerdem wird aufgrund der geringen Dicke des Flächentragwerks angenommen, dass die übrigen Spannungen über die Dicke konstant sind:

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix} \tag{Gl. 2-15}$$

Spannungen senkrecht zu einem beliebigen Schnitt können mittels der Koordinatentransformation bestimmt werden. So ergeben sich die Spannungskomponenten bspw. bei einer Drehung des ursprünglichen Koordinatensystems  $x, y$  um den Winkel  $\alpha$  (siehe Abbildung 2-6c) durch die Transformationsgleichungen (resultierend aus Kräfte- und Momentengleichgewicht) [Gros21]:

$$\sigma_{\xi\xi} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) + \frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \cos(2\alpha) + \tau_{xy} \sin(2\alpha) \tag{Gl. 2-16}$$

$$\sigma_{\eta\eta} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) - \frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \cos(2\alpha) - \tau_{xy} \sin(2\alpha) \tag{Gl. 2-17}$$

$$\tau_{\xi\eta} = -\frac{1}{2}(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) \sin(2\alpha) + \tau_{xy} \cos(2\alpha) \tag{Gl. 2-18}$$

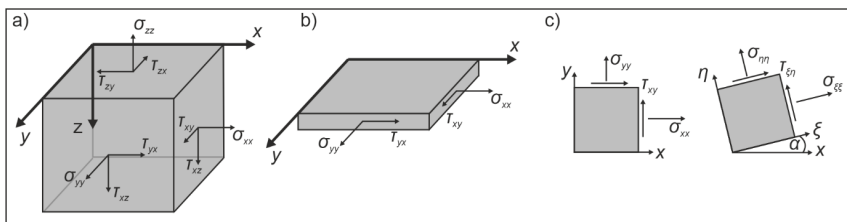


Abbildung 2-6: Spannungstensor (a), ebener Spannungszustand (b) und Koordinatentransformation (c) nach [Gros21]

In den Hauptrichtungen ( $\alpha^*$  und  $\alpha^* + 90^\circ$ , siehe (Gl. 2-19)) nehmen die Normalspannungen ihre Extremwerte an. Sie werden als Hauptspannungen  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$  bezeichnet (siehe Gl. 2-20), wobei meist  $\sigma_1 > \sigma_2$  gilt. Die Schubspannungen verschwinden in diesen Richtungen [Gros21]. In der

um  $45^\circ$  zu den Hauptrichtungen gedrehten Richtungen befinden sich die maximalen Schubspannungen, die sog. Hauptschubspannungen  $\tau_{\max}$  (siehe Gl. 2-21).

$$\tan(2\alpha^*) = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}} \quad (\text{Gl. 2-19})$$

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2}(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (\text{Gl. 2-20})$$

$$\tau_{\max} = \pm \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2) \quad (\text{Gl. 2-21})$$

Neben den beschriebenen Lastspannungen, die aufgrund von äußeren Kräften auftreten, gibt es zusätzlich Eigenspannungen (ES). ES sind definiert als die in einem Werkstück herrschenden mechanischen Spannungen, die sich im Kräfte- und Momentengleichgewicht befinden [Wolf73]. Zudem treten keine thermischen Gradienten auf [Mach73]. Eigenspannungen in Strukturbauteilen werden üblicherweise im zweiachsigen ebenen Spannungszustand betrachtet (siehe Gl. 2-15), da wie oben erwähnt bei diesen Bauteilen die Materialdicke im Vergleich zur -länge und -breite deutlich geringer ist [Drei18].

### 2.3.1 Eigenspannungsarten und ihre Entstehung

Eigenspannungen werden nach MACHERAUCH et al. in drei Arten unterteilt [Mach73]:

- Eigenspannungen I. Art  $\sigma_I$  sind über größere Werkstoffbereiche, d.h. über mehrere Körner hinweg, nahezu homogen. Die mit diesen ES verbundenen inneren Kräfte und Momente sind bezüglich jeder Schnittfläche bzw. Achse durch den ganzen Körper im Gleichgewicht.
- Eigenspannungen II. Art  $\sigma_{II}$  sind über kleine Werkstoffbereiche, d.h. über ein Korn bzw. einzelne Kornbereiche hinweg, nahezu homogen. Die damit verbundenen inneren Kräfte und Momente sind über hinreichend viele Körner im Gleichgewicht. Sie sind Schwankungen der mittleren Korn-ES um die ES I. Art.
- Eigenspannungen III. Art  $\sigma_{III}$  sind über kleinste Werkstoffbereiche im Sinne von mehreren Atomabständen inhomogen. Sie resultieren aus Gitterbaufehlern wie z. B. Versetzungen oder Fehlstellen innerhalb eines einzelnen Kornes [Brei11]. Die damit verbundenen inneren Kräfte und Momente sind in Teilen eines Kornes im Gleichgewicht. Sie sind Abweichungen der ES I. und II. Art.

In technischen Werkstoffen liegt immer eine Überlagerung aller drei ES-Arten vor [Wolf73]. Makroskopische Maßänderungen, worunter der Bauteilverzug fällt, treten immer bei Eingriffen in das Gleichgewicht von Körpern auf, in denen ES I. Art vorliegen [Wolf73].

Fast alle Fertigungsverfahren, wie Schmieden, Umformen, Tiefziehen, Fräsen, Bohren, Drehen, Schleifen, Schweißen, Strahlen, und Wärmebehandlungen erzeugen ES im Werkstück [Scha13b]. ES werden durch die gesamte Prozesskette beeinflusst, und können die funktionalen Verhaltensweisen beeinträchtigen [Brin82]. So können ES je nach Art, Lokalisierung und späterem Einsatzbereich des Bauteils vorteilhaft oder nachteilig sein [Brin82]. Druck-ES in der Randzone verbessern z. B. das Ermüdungsverhalten. Im Gegensatz dazu sind Zug-ES unerwünscht, da diese die Initiierung von Rissen in der Werkstückrandzone sowie Spannungs-

risskorrosion begünstigen [Scha13b]. Ursächlich für die Entstehung von ES sind die Mechanismen ungleichmäßige plastische Verformung, Oberflächenmodifikation und Änderungen der Werkstoffphase respektive der Dichte [Scha13b]. Diese rufen sogenannte Deformationsinkompatibilitäten hervor [Hirs03]. Im produktionstechnischen Kontext werden ES aufgrund ihres Ursprungs in die zwei Typen unterteilt: initiale und prozessinduzierte ES [Li16].

### Initiale Eigenspannungen

Initiale Eigenspannungen (I-ES) (engl. „initial“ oder „bulk residual stresses“), früher auch als Quellspannungen bezeichnet [Töns66], entstehen im Rohteil durch vorgelagerte Prozessschritte wie Umformprozesse oder Wärmebehandlungen (insb. Härten) [Li16]. Sie resultieren in der Regel aus komplexen Prozesskombinationen, die thermische und mechanische Phänomene sowie dadurch verursachte metallurgische Veränderungen beinhalten [Chan13]. Die I-ES treten im gesamten Werkstück auf [Li16]. Durch das Fräsen wird das Gleichgewicht der I-ES im Inneren des Werkstücks gestört und durch die Wiederherstellung dessen kommt es zum Verzug [Scha13b]. Die I-ES folgen gewöhnlich prozessspezifischen symmetrischen Formprofilen (siehe Abbildung 2-7). Diese Profile stehen in direktem Zusammenhang mit dem Fertigungsverfahren und der Werkstückgeometrie [Sim11].

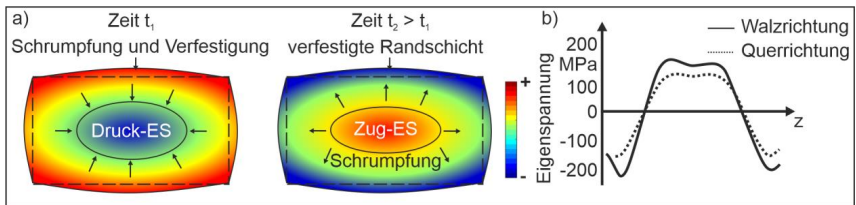


Abbildung 2-7: Entstehung I-ES durch Abschrecken (a) nach [Li16] und ES-Profil eines gewalzten und abgeschrecktem Aluminiumbauteils 7050-T74 (b) nach [Prim02]

Besonders bei hohen thermischen Gradienten in Kombination mit einer erhöhten Werkstofffestigkeit treten deutliche Änderungen des ES-Zustands auf [Yang13, Nava12]. Dies trifft besonders auf Fertigungsverfahren mit thermischer und mechanischer Hauptwirkung zu. So weisen z. B. ES-Profile für ein ausscheidungsgehärtetes, gewaltes Aluminiumblech eine "M"-Form auf mit Druck-ES im Rand und Zug-ES im Körperinneren (siehe Abbildung 2-7b) [Prim02]: Die beim Abschrecken entstehenden Temperaturdifferenzen in den Rand- und Kernbereichen haben unterschiedliche, jedoch gegenseitig behindernde Wärmedehnungen zur Folge [Wolf73]. So kühlen die äußeren Bereiche schneller ab und es setzen Schrumpfung und Verfestigung ein [Li16]. Dies führt zu Druckspannungen im Kern und Zugspannungen im Rand. Nach einer gewissen Zeit beginnen die inneren Bereiche abzukühlen und zu schrumpfen. Der Schrumpfungsprozess wird jedoch durch die äußere verfestigte Schicht behindert. Eine Spannungsumkehr tritt ein, sodass nach vollständigem Temperatúrausgleich Druck-ES im Rand und Zug-ES im Kern verbleiben [Wolf73]. Je größer die Abkühlungsgeschwindigkeit und damit die thermischen Gradienten sind, desto höhere I-ES sind vorzufinden [Nava12]. Dabei können die im Körper verbliebenen I-ES die Streckgrenze des Werkstoffs nicht übersteigen [Li16]. So weisen Werkstücke der Aluminiumlegierung 7050-T74 z. B. ES im Bereich von  $-200$  MPa bis  $200$  MPa auf (siehe Abbildung 2-7b) [Prim02]. Aufgrund der hohen I-ES im Halbzeug ist normalerweise ein Prozess zur Senkung des ES-Niveaus z. B. durch kontrolliertes Recken oder Stauchen erforder-

lich (siehe Kapitel 2.2) [GDA07]. So kann z. B. der Betrag der ES von Halbzeugen der Aluminiumlegierung 7050-T7451 auf weniger als 20 MPa reduziert werden [Prim02]. Die „M“-Form der ES mit einem lokalen Minimum in der Mitte und maximalen Druck-ES unterhalb der Oberfläche ist auf die Inhomogenität der mechanischen Eigenschaften (Streckgrenze und Härte) in Abhängigkeit der Materialdicke, die bei der Aluminiumlegierungs-Serie 7000 auftritt, zurückzuführen [Prim02]. Weiterhin sind die Unterschiede zwischen dem ES-Profil der Walz- und der Querrichtung, insbesondere nach dem Recken, auf die plastische Anisotropie zurückzuführen. Diese wird nicht nur durch die Textur, den Zusammensetzungsgradienten und das Abschrecken, sondern auch durch die Ausscheidungsebene beeinflusst [Chak96, Prim02].

### Prozessinduzierte Eigenspannungen

Prozessinduzierte ES (P-ES) (engl. „machining induced residual stresses“), früher auch als Zerspanungseigenspannungen oder Bearbeitungsspannungen bezeichnet [Töns66], werden während des Bearbeitungsprozesses in das Werkstück eingebracht. Sie sind gegenüber I-ES hauptsächlich auf die Randzone des Werkstücks beschränkt. Allerdings gilt zu beachten, dass die ES trotzdem den ganzen Körper durchsetzen, um das Gleichgewicht zu gewährleisten. So müssen bspw. Druck-ES in der Randzone durch Zug-ES im restlichen Körper ausgeglichen werden [Nesp15]. P-ES wirken sich direkt auf die Lebensdauer, das Bruchverhalten, die Verschleiß-/Korrosionsrissbeständigkeit und die strukturelle Integrität der Bauteile aus [Jawa11]. Sie werden durch die thermo-mechanische Belastung in der Kontaktzone induziert und resultieren infolge der damit verbundenen hohen plastischen Deformation in der Verformungsvorlaufzone und untergeordnet auch Phasentransformationen [Brin82, Brei11]. Prinzipiell führt eine rein mechanische Belastung aufgrund der mechanischen Spannungen im Körper zu Druck-ES. Dagegen resultiert eine rein thermische Belastung aufgrund der Volumenreduktion bei der Abkühlung in Zug-ES [Brei11]. Bei der Zerspanung überlagern sich die thermischen und mechanischen Vorgänge und sind daher nicht strikt voneinander zu trennen [Brei11]. Allerdings können abhängig von der vorherrschenden Belastungsart aus dem von JACOBUS et. al. [Jaco00] präsentierten und von NESPOR [Nesp15] erweiterten schematischen Modell vier charakteristische P-ES-Tiefenverläufe identifiziert werden (siehe Abbildung 2-8). In Fall I resultiert die plastische Verformung aus direkten mechanischen Effekten (Deformationen aufgrund rein mechanischer Belastung). Es entstehen Druck-ES, die durch das Vorhandensein von indirekten thermischen Effekten (Beeinflussung der mechanischen Werkstoffeigenschaften durch erhöhte Temperaturen) im Betrag reduziert werden (siehe Abbildung 2-8a) [Nesp15]. Fall II weist positivere ES an der Oberfläche im Vergleich zur Tiefe auf (Zug- oder Druck-ES möglich, siehe Abbildung 2-8b). Der Grund hierfür sind erhöhte Temperaturen an der Werkstückoberfläche und die daraus entstehende plastische Deformationen durch Ausdehnung [Nesp15]. Mit fortschreitender Tiefe ist ein globales Minimum mit den höchsten Druck-ES  $\sigma_{pmax}$  bei der Tiefe  $t_{pmax}$  vorzufinden. Danach nehmen die Druck-ES ab und konvergieren bei der Tiefe  $t_{\sigma}$  gegen den ES-Wert des Grundwerkstoffs. Fall III zeichnet sich durch dominante thermische Effekte aus (z. B. Lasermaterialbearbeitung). Fall IV beschreibt den ES-Tiefenverlauf aufgrund mechanischer Effekte ohne thermischen Einfluss, wie z. B. beim Festwalzen. So sind Zug-ES an der Oberfläche und Druck-ES in der Tiefe vorzufinden. Das ES-Minimum ist in tieferen Bereichen aufgrund der Hertzschen Pressung vorzufinden (siehe Abbildung 2-8d). Fall II und IV gleichen sich trotz unterschiedlicher Belastungsarten. Allerdings herrscht in der Literatur keine Einigkeit, ob die oberflächennahen ES aus thermischer oder mechanischer Belastung resultieren [Nesp15]. Dieser wurzelförmige „ $\sqrt{z}$ “ ES-Tiefenprofil ist typisch für das Fräsen. Die genaue Ausprägung des

Tiefenverlaufs ist abhängig von den Schnittparametern und der Werkzeuggeometrie, -zusammensetzung und -beschichtung [Li16].

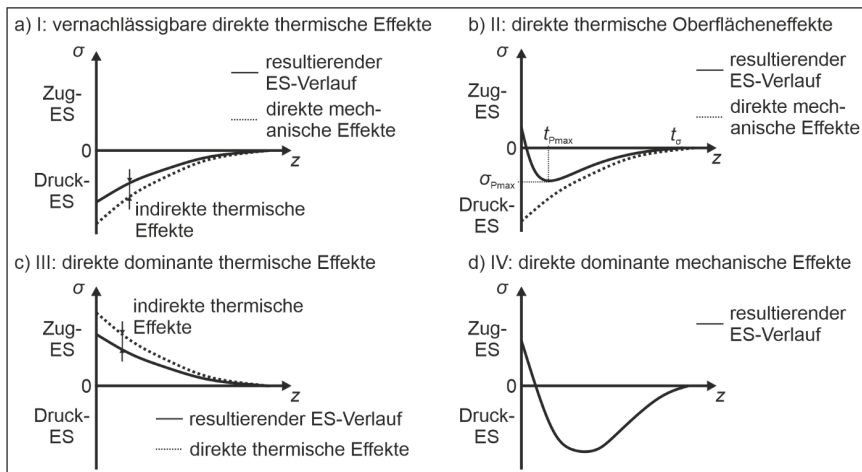


Abbildung 2-8: Charakteristische P-ES-Tiefenverläufe nach [Jaco00, Nesp15]

So wurde z. B. festgestellt, dass eine Erhöhung des Vorschubs pro Zahn beim Fräsen der Aluminiumlegierung 7449-T7651 mittels Schaftfräsern und Messerköpfen mit Wendeschneidplatten zu höheren Druck-ES in größeren Tiefen führt [Denk08a, Denk08b, Leòn10]: Beim Fräsen mit einem Hartmetall-Schaftfräser ( $D = 20$  mm) und einem erhöhten Vorschub pro Zahn  $f_z$  von 0,05 mm auf 0,30 mm ( $a_p = 4$  mm,  $a_e = 20$  mm) wurden Druck-ES von ca.  $-400$  MPa anstatt  $-325$  MPa bei vergrößerten Tiefen von  $45$   $\mu\text{m}$  gemessen [Denk08a]. Der gleiche Trend wurde beim Fräsen von Al7050-T6 mit Wendeschneidplatten [Rao01] und Al7050-T7451 mit Schaftfräsern [Huan13] festgestellt. Im Gegensatz dazu zeigten die Untersuchungen von TANG et al. keinen systematischen Einfluss des Vorschubs auf die maximalen Druck-ES beim Fräsen von Al7050-T7451 mit Schaftfräsern auf [Tang08]: So wurden für einen erhöhten Vorschub pro Zahn von 0,1 auf 0,2 mm beim Fräsen mit einem dreischneidigen Hartmetallfräser ( $D = 20$  mm,  $a_p = 2$  mm,  $a_e = 10$  mm,  $n = 16000$  U/min) unveränderte max. Druck-ES von ca.  $-80$  MPa in einer Tiefe zwischen 15 und 20  $\mu\text{m}$  gemessen. Bei der Variation der Schnittgeschwindigkeit konnte kein einheitlicher Effekt auf die P-ES beobachtet werden. So stellten DENKENA et al. [Denk08b] und PEREZ et al. [Pere18] beim Fräsen von Al7449-T7651 bzw. Al7050-T7451 mit Wendeschneidplatten ein Anstieg der maximalen Druck-ES bei erhöhten Schnittgeschwindigkeiten fest. In weiteren Studien von DENKENA et al. wurde unter Verwendung von Wendeschneidplatten bei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten jedoch keinerlei Einfluss auf die maximalen Druck-ES  $\sigma_{Pmax}$  und deren Tiefe  $t_{Pmax}$  beobachtet [Denk08a]. So betragen  $\sigma_{Pmax}$  ca.  $-300$  MPa in einer Tiefe zwischen 30 und 45  $\mu\text{m}$  für verschiedene Schnittgeschwindigkeiten  $v_c$  im Bereich zwischen 250 und 1500 m/min [Denk08a]. Darüber hinaus zeigte sich in den Untersuchungen von TANG et al. [Tang08], RAO et al. [Rao01] und DE LEÓN GARCÍA [Leòn10] eine Verringerung der Druck-ES bei einer Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit. Die max. Druck-ES in Vorschubrichtung betragen  $-120$  MPa ( $v_c = 251$  m/min) und  $-90$  MPa ( $v_c = 1000$  m/min) [Tang08] bzw.  $-350$  MPa bei  $v_c < 100$  m/min und  $-300$  MPa für  $v_c > 200$  m/min [Leòn10]. Verschiedene Forschungsarbeiten zeigten, dass die max. Druck-ES mit zunehmender

axialer Schnitttiefe  $a_p$  ansteigen [Denk08a, Li15]. Im Gegensatz dazu wurden bei der Variation der radialen Zustellung  $a_e$  die höchsten Druck-ES für die niedrigste Schnittbreiten erreicht [Denk08a]. Gegenteiliges Verhalten wurde von DE LEÒN GARCIA beobachtet [Leòn10]. In Bezug auf die Werkzeuggeometrie zeigten DENKENA et al. und DE LEÒN GARCIA, dass eine Erhöhung des Schneidkantenradius [Denk08a, Leòn10] und eine Verringerung des Eckenradius [Denk08b, Leòn10] zu höheren Druck-ES führen. Der Grund hierfür sind zunehmende Ploughing-Effekte.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die Schnittkräfte beim Fräsen von Aluminiumlegierungen die dominierende Rolle in Bezug auf die Bildung von P-ES spielen. Dabei nehmen der Betrag und die Eindringtiefe der Druck-ES mit steigender Schnittkraft zu [Li16]. In allen genannten Untersuchungen liegt der Fokus auf den Normal-ES. Es wurden keine Untersuchungen bzgl. der Schub-ES bzw. der Richtung der Hauptspannungen angestellt. Zudem wurden die ES-Messungen meist nur an einer Probe mit begrenzter oder ohne statistische Absicherung durchgeführt.

### 2.3.2 Messung von Eigenspannungen

ES können durch eine Vielzahl von Messverfahren, die auf unterschiedlichen physikalischen Prinzipien beruhen, bestimmt werden [Brei11]. Dabei werden sie typischerweise in zerstörende und zerstörungsfreie Methoden oder in indirekte und direkte Methoden unterteilt [Töns66]. Allerdings ist zu beachten, dass die Messung von ES-Tiefenverläufen immer zerstörend erfolgt, weswegen im Folgenden in indirekte und direkte Messverfahren unterschieden wird. Des Weiteren werden die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten indirekten Messverfahren Bohrlochmethode (BLM) und Schlitzverfahren genauer beschrieben.

#### Indirekte Messverfahren

Bei den indirekten Methoden wird meist aus der Formänderung, die die ES verursachen, auf sie geschlossen [Töns66]. So wird das Kräfte- und Momentengleichgewicht durch Abtrennen von Teilen oder ganzen Schichten des ES-behafteten Körpers gestört [Brei11]. Die daraus resultierende Verformung des verbleibenden untersuchten Körpers kann z. B. mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) oder optischer Interferenz gemessen werden [Brei11]. Anschließend kann der ES-Zustand berechnet werden.

Das am weitesten verbreitete indirekte Messverfahren ist das Messen der ES mittels der Bohrlochmethode (BLM), da es anwenderfreundlich, zuverlässig, genau und nach der ASTM-Norm standardisiert (ASTM E837) ist [Scha13c]. Dabei werden die ES im ebenen Spannungszustand  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\tau_{xy}$  gemessen. Es wird ein kleines Loch mit einem Durchmesser in der Größenordnung von wenigen Millimetern in der zu messenden Region gebohrt [Scha13c]. Der Abtrag des Materials verursacht eine Umverteilung der ES im verbleibenden Material um das Loch herum und führt damit zu lokalen Verformungen (siehe Abbildung 2-9) [Scha13c]. In Bereichen mit Zug-ES führt der ES-Abbau zu einer elastischen Rückfederung und einer geringfügigen Aufweitung des Bohrlochrands sowie zu lokalen Oberflächenerhöhungen aufgrund der Querkontraktion (siehe Abbildung 2-9) [Scha13c]. Gegenteiliges Verhalten ist in Bereichen mit Druck-ES der Fall (siehe Abbildung 2-9). Der inkrementelle Abtrag in Schichten ermöglicht die Auflösung von P-ES-Tiefenprofilen in der Werkstückrandzone. In der ASTM E837-13a werden die erforderlichen Eigenschaften der zu untersuchenden Probe, die Messung der Verformung mittels DMS sowie die Berechnung der ES aus den gemessenen Dehnungen definiert [ASTM13]. Es

können drei verschiedene standardisierte DMS-Rosetten (Typ A, B und C) in verschiedenen Größen zum Einsatz kommen. Dabei wird am häufigsten Typ A, der sich durch die radiale Anordnung dreier DMS in 0°, 45° und 90° um das Bohrloch herum auszeichnet (siehe Abbildung 2-9), eingesetzt [Scha13c]. Die Wahl des DMS-Typs beeinflusst die spätere Berechnung der ES. Hartmetallfräser mit Zentrumschneide und einem Durchmesser von 0,6 bis 2,4 mm kommen typischerweise zum Bohren des Sacklochs unter Verwendung von hohen Drehzahlen (20.000 bis 200.000 U/min) zum Einsatz [Scha13c].

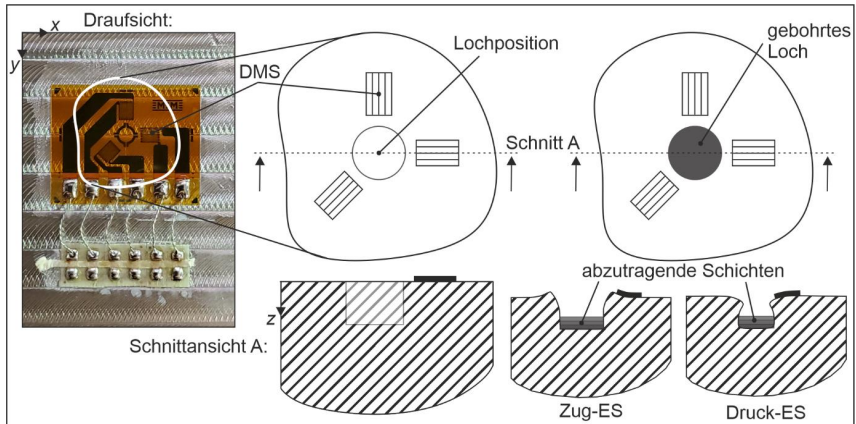


Abbildung 2-9: Bohrlochverfahren mit Dehnungsmesstreifen nach [Scha13c]

Bei der Berechnung der ES aus den Dehnungen werden zwei Fälle unterschieden [ASTM13]:

- Fall I: Die ebenen ES sind über die Tiefe konstant (engl. „uniform“)
- Fall II: Die ebenen ES variieren über die Tiefe (engl. „non-uniform“)

Der Zusammenhang von Dehnung und ebenen ES des ersten Falls ergibt sich aus Gl. 2-22 bis 25 [ASTM13]. Dabei ist  $\theta$  der Winkel zwischen der DMS-Achse und der  $x$ -Achse und  $\bar{a}$ ,  $\bar{b}$  sind dimensionslose nahezu materialunabhängige Kalibrierungskonstanten, welche die Dehnungs- bzw. Spannungsempfindlichkeit definieren. Ihre Werte sind abhängig vom Bohrlochdurchmesser und Bohrlochtiefe  $h_{BL}$  und werden mittels FEM-Simulationen bestimmt. Sie liegen für standardisierte Durchmesser und Tiefen in Tabellen vor [ASTM13].

$$\varepsilon = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \frac{(1+\nu)\bar{a}}{E} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \frac{\bar{b}}{E} \cos(2\theta) + \tau_{xy} \frac{\bar{b}}{E} \sin(2\theta) \quad (\text{Gl. 2-22})$$

$$P_{iso} = \frac{E}{(1+\nu)\bar{a}} p_{iso} \quad Q_{iso} = \frac{E}{\bar{b}} q_{iso} \quad T_{iso} = \frac{E}{\bar{b}} t_{iso} \quad (\text{Gl. 2-23})$$

$$p_{iso} = \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1}{2} \quad q_{iso} = \frac{\varepsilon_3 - \varepsilon_1}{2} \quad t_{iso} = \frac{\varepsilon_3 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_1}{2} \quad (\text{Gl. 2-24})$$

$$\sigma_x = P_{iso} - Q_{iso} \quad \sigma_y = P_{iso} + Q_{iso} \quad \tau_{xy} = T_{iso} \quad (\text{Gl. 2-25})$$

Dabei sind  $P_{iso}(p_{iso})$ ,  $Q_{iso}(q_{iso})$  und  $T_{iso}(t_{iso})$  die isotrope Spannung (Dehnung), 45° Schub- und axiale Schubspannung (-Dehnung). Für den in der Realität häufig vorliegenden Fall der tiefenabhängigen ES resultiert die messbare Oberflächenverformung aus der Kombination aller Spannungen über der Probentiefe [Scha13c]. Somit ist z. B. die isotrope Dehnung  $p_{iso}$  abhängig von der Bohrlochtiefe  $h_{BL}$ :

$$p_{\text{iso}}(h_{\text{BL}}) = \frac{(1+\nu)}{E} \int_0^{h_{\text{BL}}} \hat{a}(H_{\text{BL}}, h_{\text{BL}}) P_{\text{iso}}(H_{\text{BL}}) dH_{\text{BL}} \quad (\text{Gl. 2-26})$$

Dabei ist  $\hat{a}(H, h_{\text{BL}})$  die Verallgemeinerung der Kalibrierungskonstante  $\bar{a}$  in Form einer Kernelfunktion. Gleiches Verhalten gilt für  $q_{\text{iso}}(h_{\text{BL}})$  und  $t_{\text{iso}}(h_{\text{BL}})$ . Dabei wird Gl. 2-26 als Volterra-Gleichung der ersten Art klassifiziert, da sie ein inverses Problem (zu bestimmende Spannungsgröße im Integral auf der rechten Seite) beschreibt [Sch13b]. Die Lösung kann mit sogenannten inversen Methoden wie z. B. der Integral- oder Einheitsimpuls-Methode erfolgen. Für eine detaillierte Erklärung wird auf [ASTM13] verwiesen.

Eine Alternative zur Nutzung von DMS ist die optische Messung beispielsweise mithilfe der Elektronischen Speckelmuster-Interferometrie (ESPI). Die ESPI ist ein laser-basiertes Messverfahren zur berührungslosen Messung von Verschiebungen. Dabei wird ein kohärenter Lichtstrahl (Laser) zunächst in einen Probenstrahl und einen Referenzstrahl aufgeteilt. Der Probenstrahl wird auf die Probe geleitet, von dessen Oberfläche reflektiert und über eine Zoom-Linse von einer Kamera eingefangen. Dort interferiert er mit dem phasenverschobenen Referenzstrahl, wodurch ein Fleckenmuster verschiedener Grauwerte entsteht. Die Verteilung dieser Grauwerte ist abhängig vom Verschiebungszustand der Probenoberfläche und somit von den freigesetzten ES. Durch den Vergleich der Grauwertverteilung vor und nach einer auftretenden Verschiebung der Oberfläche kann die Verschiebung in jedem Pixel des Bildes berechnet werden. Typischerweise werden zwei Bildreihen pro Tiefeninkrement aufgenommen, eine vor und eine nach der auftretenden Verformung. Dabei wird der Referenzstrahl für je vier Einzelbilder jeweils um ein Viertel der Lichtwellenlänge verschoben. Die Verformung der Oberfläche wird schließlich für jedes Bildpixel über den aus den vier Interferenzbildern bestimmten Phasenwinkel berechnet [Ste03]. Aus diesen ESPI-Daten können die drei ES-Komponenten der Ebene ermittelt werden. SCHAJER und STEINZIG haben diesbezüglich eine mathematische Methode entwickelt, die auf trigonometrischen Zusammenhängen beruht [Scha05].

Ein weiteres indirektes Messverfahren ist die Schlitzmethode (engl. „Slitting“), die auch als Crack-Compliance Methode bekannt ist. Dabei wird lediglich eine ebene Normalspannungskomponente senkrecht zu einer geschnittenen Ebene über die gesamte Dicke des Werkstücks gemessen. Sie eignet sich insbesondere zur Messung der I-ES, die besonders über die Tiefe des Schlitzes und nicht über ihre Breite variieren [Hill13]. Es wird ein dünner Schlitz meist mittels Drahterodieren in Tiefenschritten durch die Dicke des Werkstücks eingebracht und die resultierenden Verformungen aufgrund der Freisetzung der ES in Abhängigkeit der Schlitztiefe gemessen. Typischerweise wird die Verformung mittels eines DMS gemessen. Dabei hat die Lage des DMS relativ zum eingebrachten Schlitz einen entscheidenden Einfluss auf die Auflösbarkeit der ES [Prim99]. So begünstigt die Platzierung des DMS auf der Bauteiloberseite in der Nähe des Schlitzes eine Analyse der P-ES in der Werkstückrandzone und die Platzierung auf der gegenüberliegenden Bauteilunterseite des Schlitzes eine Analyse der I-ES über große Bauteiltiefen (siehe Abbildung 2-10a) [Stra13]. Die ES werden dann aus den gemessenen Dehnungen über ein lineares System, die sogenannte Nachgiebigkeitsmatrix (engl. „compliance matrix“) berechnet [Hill13]. Die Berechnung der ES aus der gemessenen Dehnung ist ähnlich wie bei der Bohrlochmethode ein inverses Problem. Besonders Legendre-Polynome eignen sich für die Beschreibung von ES-Tiefenprofilen, da sie automatisch zu einem Gleichgewicht (Kräfte- und Momentengleichgewicht) bei Weglassen der konstanten und linearen Terme führen [Hill13].

$$\sigma_x(y) = \sum_{j=2}^m A_j P_j(y) \quad (\text{Gl. 2-27})$$

Dabei stellt  $P_j(y)$  die Legendre-Polynome und  $A_j$  die zu den gemessenen Dehnungen passende Konstanten dar [Schaj13]. Die Dehnung  $\varepsilon_x(a_i)$ , die am DMS bei einer bestimmten Schnitttiefe  $a_i$ , anliegt, kann wie erwähnt durch die Nachgiebigkeitsmatrix  $C_{ij}$  berechnet werden:

$$\varepsilon_x(a_i) = \sum_{j=2}^m C_{ij} A_j \quad (\text{Gl. 2-28}).$$

$$\varepsilon_x(a_i) = \sum_{j=2}^m C_{ij} A_j \quad (\text{Gl. 2-28})$$

Die Einträge der Nachgiebigkeitsmatrix  $C_{ij}$  werden mithilfe der elastischen FEM-Modellierung bestimmt. Für eine detaillierte Erklärung der Bestimmung der Konstanten  $A_j$  wird auf [Prim99] und [Hill13] verwiesen.

Durch Einbringen von mehreren benachbarten, parallelen Schlitz in einem Werkstück ist es möglich die ES zweidimensional (2D) darzustellen (siehe Abbildung 2-10b) [Olso18]. Theoretisch könnte dabei ein hinreichend großer Abstand aufeinanderfolgender Schlitz gewählt werden, sodass folgende Messungen nicht durch das Einbringen vorangegangener Schlitz beeinflusst werden. Dies reduziert allerdings die Auflösung der ES. Um die ES mit ausreichender Auflösung darzustellen, kann ein engerer Abstand der Schlitz gewählt werden. Dabei müssen die Auswirkungen früherer Messungen auf nachfolgende Messungen mithilfe einer Spannungs-korrektur, welche linear elastisches Materialverhalten annimmt, berücksichtigt werden [Chig22a]. Dabei wird nach OLSON und HILL ein Mindestmessabstand der Schlitz von 20 % der Werkstückbreite  $b_B$ , bzw. eine Halbierung des Werkstücks bei  $l_B/2$ , wenn  $l_B/b_B \leq 1,5$  gilt, empfohlen [Olso18]. Durch lineare Interpolation zwischen den einzelnen Messungen und der Randbedingung, dass die Normalspannung an ihrem jeweiligen Rand verschwinden muss ( $\sigma_x(x=0, y) = \sigma_x(x=l_B, y) = 0$ ), ergibt sich das 2D ES-Profil  $\sigma_x(x, y)$  (siehe Abbildung 2-10c).

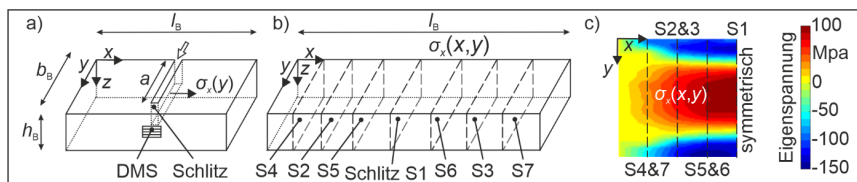


Abbildung 2-10: Klassisches Schlitzverfahren (a) und Schlitzverfahren mit mehreren Messungen (b) zur Bestimmung des 2D I-ES-Profiles  $\sigma_x(x, y)$  eines Aluminiumwerkstücks 7050-T74 (c) nach [Chig22a]

Eine Alternative zur Messung der Dehnungen an der Bauteilunterseite mittels DMS ist die Nutzung sogenannter Extensometer bzw. Ansetzaufnehmer (engl. „clip-on gage“ oder „crack mouth opening displacement gage“), wie sie üblicherweise in der Bruchmechanik eingesetzt werden [Chig22a]. Diese haben den Vorteil gegenüber klassischen DMS, dass sie nicht aufwendig mit der Probe wasserdicht verklebt werden müssen.

Weitere indirekte Messverfahren sind die Kontur-Methode oder das Schichtabtrags-Messverfahren (engl. „Layer-Removal“). Nähere Informationen zu diesen Messverfahren sind in [Scha13b] zu finden.

### Direkte Messverfahren

Die direkten Methoden beinhalten das Messen der physikalischen Eigenschaften des Körpers, die durch die ES beeinflusst werden, wie z. B. der Verzerrung des Kristallgitters [Brei11]. Die

meisten Verfahren basieren auf der Röntgenbeugung, auch Röntgendiffraktometrie (XRD) genannt. Das am weitesten verbreitete röntgenographische Messverfahren zur zerstörungsfreien Messung oberflächennaher ES-Zustände ist das  $\sin^2\Psi$ -Verfahren [Brei11]. Es wird in der DIN EN 15305 beschrieben [DIN09]. Durch geeignete Abtragverfahren, wie z. B. dem elektrochemischen Abtrag, können darüber hinaus auch ES-Tiefenprofile gemessen werden [Brei11]. Das  $\sin^2\Psi$ -Verfahren basiert auf der Beugung der Röntgenstrahlung an einzelnen Kristallebenen zur Bestimmung der durch ES verursachten lateralen Gitterdehnungen (Abstände zwischen Atomen) [Brin82]. Dabei kann über die Differenz des eigenspannungsbehafteten und des spannungsfreien Kristallgitters auf die Gitterdehnung und die dazu proportionalen ES geschlossen werden [Drei18]. Die Gitterdehnung wird mithilfe der Bragg'schen Beugungsbedingung bestimmt (siehe Gl. 2-29): So führt ein veränderter Netzebenenabstand  $d$  bei konstanter Wellenlänge  $\lambda$  zu einem veränderten Beugungswinkel  $2\theta$  (siehe Abbildung 2-11) [Brei11].

$$n \lambda = 2 d \sin \theta \quad (\text{Gl. 2-29})$$

Da die meisten Werkstoffe als polykristalline Substanzen vorliegen, ist die Gitterdehnung von der geometrischen Orientierung des Kristallits zur Kraft- bzw. Spannungsrichtung abhängig [Brei11]. Die Messung der richtungsabhängigen Gitterverzerrung ist somit nur bei unterschiedlichen Probenkippwinkeln  $\Psi$  möglich. Dabei ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Dehnung und  $\sin^2\Psi$  wenn ein oberflächenparalleler zweiachsiger ES-Zustand ohne steile Tiefengradienten vorliegt [Brei11]. Der Zusammenhang aus Dehnung und ES ist in Gl. 2-30 dargestellt [Mach61].

$$\varepsilon_{\varphi,\Psi} = \frac{\nu+1}{E}(\sigma_1 \cos^2 \varphi + \sigma_2 \sin^2 \varphi) \cdot \sin^2 \Psi - \frac{\nu}{E}(\sigma_1 + \sigma_2) \quad (\text{Gl. 2-30})$$

Für eine detaillierte Herleitung zur Bestimmung der ES mittels XRD wird auf MACHERAUCH und MÜLLER [Mach61] verwiesen.

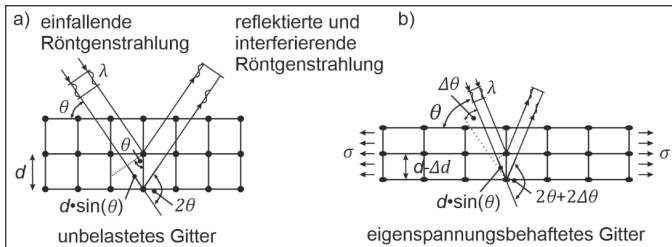


Abbildung 2-11: Unbelastetes Kristallgitter (a) und durch Eigenspannungen verzerrtes Kristallgitter (b) bei einfallender Röntgenstrahlung nach [Brei11, Scha13]

Eine weitere röntgenographische Messmethode ist das  $\cos\alpha$ -Verfahren. Dieses beruht auf der ES-Ermittlung durch die Betrachtung und Auswertung der Dehnungen entlang des Debye-Scherrer-Rings [Tair78]. Neben röntgenographischen Messmethoden zählen noch die Verfahren Barkhausen, Neutron-Diffraktions-Methode und Ultraschall zu direkten Messverfahren [Drei18].

### 2.3.3 Modellbasierte Vorhersage von Eigenspannungen

ES können durch analytische, empirische oder numerische Modelle, meist basierend auf der FEM, vorhergesagt werden. Dabei haben im Allgemeinen analytische Modelle den Vorteil einer schnellen Abbildung des Prozesses [Kloc18]. Allerdings eignen sich diese aufgrund der

vereinfachten Modellvorstellung nur bedingt zur Beschreibung von komplexen Prozessvorgängen. Auch empirische Modelle sind in ihrer Anwendbarkeit begrenzt, da sie üblicherweise nur für die Gültigkeit eines limitierten Prozessraums kalibriert werden [Kloc18]. JAWAHIR et al. stellten 2011 fest, dass numerische FEM-Simulationen einen wichtigen Bestandteil der Zerspantechnologie bilden [Jawa11], da diese im Gegensatz zu analytischen Modellen die Beschreibung von komplexen Prozessvorgängen erlauben [Kloc18]. Dabei sind 90 % der verwendeten Modelle in kommerziellen FEM-Programmen erstellt worden [Jawa11]. Im Folgenden wird zuerst ein Überblick über die Grundlagen der FEM im Kontext der Zerspansimulation gegeben, bevor Forschungsarbeiten aus der Literatur, welche die ES simulativ untersuchten, vorgestellt werden.

### **Grundlagen der Finite-Elemente-Methode in der Zerspantechnologie**

Die FEM wurde von RICHARD COURANT (1888-1972) entwickelt und ist ein weit verbreitetes numerisches Simulationsverfahren zur Lösung von Feldproblemen bzw. partiellen Differentialgleichungen. Ursprünglich fand die FEM in der Strukturmechanik Anwendung und wurde später auf das Anwendungsgebiet der Kontinuumsmechanik ausgedehnt [Bett03]. In der Zerspantechnologie wird die numerische Modellierung mit der FEM seit einigen Jahren zur gleichzeitigen Berücksichtigung von plasto-mechanischen und thermischen Vorgängen eingesetzt [Kloc18]. Dadurch wird die Abbildung komplexer Vorgänge und die Offenbarung schwer zugänglicher Prozessgrößen, wie z. B. auftretende Dehnungen, Dehnungsraten und Spannungen, während der Zerspanspannung ermöglicht [Li12].

Bei der FEM wird das Berechnungsgebiet diskretisiert, d.h. in eine beliebig große Anzahl an Elementen, deren Größe endlich (finit) klein ist, unterteilt. Auf den Elementen werden Ansatzfunktionen definiert, die zur Approximation der Feldgrößen genutzt werden. Einen Überblick über existierende Elementtypen und zugehörige Ansatzfunktionen gibt STEINBRUCH [Ste13]. Durch Einsetzen der Ansatzfunktionen in die zu lösende Differentialgleichung und der Definition von Anfangs- und Randbedingungen entsteht ein Gleichungssystem für die unbekanntes Feldgrößen, welches numerisch gelöst werden muss [Quiz12]. Bei der Vernetzung des Rechengebiets ist zu beachten, dass ein ausreichend feines Netz zur Sicherstellung der Konvergenz verwendet wird [Dass16]. Dies wird üblicherweise in einer Netzanalyse geprüft.

Während der Zerspanspannung wird wie in Kapitel 2.1 beschrieben Wärme sowohl aus der Reibungsarbeit an Span- und Freifläche als auch aus der inelastischen Verformungsarbeit erzeugt. Zur Berücksichtigung der thermischen Vorgänge wird ein vollständig gekoppeltes Gleichungssystem aufgestellt, welches die mechanische und die thermische Berechnung miteinander verbindet [Kloc18].

Die Diskretisierung des Kontinuums kann grundsätzlich auf unterschiedliche Betrachtungsweisen, die Lagrangesche und Eulersche, und die Kombination beider (ALE: „Arbitrary Lagrangian Eulerian“) erfolgen. Der Eulersche Ansatz ist für die Untersuchung stationärer Prozesse geeignet, da der Materialfluss durch ein Kontrollvolumen mit ortsfesten Koordinaten erfolgt. Zerspanspannungssimulationen nutzen überwiegend den Lagrangeschen Ansatz, da sich hier die Elemente mit dem Material mitbewegen. Mit großen plastischen Deformationen einhergehende Verzerrungen des Netzes erfordern unter Umständen eine Neuvernetzung [Klock18].

Die Lösungsverfahren des Gleichungssystems werden in implizite und explizite Verfahren unterteilt. Das explizite Verfahren stellt dabei den untersuchten Prozess als ein in Zeitschritte unterteiltes dynamisches Problem dar, bei dem die gesuchten Größen zum Zeitpunkt  $t + \Delta t$  allein aus den zum Zeitpunkt  $t$  verfügbaren Werten bestimmt werden [Klock18]. Das dabei eingesetzte Differenzen-Schema ist nur stabil für den Fall, dass der Zeitschritt  $\Delta t$  kleiner als  $t_c$  ist. Wobei  $t_c$  die Zeit darstellt, die eine elastische Welle zur Zurücklegung der Strecke entsprechend der Länge der kürzesten Elementkante benötigt. Die mögliche Zeitschrittweite ist somit abhängig von der im Festkörper vorliegenden Schallgeschwindigkeit  $c$  [Klock18]:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (\text{Gl. 2-31})$$

Das explizite Verfahren ist sehr effizient für die Simulation von hochgradig nichtlinearen Problemen mit großen lokalen Verformungen, hohen Dehnungsraten und wechselnden Kontaktbedingungen, wie sie bei der Zerspanung auftreten [Özel07]. Bei der impliziten Zeitintegration sind die Ausgangsgrößen zur zukünftigen Zeit  $t + \Delta t$  für jeden Zeitschritt durch ein lineares Gleichungssystem gegeben [Asta08]. Die Lösung eines solchen Gleichungssystems erfolgt mittels spezieller Iterationsverfahren, wie z. B. dem Newton-Raphson Verfahren [Klock18]. Das implizite Verfahren ist besser geeignet für die Lösung linearer statischer Probleme [Özel07].

Bei der Modellierung der Zerspanung mittels FEM handelt es sich um eine nicht-lineare Analyse, da sowohl geometrische (Veränderung der Geometrie während der Berechnung) als auch materielle Nichtlinearitäten (außerhalb des Hooke'schen Bereichs) und nichtlineare Randbedingungen (Veränderung der äußeren Lasten bzw. Neukontakt oder Kontaktverlust zwischen Werkzeug und Werkstück) auftreten [Klock18]. Besonders das nicht-lineare Materialverhalten stellt eine Herausforderung dar. So müssen Zerspanungssimulationen die Fließspannung des Werkstoffes in Abhängigkeit von hohen Verformungen  $\varepsilon$ , sehr hohen Verformungsraten  $d\varepsilon/dt$  und hohen Temperaturen  $T$  beschreiben. Die Fließkurven können experimentell, z. B. mittels des Split-Hopkinson-Bar-Verfahren bestimmt werden [Asta08]. Dabei wird eine zwischen zwei Stäben befindliche Probe durch eine elastische Druckwelle beansprucht. Mittels DMS können Zeit-Dehnungs-Kurven gemessen werden und sowohl die Stauchgeschwindigkeit als auch die Fließkurve der Probe bestimmt werden [Kloc18]. Allerdings sind die Verformungsgeschwindigkeiten auf ca.  $10^4$  1/s begrenzt, was eine Extrapolation auf die im Zerspanprozess höheren auftretenden Verformungsgeschwindigkeiten (im Bereich  $10^5$  bis  $10^6$  1/s) bedeutet. Dadurch wird das Zerpanmaterialverhalten nicht adäquat abgebildet. Alternativ können Hochgeschwindigkeitsfließkurven direkt aus dem Zerspanprozess basierend auf der Theorie der Scherebene abgeleitet werden [Kloc18]. Konstitutive Materialgesetze ermöglichen die Anzahl der Versuche durch Fließkurvenextrapolation zu reduzieren. Die größtenteils empirische Materialgesetze berücksichtigen den Einfluss der Verformung (Kaltverfestigungsmechanismen), der Verformungsgeschwindigkeit und der Temperatur (thermische Entfestigung) [Klock18]. Das am weitesten verbreitete konstitutive Materialmodell stammt von JOHNSON und COOK (JC) [John83] (siehe Gl. 2-32).

$$\sigma = [A_{JC} + B_{JC}(\bar{\varepsilon}^{pl})^{n_{JC}}] \left[ 1 + C_{JC} \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \left[ 1 - \left(\frac{T - T_r}{T_m - T_r}\right)^{m_{JC}} \right] \quad (\text{Gl. 2-32})$$

Wobei  $A_{JC}$ ,  $B_{JC}$ ,  $n_{JC}$ ,  $C_{JC}$  und  $m_{JC}$  Materialkonstanten sind. Neben Materialmodellen sind noch Schädigungsmodelle zur Beschreibung des duktilen Materialversagens notwendig. Meistens

wird ein Schadenskriterium formuliert, sodass Schaden eintritt, wenn der Schadenswert  $w_D$  einen kritischen Wert annimmt (siehe Gl. 2-33). So werden beispielsweise Schadenskriterien eingesetzt, die auf der Annahme basieren, dass eine wirkende Belastung zu einer lokalen Überschreitung der Werkstofffestigkeit führt und somit eine Rissbildung eintritt [Klock18]. Eines der bekanntesten Schädigungskriterien stammt ebenfalls von JOHNSON und COOK (siehe Gl. 2-34) [Dass14a].

$$w_D = \int \frac{d\bar{\varepsilon}^{pl}}{\bar{\varepsilon}^{pl}_D(\eta, \bar{\varepsilon}^{pl})} = 1 \quad (\text{Gl. 2-33})$$

$$\bar{\varepsilon}^{pl}_D = \left[ d_1 + d_2 \exp\left(d_3 \frac{p}{q}\right) \right] \left[ 1 + d_4 \ln\left(\frac{\bar{\varepsilon}^{pl}}{\varepsilon_0}\right) \right] \left( 1 - d_5 \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right) \quad (\text{Gl. 2-34})$$

Zusätzlich zur Schadensmodellierung ist bei der Lagrangeschen Formulierung die Implementierung eines Trennkriteriums notwendig, welches die Trennung des Spans vom Werkstück ermöglicht [Kloc18]. Dabei kann die Trennung bei der Fließspanbildung auf Basis eines geometrischen Kriteriums (z. B. Distanzkriterium), physikalischen Kriteriums (z. B. Überschreiten der max. Vergleichsdehnung) oder der Elementlöschung erfolgen. So wird die Elementlöschung meist aufgrund der vorangegangenen progressiven Materialschädigung durchgeführt [Kloc18]. Zudem ist die Trennung mittels Neuvernetzung möglich. Alle Kriterien haben Vor- und Nachteile und müssen dem Anwendungsfall entsprechend ausgewählt werden.

Neben der Abbildung des Materialverhaltens, spielt die Modellierung der Reibung eine wichtige Rolle, da diese einen wesentlichen Einfluss auf die Temperaturentwicklung in der Kontaktzone hat. Üblicherweise wird die Modellierung der Reibung nach dem Ansatz von COULOMB verfolgt. Dieser setzt einen linearen Zusammenhang zwischen Reibschubspannung ( $\tau_R$ ) und der Normalspannung ( $\sigma$ ) voraus (siehe Gl. 2-35) [Quiz12].

$$\tau_R = \mu \sigma \quad (\text{Gl. 2-35})$$

Da das Coulombsche Gesetz keine Begrenzung der Schubspannung vorsieht, ist dessen Einsatz begrenzt [Dahl93]. Eine Alternative bildet z. B. das Modell von ZOREV, das zwischen Gleiten und Haften unterscheidet [Söhn03]. Dabei wird der Coulombsche Ansatz für den Gleitbereich mit konstantem Reibkoeffizienten eingesetzt, wohingegen im Haftbereich die Reibschubspannung durch eine maximale Schubspannung  $\tau_{max}$  begrenzt wird (siehe Gl. 2-36).

$$\tau_R = \tau_{max} \quad (\text{Gl. 2-36})$$

Einen umfangreichen Überblick über verwendete Reibmodelle in der Zerspanungssimulation gibt QUIZA et al. [Quiz12].

### Untersuchungen zur Vorhersage von Eigenspannungen durch FEM-Modelle

Einige Forschungsvorhaben befassten sich mit numerischen Spanbildungssimulationen zur Analyse der P-ES. Im Folgenden werden einige dieser beschrieben. Eine Vielzahl konzentrierte sich dabei auf 2D Simulationen des orthogonalen Schnitts von Stahl. So untersuchte WIESNER et al. bereits 1990 den thermischen Einfluss auf die P-ES beim orthogonalen Schnitt von AISI 304 mittels 2D Spanbildungssimulationen basierend auf der Finiten Differenzen Methode [Wies90, Wies92]. Sie schlussfolgerten, dass neben dem thermischen Einfluss auch der mechanische Einfluss auf die P-ES berücksichtigt werden muss. SHIH und YANG konnten in 2D mithilfe eines selbst entwickelten Programms basierend auf der FEM durch Berücksichtigung der Elastizität, Viskoplastizität, Temperatur, großer Dehnungen und hohen Dehnungsgeschwindigkeiten ein P-ES-Tiefenprofil bei der Zerspanung von AISI 1020 qualitativ vorhersagen

[Shih93]. Mit dem Aufkommen kommerzieller FEM-Software wie z. B. ABAQUS, ANSYS und DEFORM rückten immer mehr numerische Spanbildungsuntersuchungen in den Fokus der Forschung, von welchen ebenfalls eine gewisse Anzahl die P-ES in der Werkstückrandschicht, vorwiegend bei Stahl, untersuchten [Liu00, Shet03, Ee05, Özel05, Özel07, Ma15b, Fan20]. Dabei wurde bei der Mehrheit der Modelle das oben beschriebene JC-Material- und Schadensmodell bzw. Variationen dieser genutzt. Ein Vergleich der simulierten P-ES des orthogonalen Schnitts mit Messdaten konnte dabei den realen Trend erfassen [Shet03], große Abweichungen aufweisen [Özel07] oder eine Validierung der ES-Tiefenprofile fehlte gänzlich [Liu00, Ee05, Özel05, Ma15b, Fan20]. MA et al. berücksichtigten in ihrer 2D Zerspannsimulation den Einfluss der I-ES auf die P-ES bei der Zerspanung von SCM440H-Stahl [Ma15b]. Das Modell wurde lediglich mit den gemessenen Schnittkräften und nicht mit den P-ES validiert. Es wurde ein Abfall der Kräfte mit zunehmenden Zug-I-ES festgestellt sowie überraschenderweise höhere Druck-P-ES [Ma15b]. Auch im Bereich der FEM-Spanbildungssimulation des orthogonalen Schnitts verschiedener Aluminiumlegierungen wurden P-ES untersucht [Mabr08, Jian13, Akra15, Lin18]. So stellte MABROUKI et al. ein 2D Modell des orthogonalen Schnitts von A2024-T351 in ABAQUS vor [Mabr08]. Dabei wurde das JC-Material- und Versagensmodell eingesetzt. Zusätzlich wurde die Schadensentwicklung mit der Bruchenergie gekoppelt. Das Modell wurde anhand der Kräfte und Rissspanbildung für unterschiedliche Vorschübe und Schnittgeschwindigkeiten validiert. Allerdings wurden die berechneten P-ES nicht mit Messdaten verglichen. Auch AKRAM et. al. [Akra15] sagten die P-ES für unterschiedliche Vorschübe und Schnittgeschwindigkeiten beim orthogonalen Schnitt von Al-6061 in ABAQUS voraus. Allerdings wurden auch hier keine experimentellen Ergebnisse zur Validierung herangezogen. JIANG et al. konnten in AdvantEdgeTM-2D die Oberflächen-P-ES beim orthogonalen Schnitt von Al7050-T7451 für eine Variation des Werkzeugdurchmessers, realisiert durch unterschiedliche Spannungsdicken, vorhersagen [Jian13]. Eine Validierung des Tiefenprofils erfolgte nicht. LIN et al. [Lin18] berücksichtigten die I-ES von Al7075, resultierend aus dem Abschreckvorgang, in ihrem 2D ABAQUS Modell. Trotz hoher Zug-I-ES wurde das typische Druck-P-ES-Profil erreicht. Einen Vergleich mit Messdaten erfolgte auch hier nicht.

Weniger Forschungsarbeiten sind im Bereich der 3D Modellierung des Fräsens, die eine Vorhersage bzgl. der P-ES treffen, zu finden [Li15, Ma15a, Wang17, Jian18, Mari18]. So wurden bspw. die P-ES mittels 3D Fräsimulationen in AdvantEdge bei der Zerspanung von Inconel 718 [Wang17], der Stahllegierung SCM440H [Ma15a], der Aluminiumlegierungen Al2024-T3 [Li15] und Al7050-T7451 [Jian18] untersucht. LI et al. [Li15] setzten dabei neben einer Neuvernetzung das Potenzgesetz (engl. „power-law“) mit Verfestigung („strain hardening“) und thermischer Entfestigung („thermal softening“) zur Beschreibung des Materialverhaltens ein. Lediglich die max. Druck P-ES wurden präsentiert und mit Messungen verglichen. Diese wiesen einen maximalen Fehler von 37 % auf. MA et al. [Ma15a] nutzten das JC-Materialmodell. Eine Validierung in Form von ES-Messungen erfolgte nicht. JIANG et al. [Jian18] analysierten die P-ES aufgrund unterschiedlicher Schnittparameter in verschiedenen Werkstückbereichen (am Rand und im Inneren). Sie kamen zu dem Schluss, dass die Oberflächen-ES in den unterschiedlichen Bereichen variieren – jedoch wurden simulierte Werte nicht direkt mit den gemessenen verglichen. Außerdem wurden ES-Tiefenverläufe nicht berücksichtigt. MARIMUTHU et al. [Mari18] konnten mithilfe des JC-Material- und Versagensmodells sowie einem ALE-Ansatz die maximalen Druck P-ES beim Fräsen von AISI 1045 Stahl in ABAQUS vorhersagen. Jedoch wurde keine ES-Tiefenprofile gemessen bzw. validiert.

Auch im Bereich der Vorhersage I-ES von wärmebehandelten Aluminiumlegierungen mittels FEM-Simulationen wurde geforscht. Diese Modelle zeichnen sich durch die thermisch-mechanisch gekoppelte Berechnung des Abschreckvorgangs aus [Koc06]. So konnten KOC et al. die I-ES der Aluminiumlegierung 7050 mit hoher Genauigkeit vorhersagen [Koc06]. Ebenfalls wurde der Prozess zum ES-Abbau durch kontrolliertes Recken und Stauchen modelliert.

### Fazit

Eine allgemeingültige modellbasierte Vorhersage der P-ES erweist sich bis heute noch als schwierig, da komplexe Prozessvorgänge sowie zahlreiche Einflussgrößen in der Zerspanung vorliegen [Drei18]. Mit steigender Rechenleistung sowie der Verfügbarkeit kommerzieller FEM-Programme lösten numerische Modelle analytische und empirische ab, da letztere meist nur für einen limitierten Prozessraum (Werkzeug-, Werkstück-, Schnittparameterkombination) gültig sind [Jawa11]. Allerdings zeigte eine Vergleichsstudie von JAWAHIR [Jawa11], dass FEM-Modelle verschiedener Forschergruppen, die den gleichen realen Prozess abbildeten, teilw. zu großen Diskrepanzen in den simulierten P-ES führten. Mögliche Fehlerquellen bei der Modellierung sind unangemessene Vereinfachungen, z. B. durch Idealisierung oder falsche Annahmen des Zerspanungsprozesses, unsachgemäße Modellierung der Randbedingungen, numerische Rundungsfehler und Diskretisierungsfehler [Asta08].

Außerdem ist festzustellen, dass es in der Literatur an validierten 3D Fräsimulationsmodellen zur Vorhersage der P-ES mangelt. Eine vollumfängliche Validierung erfordert neben der Analyse der thermo-mechanischen Lasten, einen Vergleich der simulierten ES-Tiefenprofile aller drei Spannungskomponenten ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  und nicht zu vernachlässigen:  $\tau_{yz}$ ) mit gemessenen Tiefenprofilen.

## 2.4 Eigenspannungsbedingter Bauteilverzug

Das Problem bei der Herstellung dünnwandiger Strukturbauteile ist, dass es infolge der fertigungsspezifischen Prozesskette zu hohem Bauteilverzug kommen kann [Denk14]. Dieser Verzug ist ein kritischer Punkt im Design-, Herstellungs- und Montageprozess von Luft- und Raumfahrtstrukturen [Jaya13]. Verzug führt zu hohen Kosten durch Nacharbeit oder Ausschuss [Sim10]. So bezifferte Boeing im Jahr 2001 den Verlust aufgrund von Ausschuss und Nacharbeit auf 290 Millionen US-Dollar [Chan13]. Der Verzug ist definiert als die geometrische Abweichung des Bauteils von der ursprünglichen Form, nachdem es aus der Spannvorrichtung der Werkzeugmaschine gelöst wurde. Ursache dieses Verzugs sind nicht die Geometrieabweichungen oder der Wärmegang des Maschinensystems, sondern die ES [Sim10]. Wie zuvor dargestellt befinden sich vor der spanabtragenden Bearbeitung I-ES im Bauteil. Zusätzlich werden durch das Fräsen P-ES in das Bauteil eingebracht. Dabei sind hauptsächlich die folgenden zwei Effekte für den Bauteilverzug verantwortlich: Zum einen stört der Materialabtrag durch das Fräsen den Gleichgewichtszustand der I-ES im Bauteil [Töns66]. Die so hervorgerufenen resultierenden Kräfte und ihre Momente führen zu einer bleibenden Verformung des Bauteils, sobald es aus der Einspannung gelöst wird (siehe Abbildung 2-12a) [Brin82]. Zum anderen werden durch das Fräsen P-ES in die Randschicht eingebracht, die ebenfalls das Kräfte- und Momentengleichgewicht stören. Insbesondere bei dünnen Bauteilen führt dies zu spürbaren bleibenden Verformungen des Bauteils nach dem Lösen der Einspannung (siehe Abbildung 2-12b) [Brin82]. Durch die Verformung wird das Gleichgewicht wieder hergestellt. Der Betrag des Verzugs hängt neben den ES von der Gesamtsteifigkeit des Bauteils ab [Hirs03]. Außerdem

kann eine asymmetrische Erwärmung des Bauteils während der Bearbeitung zu einer thermischen Ausdehnung und Erzeugung von Wärmespannungen führen. Allerdings klingen diese Verformungen im Gegensatz zu den vorher beschriebenen nach dem Temperatursgleich wieder ab [Brin82].

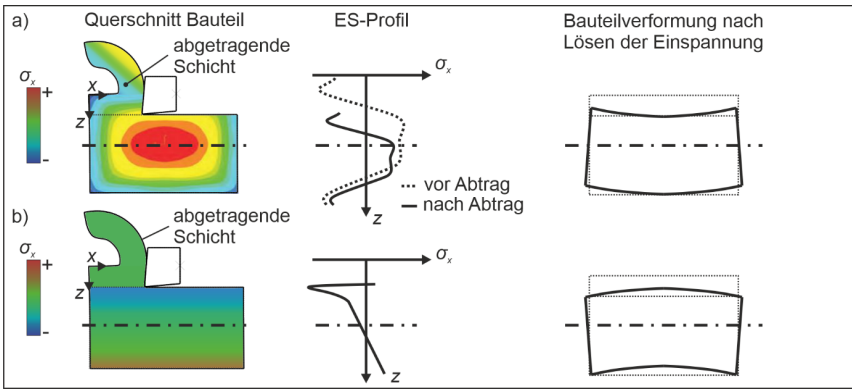


Abbildung 2-12: Bauteilverformung aufgrund von Abtrag I-ES behafteter Schichten (a) und Einbringung von P-ES (b)

### 2.4.1 Analytische Grundlagen

ES-bedingte Verformungen lassen sich analytisch mithilfe der Balkentheorie in 2D und der Plattentheorie in 3D bestimmen [Drei18].

#### Balkentheorie

Dabei umfasst die Balkentheorie die Berechnung von Spannungen und Verformungen, die bei der Durchbiegung eines Balkens aufgrund von Lasten auftreten. So berechnet sich z. B. die resultierende Kraft  $F$  und das Biegemoment  $M$  aus den verteilten Normalspannungen zu [Gros21]:

$$F = \int \sigma_x dA \quad (\text{Gl. 2-37})$$

$$M = \int z \sigma_x dA \quad (\text{Gl. 2-38})$$

Wie beschrieben rufen im Ungleichgewicht befindliche tiefenabhängige ES  $\sigma_x$  ebenfalls Lasten und Momente im Bauteil hervor. Die resultierende Kraft  $F$  und das resultierende Moment  $M$  berechnen sich wie folgt (siehe Abbildung 2-13a):

$$F_x = \int_0^{h_B} \sigma_x(z) dA = b \int_0^{h_B} \sigma_x(z) dz \quad (\text{Gl. 2-39})$$

$$M_y = b \int_0^{h_B} z \cdot \sigma_x(z) dz \quad (\text{Gl. 2-40})$$

Die Durchbiegung  $w(x)$  kann mithilfe der Euler-Bernoulli-Theorie berechnet werden. Diese ist abhängig von dem Biegemoment  $M_y$ , der Länge des Balkens  $l_b$ , dem E-Modul  $E$ , dem Flächenträgheitsmoment  $I_y$  sowie der Position in Längsrichtung  $x$  [Gros20]. Bei einer durch ES induzierten Belastung ist zu beachten, dass sich das Bauteil in entgegengesetzte Richtung biegt, um das durch  $M_y$  verursachte Moment auszugleichen [Mada18] (siehe Abbildung 2-13). Daher ergibt sich im Vergleich zur Euler-Bernoulli-Theorie ein negatives Vorzeichen.

$$-\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = \frac{M_y}{E I_y} \quad (\text{Gl. 2-41})$$

Für einen einseitig eingespannten schubstarken Balken, der durch ein Moment belastet wird, ergibt sich unter Beachtung des in Abbildung 2-13 herrschenden Koordinatensystems, folgende Biegelinie [Gros20]:

$$w(x) = \frac{M_y x^2}{2 E I_y} \quad \text{mit} \quad I_y = \frac{b_B h_B^3}{12} \quad \text{für einen Rechteckquerschnitt} \quad (\text{Gl. 2-42})$$

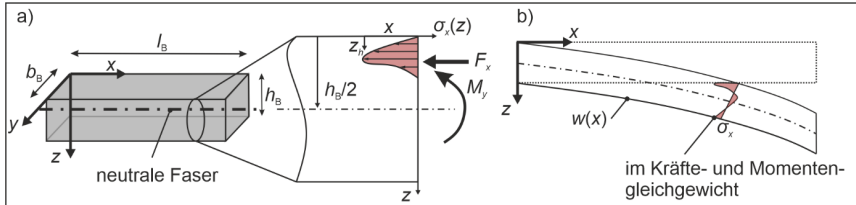


Abbildung 2-13: Überführung der ES in ein Biegemoment (a) und die resultierende Durchbiegung zum Ausgleich des Moments (b)

Mittels der Timoshenko-Theorie kann die Verformung infolge der Schubspannungen  $\tau_{yz}$  berücksichtigt werden [Gros21, Drei18]. Allerdings kann bei dünnen Balken ( $l_B/h_B > 5$ ) mit kompakten Querschnitten die Schubabsenkung vernachlässigt werden [Gros21]. Darüber hinaus wird bei ES wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben ein ebener Spannungszustand mit  $\tau_{yz} = \tau_{xz} = 0$  angenommen. Stattdessen muss im Dreidimensionalen das aus der ebenen Schub-ES  $\tau_{xy}$  resultierende Torsionsmoment berücksichtigt werden (analog zu Gl. 2-38). Der Verdrehwinkel  $\vartheta$  kann mittels Gl. 2-43 bestimmt werden.

$$-\frac{d\vartheta}{dx} = \frac{M_T}{G I_T} \quad (\text{Gl. 2-43})$$

Damit berechnet sich die Durchbiegung infolge von Torsion in Abhängigkeit von  $y$  wie folgt:

$$w_T(y) = a \tan(\vartheta) y \quad (\text{Gl. 2-44})$$

### Plattentheorie

Bei Strukturbauteilen ist die Bauteildicke  $h_B$  kleiner als ihre Länge und Breite. In der Flächentragwerkstheorie differenziert man zwischen Scheiben, Platten und Schalen, welche sich in der Art ihrer Belastung und Verformung unterscheiden. Bei Scheiben bleibt die Mittelebene bei der Verformung eben, wohingegen sie bei Platten verkrümmt [Mang13]. Mithilfe der Kirchhoffschen Plattentheorie ergibt sich der Zusammenhang der Plattendurchbiegung aufgrund der ES-induzierten Momente (siehe Gl. 2-45 bis 47) [Gulp13, Mang13]. Auch hier ist zu beachten, dass sich die Platte in entgegengesetzte Richtung biegt, um die durch die ES-induzierten Biegemomente auszugleichen (siehe Abbildung 2-14).

$$M_x = -K \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) = \int_{-h_B/2}^{h_B/2} z \sigma_y dz \quad (\text{Gl. 2-45})$$

$$M_y = -K \left( \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) = \int_{-h_B/2}^{h_B/2} z \sigma_x dz \quad (\text{Gl. 2-46})$$

$$M_{xy} = -K(1 - \nu) \left( \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \right) = \int_{-h_B/2}^{h_B/2} z \tau_{xy} dz \quad (\text{Gl. 2-47})$$

Dabei ist  $K$  die Biegesteifigkeit der Platte und lässt sich mittels Gl. 2-48 bestimmen.

$$K = \frac{E h_B^3}{12(1-\nu^2)} \quad (\text{Gl. 2-48})$$

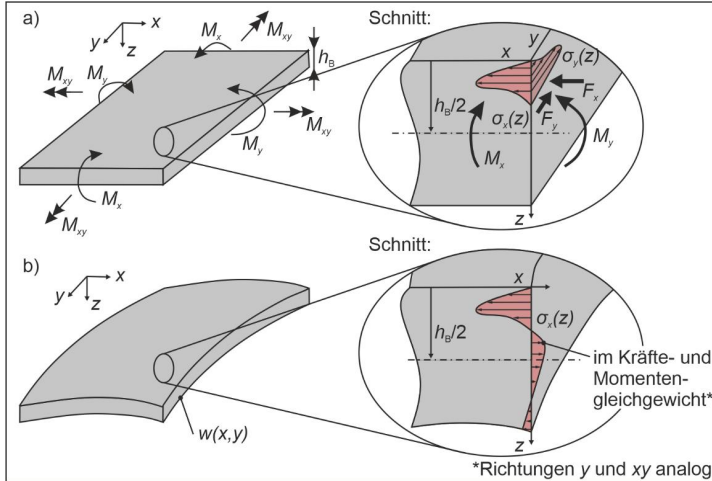


Abbildung 2-14: ES-induzierte Biegemomente in einer eingespannten Platte (a) und Durchbiegung der Platte zum Ausgleich dieser nach Entspannung (b)

#### 2.4.2 Untersuchungen zu eigenspannungsbedingtem Bauteilverzug

Unterschiedliche Forschungsvorhaben befassten sich mit dem eigenspannungsbedingtem Verzug von dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen aufgrund von ES. Dabei wurden zuerst Erkenntnisse aus experimentellen Untersuchungen gewonnen, bevor diese mithilfe simulativer Ansätze erweitert wurden.

##### Experimentelle Untersuchungen

Im historischen Kontext gesehen wurde zu Beginn der Forschung im Gebiet des eigenspannungsbedingten Verzugs vorwiegend der Einfluss der I-ES auf den Bauteilverzug untersucht, bevor die P-ES und deren kombinierter Einfluss berücksichtigt wurden. So zeigten die Untersuchungen von WANG et al. [Wang05] im Jahre 2005, dass I-ES maßgeblich den Verzug eines dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteils des Typs 7050-T7351 nach der Fräsbearbeitung beeinflussen und dieser abhängig vom abgetragenen Volumen und somit der Umverteilung der I-ES ist [Wang05]. CHATALAIN et al. konnten durch eine gezielte Variation der I-ES von dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen des Typs Al 7475-T7351 nachweisen, dass der Verzug in Form und Größe eindeutig von den I-ES abhängt [Chat12]. So wurde beispielsweise eine maximale Abweichung von der Sollgeometrie ( $445 \times 70 \times 25 \text{ mm}^3$  mit einer Wandstärke von 2 mm) von 1 mm gemessen. Auch SCHULZE et al. brachten das Ausmaß des Bauteilverzugs mit dem Betrag der I-ES in Verbindung, indem sie ein 5 mm dickes T-Profil aus Al 7075-T6 während des Fräsens in Form eines 4-Punkt Biegeversuchs mit verschiedenen Lasten beanspruchten, um so unterschiedliche I-ES hervorzurufen [Schu13]. DE LEÓN GARCÍA hingegen konnte nachweisen, dass der Verzug von gefrästen Platten- und Taschenbauteilen des Typs Al 7449-T7651 mit geringen Wandstärken ( $< 5 \text{ mm}$ ) von den P-ES abhängt [León10]. Auch GULPAK et al. zeigten, dass der Verzug von 6 mm dünnen Stahlplatten mit den gewählten Schnittparametern und somit mit den P-ES korreliert [Gulp13]. HUANG et al. berücksichtigten in

ihren Untersuchungen beide ES-Typen und schlussfolgerten mithilfe von FEM-Simulationen, dass beim Fräsen von 3 mm dünnen Aluminium-Strukturbauteilen des Typs Al 7050-T7451 die I-ES für 90 % des Verzugs verantwortlich waren, während die P-ES die restlichen 10 % ausmachten [Huan15a]. Auch YANG et. al. kamen bei der Untersuchung des Fräsens von Al 7075-Strukturen zu dem Ergebnis, dass I-ES hauptverantwortlich für den Verzug waren [Yang14]. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die Beträge der I-ES im Vergleich zu HUANG [Huan15a] deutlich höher waren, da Material verwendet wurde, das keinem Prozess zur Reduktion der I-ES unterzogen wurde. Im Gegensatz dazu kamen HUANG et al. zu dem Schluss, dass beim Fräsen von 2 mm dünnen 7050-T7451 Platten die P-ES die Hauptursache für den Verzug waren [Huan15b].

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass beide ES-Typen, sowohl die I-ES als auch die P-ES, für den Bauteilverzug von dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen verantwortlich sind. Dabei herrscht im Gegensatz zu dicken Bauteilen, bei denen die I-ES hauptverantwortlich sind, keine Einigkeit, welcher ES-Typ bei geringen Wandstärken dominiert. So wurden unterschiedliche kritische Werte der Wandstärke festgestellt, ab wann P-ES den Verzug dominieren [Li16]. Diese Tatsache lässt sich darauf zurückführen, dass in unterschiedlichen Untersuchungen verschiedene Parameterkombinationen, die sich auf die ES und damit auf den Bauteilverzug auswirken, genutzt wurden. So lagen unterschiedliche I-ES vor, welche sich in ihrem Betrag deutlich unterschieden, und unterschiedliche P-ES, welche in ihrer Größe und Eindringtiefe variierten. Außerdem spielt die Bearbeitungsstrategie einschließlich der Position des fertigen Teils im Rohmaterial [Ceru15], die Bearbeitungsreihenfolge [Fan21] und der Bearbeitungsweg selbst [Drei18] eine Rolle. Zudem beeinflussen die Bauteilgeometrie und die Werkstoffeigenschaften den Bauteilverzug (siehe Abbildung 2-15).

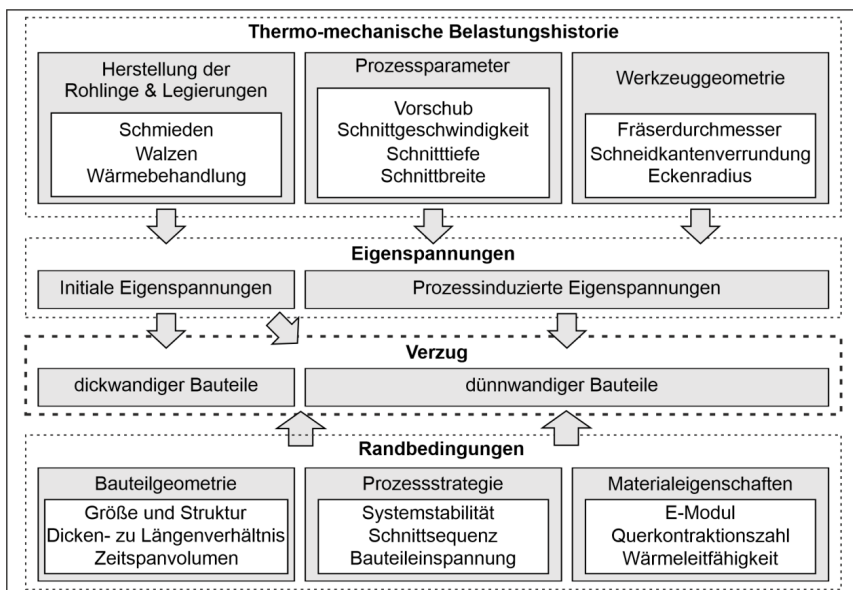


Abbildung 2-15: Ursachen des Verzugs von Strukturbauteilen nach [Li16]

Eng mit den experimentellen Versuchen verknüpft, sind die Untersuchungen des eigenspannungsbedingten Verzugs von Strukturbauteilen und dessen Vorhersage mittels simulationsbasierter Methoden. Dabei sind diverse Modelle zur Vorhersage des Verzugs in verschiedenen Forschungsvorhaben zu finden, welche auf unterschiedlichen Ansätzen basieren und sich bzgl. ihrer berücksichtigten Effekte (wie z. B. berücksichtigter ES-Typ und -Position, Elementlöschung) unterscheiden. Tabelle 2-1 gibt einen Überblick über jene Modelle und ihre Eigenschaften sowie Informationen bzgl. verwendeter Materialien, Geometrien, erfolgte Validierung und Ergebnisgüte. Grundsätzlich wird bei den erforschten Methoden zwischen numerischen und analytischen Modellen unterschieden [Li16].

### **Analytische Simulation**

Analytische Simulationen basieren meist auf den mathematischen Formeln der Balken- [Nerv09, Leòn10, Ferg16, Llan17] bzw. Plattentheorie [Li20] (siehe Kapitel 2.4.1) und sind besonders zur Vorhersage des Verzugs einfacher Geometrien geeignet [Li16]. Der Vorteil analytischer Modelle im Vergleich zu numerischen ist die kürzere Berechnungszeit. Ein Nachteil ist der Modellierungsprozess, der insbesondere bei komplexen Strukturbauteilen sehr aufwendig und zeitintensiv ist und somit den Vorteil der kürzeren Berechnungszeit aufhebt [Li16]. DE LEÓN GARCÍA konnte mittels analytischer Simulation den Bauteilverzug aufgrund von P-ES von einseitig bearbeiteten Platten- und Taschengeometrien voraussagen [Leòn10]. NERVI et al. verwendeten als Modelleingabe I-ES, um den Bauteilverzug dünner Z-Profile (Wandstärke < 3,3 mm) aus Al 7050-T7451 analytisch zu bestimmen. Sie stellten allerdings fest, dass ohne die Berücksichtigung der P-ES keine gute Verzugsvorhersage möglich war [Nerv09]. AURRE-KOETXEA et al. stellten ein analytisches Modell zur Vorhersage der Verformung von Aluminium 7050-T7451-Platten im Zusammenhang mit dem Schichtabtragsverfahren vor [Aurr20]. Sie kamen zu dem Schluss, dass es für eine erfolgreiche Messung der I-ES und eine korrekte Vorhersage der Verformung unerlässlich ist, neben den I-ES auch die P-ES sowie die durch die Einspannung entstehenden Biegemomente zu berücksichtigen.

### **Numerische Simulation**

Numerische Simulationsmodelle, basierend auf der FEM, werden am häufigsten zur Vorhersage des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs von dünnwandig monolithischen Aluminium-Strukturbauteilen verwendet, da selbst komplexe Geometrien und Materialverhalten relativ einfach implementiert werden können [Li16]. Bei der Mehrheit dieser FEM-Modelle wird vorausgesetzt, dass die ES im Voraus bekannt sind. Sie werden als Eingabe für die Vorhersage des Bauteilverzugs genutzt. Entweder wurden die ES gemessen [Denk14, Drei18, Huan15a, Mada18] oder sie wurden analytisch oder numerisch vorhergesagt [Jaya13, Ma19] (siehe auch Kapitel 2.3.3). Die FEM-Modelle zur Vorhersage des Verzugs basieren meist auf der Annahme eines linear elastischen Materialverhaltens und die ES werden als initiales Spannungsfeld implementiert. Dabei wurden in der Literatur sowohl beide als auch lediglich ein ES-Typ (I-ES oder P-ES) berücksichtigt. Es lassen sich zwei Vorgehensweisen identifizieren: Die ES wurden auf die finale Bauteilgeometrie angewandt [Denk14, Jaya13, Rich13, Drei18], oder der Materialabtragprozess [Ceru13, Huan15a, Mada18, Ma19] wurde vereinfacht in Form des Löschens der Elemente modelliert. In beiden Fällen treten als Folge des ES-Ungleichgewichts im ersten Simulationsschritt bzw. nach dem Materialabtrag wirkende Kräfte und Momente auf.

Tabelle 2-1: Literaturübersicht

| Quelle              | Verzug-<br>Modelltyp | ES-Typ berücksichtigt<br>(M: Messung, L: Literatur,<br>S: Simulation) | P-ES<br>Richtung | Schub-<br>ES | P-ES<br>Wand | Element-<br>löschung | Geometrie: Länge x Breite x<br>Dicke (Wandstärke in mm) | Validierung | δz<br>in % | Wdh. |
|---------------------|----------------------|-----------------------------------------------------------------------|------------------|--------------|--------------|----------------------|---------------------------------------------------------|-------------|------------|------|
| [Lequ01]            | FEM stat. LE         | I-ES (k. A.)                                                          | -                | -            | -            | -                    | Holm (k. A.)                                            | -           | -          | -    |
| [Wang04]            | FEM stat. LE         | I-ES (k. A.)                                                          | -                | -            | -            | ja                   | 711x386x114 (k. A.)                                     | -           | -          | -    |
| [Wang05]            | FEM stat. LE         | I-ES (k. A.)                                                          | -                | -            | -            | ja                   | 300x104x24 (k. A.)                                      | 1 Punkt     | -          | -    |
| [Wei07]             | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | ja                   | 152x52x20 (k. A.)                                       | Linien      | -          | -    |
| [Bri09]             | FEM stat. LE         | P-ES (aus Biegemoment)                                                | -                | -            | -            | -                    | Balken 120x30x2                                         | Maximum     | -          | -    |
| [Guo09]             | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | -                    | Multi-Frame (k. A.)                                     | Maximum     | 18         | -    |
| [Zhon10]            | FEM stat. LE         | I-ES (S)                                                              | -                | -            | -            | ja                   | Rippe 130x559x953 (k. A.)                               | Maximum     | 29         | -    |
| [Gulp13]            | FEM stat. LE         | P-ES (aus Biegemoment)                                                | ja               | ja           | -            | -                    | Platte 150x100x6 (6)                                    | -           | -          | -    |
| [Rich13]            | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | -                    | 450x250 (4/5)                                           | 2D Karte    | -          | -    |
| [Jaya13,<br>Maru08] | FEM stat. LE         | I-ES (L) & P-ES (S)                                                   | ja               | -            | -            | -                    | Rippe 38x785x1510 (k. A.)<br>Spundwand 76x3140x1630     | 2D Karte    | -          | -    |
| [Schu13]            | FEM stat. LE         | I-ES (4-Punkt Biegevers.)                                             | -                | -            | -            | ja                   | T-Steg 50x50x30 (5)                                     | Linie       | 10         | ja   |
| [Denk14]            | FEM stat. LE         | I-ES (k. A.) & P-ES (L)                                               | -                | -            | -            | -                    | 70x330x480                                              | Linie       | 67         | -    |
| [Zhan14]            | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | -                    | T-Steg 140x80x30 (3)                                    | Linie       | 12         | -    |
| [Liu15]             | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | ja                   | 2161x1534x164                                           | Maximum     | -          | -    |
| [D'Aiv15]           | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | -                    | Flügel 500x200x50                                       | -           | -          | -    |
| [Huan15a]           | FEM stat. LE         | I-ES (M) & P-ES (M)                                                   | -                | -            | -            | ja                   | 60x100x1012 (3)                                         | Linie       | 26         | -    |
| [Wu16]              | FEM stat. LE         | I-ES (M)                                                              | -                | -            | -            | ja                   | 204x200x26 (2)                                          | Linie       | 10         | -    |
| [Mada18]            | FEM stat. LE         | I-ES $\sigma_x$ (M) & P-ES (M)                                        | -                | -            | -            | ja                   | Steg 38x40x400 (6)                                      | Linie       | 15         | -    |
| [Yang18]            | FEM stat. LE         | I-ES (M) & P-ES (S)                                                   | -                | -            | -            | -                    | Platte 180x20x3 (3)                                     | -           | -          | -    |
| [Drei18]            | FEM stat. LE         | I-ES (M) & P-ES (M)                                                   | ja               | -            | ja           | -                    | 700x100x32 (3/2)                                        | 2D Karte    | 11 / 50    | -    |
| [Ma15, 19]          | FEM stat. LE         | I-ES (M) & P-ES (S)                                                   | ja               | -            | -            | ja                   | 393x233x49 (3)                                          | Linie       | 17         | -    |
| [Li20]              | FEM stat. LE         | I-ES (M) & P-ES (S)                                                   | -                | -            | -            | ja                   | 300x150x30 (2)                                          | 2D Karte    | 22         | -    |
| [Gao22]             | FEM stat. LE         | I-ES (k. A.) & P-ES (S)                                               | -                | -            | -            | ja                   | 300x150x30 (2)                                          | 2D Karte    | 45         | -    |
| [Dong06]            | FEM dyn.             | I-ES (S) & Lasten (S)                                                 | -                | -            | -            | ja                   | k.A.                                                    | -           | -          | -    |
| [Rai08]             | FEM dyn.             | I-ES (k. A.) & Lasten (S)                                             | -                | -            | -            | ja                   | k.A.                                                    | -           | -          | -    |
| [Bi09]              | FEM dyn.             | I-ES (M) & Lasten (S)                                                 | -                | -            | -            | ja                   | Holm 600x20x11 (2)                                      | Linie       | 19         | -    |
| [Ceru13]            | FEM dyn.             | I-ES (M) & Lasten (S)                                                 | -                | -            | -            | ja                   | 160x70x40 (k. A.)                                       | Punkt       | 21 / 42    | -    |
| [Tang13]            | FEM dyn.             | I-ES (M) & Lasten (S)                                                 | -                | ja           | -            | -                    | 260x40x20 (2)                                           | 2D Karte    | 23         | -    |
| [Yang14]            | FEM dyn.             | I-ES (k. A.) & Lasten (k. A.)                                         | -                | -            | -            | ja                   | 300x30x11                                               | Maximum     | 16         | -    |

FEM stat. LE: statisches linear elastisches FEM-Modell

FEM dyn.: dynamisches FEM-Modell mit thermo-mechanischer Belastung

| Quelle   | Verzug - Modelltyp | ES-Typ berücksichtigt (M: Messung, L: Literatur, S: Simulation) | P-ES Richtung | Schub-ES | P-ES Wand | Element-löschung | Geometrie: Länge x Breite x Dicke (Wandstärke in mm) | Validierung | δz in % | Wdh. |
|----------|--------------------|-----------------------------------------------------------------|---------------|----------|-----------|------------------|------------------------------------------------------|-------------|---------|------|
| [Nerv09] | analytisch         | I-ES (M)                                                        | -             | -        | -         | -                | Z-Profil 914x51x65 (< 3)                             | Linie       | 40      | -    |
| [León10] | analytisch         | P-ES (M)                                                        | -             | -        | -         | -                | 4000x500x20 (2)                                      | Linie       | -       | -    |
| [Ferg16] | analytisch         | I-ES (M) & P-ES (M)                                             | -             | -        | -         | -                | Platte 200x150x k.A.                                 | Linie       | 20      | -    |
| [Lian17] | analytisch         | I-ES (M)                                                        | -             | -        | -         | -                | Tasche k. A. (3)                                     | Linie       | 6       | -    |
| [Aurr20] | analytisch         | I-ES (M) & P-ES (M)                                             | -             | -        | -         | -                | Platte 200x400x31,5                                  | 2D Karte    | -       | ja   |

Die ES zielen auf die Wiederherstellung des Gleichgewichts ab, sobald das Bauteil aus seiner Zwangsbedingung (Einspannung) gelöst ist. Die Verformung bzw. der Bauteilverzug ist das Resultat infolgedessen [Sim10]. JAYANTI et al. zum Beispiel berücksichtigten in ihrem FEM-Verzug-Modell sowohl I-ES als auch P-ES sowie den Werkzeugweg und die Werkzeugdurchbiegung [Jaya13]. Der vorhergesagte Verzug einer Tragflächenrippe und eines Druckschotts aus Al 7050-T7451 stimmte qualitativ mit den Versuchen überein. Jedoch wies der vorhergesagte Verzug des Druckschotts betragsmäßig deutliche Abweichungen im Vergleich zum Experiment auf. DREIER nutzte ein linear elastisches FEM-Modell in ABAQUS zur Vorhersage des Verzugs unterschiedlicher Bauteilgeometrien (Platte, Taschenbauteil und komplexer Spant) aus Al 7075-T651 aufgrund P-ES und I-ES [Drei18]. Dabei wurden die P-ES mittels einer sinusoidalen Verfallsfunktion und dessen Integral beschrieben und diskretisiert. Der Verzug wurde für unterschiedliche Bearbeitungsstrategien (Schnittparameter und Werkzeugweg) quantitativ und qualitativ vorhergesagt. So ergaben sich in Abhängigkeit der verwendeten Prozessstrategie lokale Fehler von maximal 11 % bzw. 50 % für den Verzug des Spants [Drei18]. Außerdem entwickelte er ein Steuerskript zur Automatisierung des Simulationsablaufs, inkl. automatisierter Netzgenerierung. Zudem wurde die Abhängigkeit der Simulationsgüte von den Systemgrößen, wie z. B. der Elementgröße oder der Randzonendiskretisierung, aufgezeigt. MADARIAGA et al. konnten den Verzug eines T-Profiles aus Al 7175-T7351 durch ein linear elastisches FEM-Modell inklusive Elementlöschung vorhersagen. Dabei wurden die P-ES mittels der Subroutine SIGINI in Abaqus in 7 Schichten diskretisiert. Es ergaben sich Abweichungen im Vergleich zum gemessenen Verzug von bis zu 15 %. Allerdings wurde lediglich ein ausgewähltes Linienprofil auf der Unterseite des T-Stegs mit den Simulationen verglichen [Mada18]. RICHTER-TRUMMER et al. sagten den Verzug eines kleinen Strukturbauteils mit 4 mm bzw. 5 mm dickem Boden aufgrund von gemessenen I-ES qualitativ vorher [Rich13]. GULPAK et al. nutzen die inverse Methode des Modells und leiteten die P-ES aufgrund unterschiedlicher Schnittparameter in Form von effektiven Quellenspannungen aus der gemessenen Krümmung von gefrästen Stahlplatten ab [Gulp13]. LI et al. [Li20] und GAO et al. [Gao22] berücksichtigten in ihrem vorgestellten FEM-Verzugsmodell gemessene I-ES und vorhergesagte P-ES. Sie untersuchten den Verzug eines 2 mm dicken Strukturbauteils aus Al 7075-T6 während der Fräsbearbeitung und sagten diesen mit einem maximalen relativen Fehler von 21,84 % voraus. Sie kamen zu dem Schluss, dass I-ES für den Verzug hauptverantwortlich waren. MA et al. [Ma19] stellten einen Ansatz vor, bei dem die Entwicklung des ES-Feldes im Inneren des Bauteils während der Bearbeitung nachverfolgt werden kann. Der Materialabtrag entlang des Werkzeugwegs wurde in Form von Elementlöschung realisiert. Neben den I-ES und den P-ES wurde die mechanische Belastung für das Schruppen berücksichtigt. Der Bauteilverzug wurde mit einem relativen Fehler von ca. 17 % vorhergesagt. Wurden die P-ES vernachlässigt, stieg der Fehler auf 37 %.

Andere numerische Simulationsmodelle, bei denen die P-ES unbekannt sind, zeichnen sich durch die Berechnung des Bauteilverzugs aufgrund der während der Zerspanung wirkenden mechanischen und thermischen Belastung aus [Mada18]. Diese dynamischen Modelle können neben den I-ES, auch den genauen Werkzeugweg sowie die anliegenden Spannkkräfte der Werkstückeinspannung berücksichtigen. Die Zerspanung an sich wird vereinfacht, sodass keine Werkzeug-Werkstück Interaktion simuliert wird. Der Materialabtrag wird auch hier typischerweise durch das Löschen von Elementen modelliert. Der Unterschied zu oben beschriebenem Modell ist, dass in einem ersten Simulationsschritt die wirkenden Kräfte und Temperaturen auf

die Netzknoten aufgebracht werden. Dabei wird das Bauteil, realisiert durch Randbedingungen, eingespannt. Erst in einem zweiten Simulationsschritt (linear elastisch) werden die Zwangsbedingungen so geändert, dass sich das Bauteil frei verformen kann, was wie oben beschrieben zu der Vorhersage des Bauteilverzugs führt. Die als Modelleingabe verwendeten Temperatur- und Kraftdaten wurden mit unterschiedlichen Methoden ermittelt. BI et al. verwendeten eine FEM-Prozesssimulation in DEFORM-3D, um die Kräfte vorherzusagen, während der Wärmeintrag analytisch mittels der Scherenergie (aus Kräften abgeleitet) berechnet wurde [Bi09]. Außerdem wurden die I-ES an Bauteilen der Aluminiumlegierung 7050-T7451 gemessen und als Eingabe verwendet. Der Verzug eines Holms wurde mit einer maximalen Abweichung von 19 % zwischen einem gemessenen 2D-Höhenprofil über der Länge des Holms und der Simulation vorhergesagt. TANG et al. verwendeten ebenfalls eine FEM-Zerspansimulation in DEFORM-3D, um sowohl Temperaturen als auch Kräfte zu bestimmen [Tang13]. Zusätzlich wurden die gemessenen I-ES an Bauteilen der Aluminiumlegierung 7050-T7451 berücksichtigt. P-ES wurden ebenfalls gemessen. Allerdings geht nicht eindeutig hervor, ob und wie diese im Modell verwendet wurden, da die thermo-mechanische Belastung bereits berücksichtigt wurde. Die Verformung eines 4 mm dicken Rahmens wurde mit einem relativen Fehler zwischen Simulation und Experiment von 20 % vorhergesagt. CERUTTI et al. analysierten den Effekt unterschiedlicher Fräswegstrategien unter Beachtung der I-ES und der mechanischen und thermischen Belastung des Werkstücks sowie der realen Einspannstrategie [Ceru13]. Sie kamen zu dem Schluss, dass die Wahl des Fräsweges trotz gleicher ES-Zustände am Ende der Simulation einen Einfluss auf den Bauteilverzug hat. Eine Erklärung für dieses Phänomen wurde nicht geliefert. Punktuell wurden Abweichungen von Simulation zu Experiment von 25 % festgestellt. Problematisch bei den beschriebenen Untersuchungen ist, dass die aus der thermisch-mechanische Belastung resultierenden P-ES unbekannt bleiben. Es wurde keine Aussage darüber getroffen, welcher ES-Typ zum Verzug beiträgt. So wurde nicht untersucht, inwieweit die angewandten thermo-mechanischen Belastungen P-ES erzeugen. Der simulierte Bauteilverzug könnte somit lediglich auf die verwendeten I-ES zurückzuführen sein.

### **Charakterisierung des Bauteilverzugs**

Wie bereits im vorangegangenen Unterkapitel angedeutet und der Tabelle 2-1 zu entnehmen, gibt es keinen einheitlichen Standard zur Beschreibung des Bauteilverzugs. Nur wenige Arbeiten dokumentieren die Charakterisierung des Bauteilverzugs, bestehend aus Messung und Verarbeitung der Messdaten [Garc20]. Oft wird der Verzug nur lokal, z. B. punktuell bei der maximalen Verformung, bzw. anhand von Linienprofilen – seltener anhand von 2D Plots – charakterisiert (siehe Tabelle 2-1). GARCIA et al. schlägt eine Charakterisierungsmethode vor, bestehend aus Filterung und Nivellierung der Daten unter Anwendung von Bézier Flächen und der Gausschen Krümmung [Garc17, Garc20]. Jedoch bezieht sich die genannte Methode lediglich auf Messdaten. Ein Vergleich von experimentellen und simulierten Daten sowie die Ableitung von Kennzahlen erfolgte auch hier nicht. Einzig DREIER vergleicht experimentelle und vorhergesagte zweidimensionale Verzugsdaten [Drei18]. Allerdings wurde die Datenverarbeitung nicht beschrieben und neben der max. Abweichung keine weiteren Kennzahlen abgeleitet.

### **Fazit**

Numerische Simulationsmodelle, genauer gesagt linear elastische FEM-Modelle, bieten die Möglichkeit den Verzug aufgrund bekannter ES für komplexe Bauteilgeometrien vorauszusagen. Dabei zeigen die Untersuchungen aus der Literatur, dass die Berücksichtigung beider ES-

Typen für die Vorhersage des Verzugs dünnwandiger Strukturbauteile notwendig ist. Eine Superposition beider Typen wurde angenommen, ihre gegenseitige Beeinflussung aber nicht untersucht. Außerdem bleibt unbekannt, wann welcher ES-Typ den Verzug dominiert. Darüber hinaus wurden die prozessinduzierten Schubspannungen nicht berücksichtigt, obwohl diese nachweislich (siehe Kapitel 2.4.1 und [Gulp13]) ein Torsionsmoment hervorrufen und somit den Bauteilverzug beeinflussen. Außerdem wurden die P-ES meist nur auf ausgewählten bearbeiteten Flächen und deren Randzonen berücksichtigt und nicht vollumfänglich auf allen bearbeiteten Flächen (z. B. Wände). Auch die Charakterisierung des Verzugs, insbesondere die Validierung der Modelle, weist Schwächen auf. Es mangelt an einem einheitlichen Vorgehen bzw. der Verarbeitung der Verzugsmessdaten und aussagekräftigen Größen, welche die Abweichung von Simulation und Experiment beziffern. So wurde der Verzug meist nur anhand von Linienprofilen oder gar punktuell verglichen. Darüber hinaus mangelt es an statistischen Absicherungen, sowohl die Bestimmung der ES als auch den Verzug betreffend. Die Wiederholbarkeit bzw. die Streuung der ES und des Bauteilverzugs unter gleichen Herstellbedingungen wurde nicht untersucht.

### 2.4.3 Untersuchungen zu Kompensationstechniken

Verschiedene Forschungsprojekte haben sich mit Ansätzen zur Minimierung des eigenspannungsinduzierten Bauteilverzugs beschäftigt. Diese wurden im Literaturüberblick von LI et al. in zwei Kategorien unterteilt [Li16]: "Vorkontrolle" (engl. „precontrol“ – vor dem Bearbeitungsprozess), auch als „Offline“ Methode bezeichnet [Aurr22], und "Nachkorrektur" (engl. „postcorrection“ – nach dem Bearbeitungsprozess). Bei der Nachkorrektur wird das fertige Bauteil nach der Bearbeitung mit thermischen oder mechanischen Verfahren bearbeitet, z. B. durch Kugelstrahlen oder Laserwärmebehandlungen [Li16]. Der Nachteil dieser Vorgehensweise ist die Erhöhung der Produktionskosten. Die verzugsminimierenden Techniken der Vorkontrolle zeichnen sich hingegen dadurch aus, dass die Bearbeitungsbedingungen so verbessert werden, dass vor allem der Betrag der ES reduziert wird oder eine Veränderung ihrer Verteilung angestrebt wird [Li16]. Eine Möglichkeit die I-ES des abgeschreckten Materials zu reduzieren, stellt der Spannungsabbau durch kontrolliertes Recken oder Wärmebehandlungen mit hohen Alterungs- und Anlasszeiten dar [Youn07] (siehe Kapitel 2.3.1). Eine Möglichkeit zur Reduzierung des P-ES ist die Anpassung der Schnittparameter, sodass geringere Prozesskräfte auftreten. Dies kann z. B. durch die Verringerung des Vorschubs pro Zahn realisiert werden [Rao01]. In der Industrie müssen jedoch möglichst kurze Produktions- bzw. Taktzeiten eingehalten werden, was die Anpassung der Schnittparameter zu einer besonderen Herausforderung macht. Die Änderung der ES-Verteilung kann für I-ES durch die Änderung der Position des Teils im Rohmaterial realisiert werden [Maru08, Kele11, Chan13, Zhan14, Ceru15]. Durch die Verwendung größerer Ausgangswerkstücke mit einer optimalen Positionierung des Bauteils im Halbzeug, die mithilfe von FEM-Simulationen vorhergesagt wurde [Ceru15, Drei18], oder durch die Anpassung an vorteilhafte geometrische Symmetrien [Zhan14], konnte der Bauteilverzug verringert werden. Dieser Ansatz ist jedoch mit einer schlechteren Ressourceneffizienz und somit höheren Produktionskosten verbunden. Die Anpassung der Prozessstrategie führte zu einer vorteilhaften Verteilung der P-ES im Bauteil und damit zu einer Reduzierung des Verzugs [Li15, Drei16, Drei18, Mada18, Fan21]. FAN erreichte eine Minimierung des Bauteilverzugs durch die Umstellung der Bearbeitungsreihenfolge [Fan21]. MADARIAGA et al. konnten den Verzug eines T-Profiles mithilfe eines FEM-Verzug-Modells um 40 % reduzieren, indem

sie unterschiedliche P-ES auf den verschiedenen bearbeiteten Flächen durch Anpassung der Schnittparameter einbrachten [Mada18]. LI et. al. nutzten nachfolgende Zerspanungsschritte, um die Randzone mit hohen P-ES, eingebracht durch Schruppen, zu entfernen und damit den Bauteilverzug zu minimieren [Li15]. DREIER et. al. konnten den Bauteilverzug durch eine Änderung der Fräsrichtung reduzieren [Drei16, Drei18]. Eine systematische Analyse sowie die Erklärung zugrundeliegender Effekte, warum eine Änderung der Fräsrichtung den Bauteilverzug drastisch beeinflusst, ist jedoch nicht erfolgt. Eine weitere Möglichkeit zur Verzugsreduzierung wurde von DENKENA et al. vorgestellt [Denk13]: Der vorhergesagte Verzug wurde vor dem letzten Bearbeitungsschritt durch Fräsen der vorausgesagten inversen Bauteilform auf die Bauteilunterseite kompensiert [Denk13].

GAO et. al. nutzte die Topologieoptimierung, um die Biegesteifigkeit des Bauteils gegen Verformung aufgrund der ES zu erhöhen und somit den Verzug zu minimieren. Dabei wurde die Verformung aufgrund der ES durch äquivalente gleichmäßige Belastungen vereinfacht. In Kombination mit Ruhepausen zwischen den Fertigungsschritten, in denen Methoden des thermischen ES-Abbaus zum Einsatz kamen, konnte der Verzug um bis zu 24 % reduziert werden [Gao22]. Allerdings muss gewährleistet werden, dass bei der Topologieoptimierung und der damit einhergehenden Veränderung der Topologie die ursprünglichen Bauteileigenschaften zur Verwendung im Einsatz nicht verschlechtert werden, z. B. die Belastung im Einsatz.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass Kompensationstechniken der Kategorie Vorkontrolle sowohl den Betrag als auch die Verteilung der ES im Bauteil in geeigneter Weise berücksichtigen müssen, um den Verzug zu minimieren. Dennoch sind ihre gegenseitigen Auswirkungen auf den Bauteilverzug und die daraus abgeleiteten Kompensationstechniken noch nicht vollständig verstanden.

## 2.5 Zusammenfassende Bewertung

Dünnwandige monolithische Aluminium-Strukturbauteile sind in der Luftfahrttechnik weit verbreitet, insbesondere in Flugzeugen als innere Rumpfstrukturen und Tragflächenrippen [Wanh14]. Sie werden auch in Zukunft im Flugzeugbau eine große Bedeutung einnehmen, da ein Wachstum an Schmalrumpf-Flugzeugen erwartet wird, die zum Großteil aus Aluminium gefertigt werden [Caul15, Boei23].

Ein typisches Fertigungsverfahren für die Herstellung solcher Integralbauteile, die aus gewalzten Blechen, Strangpressprofilen oder Schmiedeteilen hergestellt werden, ist das Fräsen. Infolge der fertigungsspezifischen Prozesskette kann es zu einem hohen Bauteilverzug kommen. Ursache dieses Verzugs sind Eigenspannungen (ES) im Bauteil, die im fertigungstechnischen Kontext in prozessinduzierte ES (P-ES) und initiale ES (I-ES) unterteilt werden [Li16].

Der Verzug von dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen wurde bisher sowohl experimentell als auch simulativ untersucht. Dabei herrscht im Gegensatz zu dicken Bauteilen, bei denen die I-ES für den Verzug hauptverantwortlich sind, keine Einigkeit, welcher ES-Typ bei dünnen Wandstärken dominiert [Li16]. Diese Tatsache lässt sich darauf zurückführen, dass in unterschiedlichen Untersuchungen verschiedene Parameterkombinationen genutzt wurden, die sich auf die ES und damit auf den Bauteilverzug auswirken. So lagen unterschiedliche I-ES, die sich in ihrem Betrag deutlich unterscheiden, und unterschiedliche P-ES, die in ihrer Größe und Eindringtiefe variierten, vor. Zusätzlich wurden verschiedene Bearbeitungsstrategien (Position des

fertigen Teils im Rohmaterial, Bearbeitungsreihenfolge, Bearbeitungsweg) und unterschiedliche Bauteilgeometrien betrachtet. Somit ist eine Vergleichbarkeit nicht zwangsläufig gegeben. Darüber hinaus mangelt es an statistischen Absicherungen bezüglich der Bestimmung der ES und des Bauteilverzugs. Die Wiederholbarkeit bzw. die Streuung der ES und des Bauteilverzugs, die sich unter den gleichen Herstellbedingungen ergeben, wurden nicht untersucht.

Numerische Simulationsmodelle, genauer gesagt linear elastische FEM-Modelle, bieten die Möglichkeit den Verzug aufgrund bekannter ES für komplexe Bauteilgeometrien vorauszusagen. Dabei zeigen die Untersuchungen aus der Literatur, dass die Berücksichtigung beider ES-Typen (P-ES und I-ES) für die Vorhersage des Verzugs dünnwandiger Strukturbauteile notwendig ist. Eine Superposition beider Typen wurde angenommen, ihre gegenseitige Beeinflussung aber nicht untersucht. Darüber hinaus wurden die prozessinduzierten Schubspannungen nicht berücksichtigt, obwohl diese in der Theorie ein Torsionsmoment hervorrufen und somit den Bauteilverzug beeinflussen. Außerdem wurden die P-ES meist nur auf ausgewählten bearbeiteten Flächen und deren Randzonen berücksichtigt und nicht vollumfänglich auf allen bearbeiteten Flächen (z. B. Wände). Es wurde nicht untersucht, inwieweit die Annahme einer idealen Einspannung bei der Verzug-Modellierung die Ergebnisse beeinflusst. Auch die Charakterisierung und Validierung der Modelle weist Schwächen auf. Es mangelt an einer einheitlichen aussagekräftigen Größe, welche die Abweichung von Simulation und Experiment beziffert. So wurde der Verzug meist nur anhand von Linienprofilen oder gar punktuell verglichen, was keine vollumfängliche Bewertung der Eignung der Simulationsmodelle ermöglicht.

Bisher werden die Methoden zur Verzugsminimierung in zwei Kategorien unterteilt. Zum einen in die sog. Nachkorrektur-Kategorie, bei welcher das fertige Bauteil nach der Bearbeitung mit thermischen oder mechanischen Verfahren bearbeitet wird. Zum anderen in die sog. Vorkontrolle-Kategorie, bei welcher die Bearbeitungsbedingungen so verbessert werden, dass vor allem der Betrag der ES reduziert wird (z. B. veränderte Schnittparameter) oder eine Veränderung ihrer Verteilung angestrebt wird (angepasste Prozessstrategie: Position im Rohmaterial, Bearbeitungssequenz, -weg) [Li16]. Allerdings beruhen diese Erkenntnisse meist noch auf dem „Trial-and-Error“-Prinzip. Ihre gegenseitigen Auswirkungen auf den Bauteilverzug und die daraus abgeleiteten Kompensationstechniken sind noch nicht vollständig verstanden.

Um darüber hinaus die Prozesskette (Wärmebehandlung – Fräsen) und den resultierenden Bauteilverzug vollständig simulieren zu können, muss ebenfalls die Modellierung der Eigenspannungen berücksichtigt werden. Dabei erweist sich eine allgemeingültige modellbasierte Vorhersage der P-ES bis heute als schwierig, da komplexe Prozessvorgänge sowie zahlreiche Einflussgrößen in der Zerspanung vorliegen. So zeigten Vergleichsstudien, dass FEM-Modelle verschiedener Forschergruppen, die den gleichen realen Prozess abbildeten, teilw. zu großen Diskrepanzen in den simulierten P-ES führten. Zudem mangelt es in der Literatur an validierten 3D Frässimulationsmodellen zur Vorhersage der P-ES, die ebenfalls die Schubspannung berücksichtigen. Die I-ES können jedoch gut durch Simulation der Wärmebehandlung abgeschätzt werden.

## 3 Zielsetzung und Vorgehensweise

### 3.1 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die simulationsgestützte Vorhersage des eigenspannungsbedingten Verzugs von dünnwandigen monolithischen Aluminium-Strukturbauteilen nach dem Fräsen. Mithilfe der zu entwickelnden und zu validierenden Simulationsmethodik sollen die Auswirkungen des Eigenspannungszustandes und der Bearbeitungsstrategie auf den eigenspannungsbedingten Bauteilverzug verstanden werden und Verzugs-Kompensationstechniken abgeleitet werden. Es ist nicht das Ziel den Verzug für einzelne Bauteile betragsmäßig exakt vorherzusagen. Zudem soll die Frage beantwortet werden, welcher ES-Typ dominiert und inwiefern der jeweilige Typ zum Bauteilverzug beiträgt. Dabei bildet die Analyse der Wiederholbarkeit bzw. Streuung der gemessenen Eigenspannungen, sowohl der P-ES als auch der I-ES, und des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs die Grundlage. Zudem soll untersucht werden, ob die Eigenspannungsmessungen durch Simulation der Wärmebehandlung und der Zerspanung ersetzt werden können.

Die Hauptanforderungen an die Simulationsmethodik werden wie folgt definiert:

- Schnelle Berechnungszeit zur Implementierung in Industrieprozessen
- Berücksichtigung beider ES-Typen
- Anwendbarkeit auf unterschiedliche Bauteilgeometrien und Prozessstrategien

Außerdem soll die Charakterisierung des Bauteilverzugs so erfolgen, dass ein quantitativer Vergleich zwischen Messung und simulativer Vorhersage möglich wird.

### 3.2 Vorgehensweise

Um oben genannte Zielsetzung erreichen zu können, werden in dieser Arbeit sowohl experimentell durchgeführte Versuche als auch numerische Simulationen eingesetzt. Die davon abgeleitete Vorgehensweise spiegelt sich im Aufbau der Arbeit wider (siehe Abbildung 3-1).

In Kapitel 4 „Versuchstechnik“ werden das in den Versuchen eingesetzte Maschinensystem (Kapitel 4.1), die Werkzeuge (Kapitel 4.2), die Werkstücke (Kapitel 4.3) und die Versuchsdurchführungen (Kapitel 4.4) beschrieben. Außerdem erfolgt hier die Beschreibung der Messgrößen inklusive der verwendeten Messtechnik (Kapitel 4.5). Neben der Prozesseingangsgröße I-ES und den Prozessergebnisgrößen P-ES (Kapitel 4.5.2) und dem Bauteilverzug (Kapitel 4.5.3) werden die Prozessgrößen Kraft und Temperatur (Kapitel 4.5.1) analysiert.

In Kapitel 5 „Analyse der gemessenen Eigenspannungen“ werden die gemessenen I-ES unterschiedlicher Werkstückgruppen (Kapitel 5.1), die sich in ihrem initialen Eigenspannungszustand und ihrer Orientierung unterscheiden, vorgestellt und diskutiert. Außerdem werden die gemessenen P-ES aufgrund unterschiedlicher Fräsbearbeitungen (Kapitel 5.2) analysiert. Die Analyse umfasst neben der mechanischen und thermischen Belastung während der Bearbeitung (Kapitel 5.2.1) die Wiederholbarkeit bzw. Streuung der ES (Kapitel 5.2.2).

In Kapitel 6 wird die Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs experimentell für unterschiedliche Konfigurationen analysiert, die sich durch ihre Bauteilgeometrien, P-ES, I-ES, Wandstärken und Bearbeitungsstrategien unterscheiden. Es wird untersucht, inwieweit die Streuung der ES den Bauteilverzug beeinflusst.

In Kapitel 7 wird die Simulationsmethodik zur Vorhersage des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs vorgestellt. Kern der Simulationsmethodik bildet das FEM-Verzug-Modell (Kapitel 7.1), das für unterschiedliche Konfigurationen (Bauteilgeometrien, P-ES, I-ES, Wandstärken, Bearbeitungsstrategien) validiert wurde (Kapitel 7.1.3). Eine Optimierung der Rechenzeit bei gleichzeitiger Sicherstellung der Konvergenz wurde durch die Netzanalyse erzielt (Kapitel 7.1.2). Mögliche Fehlerquellen des FEM-Verzug-Modells, die der besseren Einordnung der Vorhersagegüte dienen, werden im Unterkapitel 7.1.4 diskutiert. Darüber hinaus wird zum einen untersucht inwieweit die als Eingabe des FEM-Verzug-Modells benötigten gemessenen I-ES durch die Modellierung der thermischen Historie des Halbzeugs (Kapitel 7.2) substituiert werden können. Zum anderen wird geprüft, ob die gemessenen P-ES durch die Modellierung des Zerspanprozesses (siehe Kapitel 7.3) vorhergesagt werden können.

In Kapitel 8 werden mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells die verzugbestimmenden Faktoren identifiziert und Kompensationstechniken abgeleitet. Um zu beurteilen, wie die unterschiedlichen ES-Typen zum Bauteilverzug beitragen, werden Simulationsergebnisse für unterschiedliche Geometrien, P-ES, Bearbeitungsstrategien und Wandstärken vorgestellt (Kapitel 8.1). Die simulationsgestützten Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs unterteilen sich in die Auswahl einer geeigneten Einspannstrategie (Kapitel 8.2.1), die Optimierung der Bearbeitungsstrategie (Kapitel 8.2.2), die Topologieoptimierung (Kapitel 8.2.3) und das simulationsgestützte inverse Freiformfräsen (Kapitel 8.2.4). Aufgezeigte Methoden zur Minimierung des Verzugs werden abschließend nach ihren Wirkmechanismen kategorisiert (Kapitel 8.2.5).

Kapitel 9 schließt die Arbeit mit einer Zusammenfassung der gewonnenen Erkenntnisse ab und zeigt einen Ausblick auf.




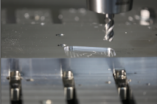
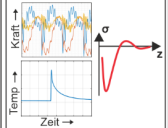
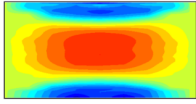
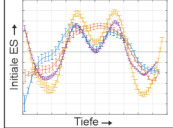

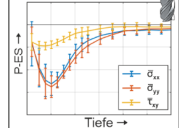
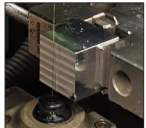
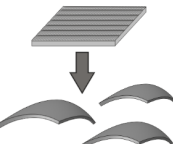
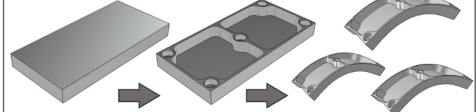
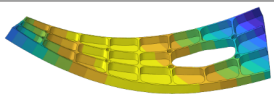
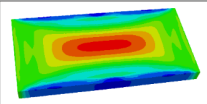
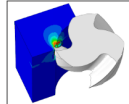
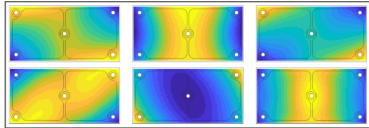
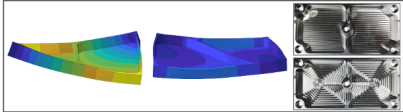
|                                                                                                                                                                                                        |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Kapitel 1: Einleitung                                                                                                                                                                                  |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 2: Stand von Wissenschaft und Technik                                                                                                                                                          |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 3: Zielsetzung und Vorgehensweise                                                                                                                                                              |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 4: Versuchstechnik                                                                                                                                                                             |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| 4.1 Maschinensystem<br>                                                                                               | 4.2 Werkzeuge<br>                                                                                                              | 4.3 Werkstücke<br>                                | 4.4 Versuchsdurchführungen<br> |
|                                                                                                                                                                                                        |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    | 4.5 Messgrößen<br>             |
| Kapitel 5: Analyse der gemessenen Eigenspannungen                                                                                                                                                      |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| 5.1 Initiale Eigenspannungen<br><br> | 5.2 Prozessinduzierte Eigenspannungen<br><br> |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 6: Analyse der Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs                                                                                                                     |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| 6.1 Wafer<br><br>                    | 6.2 Taschegeometrie<br>                                                                                                        |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 7: Simulationenethodik                                                                                                                                                                         |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| 7.1 Modellierung des eigenspannungsbedingten Verzugs<br>                                                              | 7.2 Wärmeübertragungssimulation: Modellierung der I-ES<br>                                                                     | 7.3 Zerspannsimulation: Modellierung der P-ES<br> |                                                                                                                 |
| Kapitel 8: Simulationenstützte Minimierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs                                                                                                                  |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| 8.1 Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren<br>                                                              | 8.2 Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs<br>                                                            |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |
| Kapitel 9: Zusammenfassung und Ausblick                                                                                                                                                                |                                                                                                                                                                                                                 |                                                                                                                                    |                                                                                                                 |

Abbildung 3-1: Aufbau der Arbeit

## 4 Versuchstechnik

### 4.1 Maschinensystem

Alle Fräsversuche wurden auf dem 5-achs Bearbeitungszentrum Deckel Maho Gildemeister DMU 70 eVolution durchgeführt. Dieses weist eine maximale Antriebsleistung von 35 kW, ein maximales Drehmoment von 130 Nm und eine maximale Drehzahl von 18.000 U/min auf. Es wird eine Vorschubgeschwindigkeit von 20 m/min in der Bearbeitung bzw. im Eilgang von 50 m/min erreicht. Das Werkzeugmagazin umfasst 32 Werkzeuge. Die Spindel ist mit einer HSK 63A Werkzeugaufnahme ausgestattet. Der NC-Schwenkrundtisch weist eine Tischaufspanfläche von 700 x 500 mm<sup>2</sup> und eine maximale Tischbelastung von 350 kg auf. Die iTNC 530 Heidenhain CNC-Steuerung wurde verwendet. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Fräsversuche an Aluminiumwerkstücken wurden ausschließlich im Trockenschnitt durchgeführt.

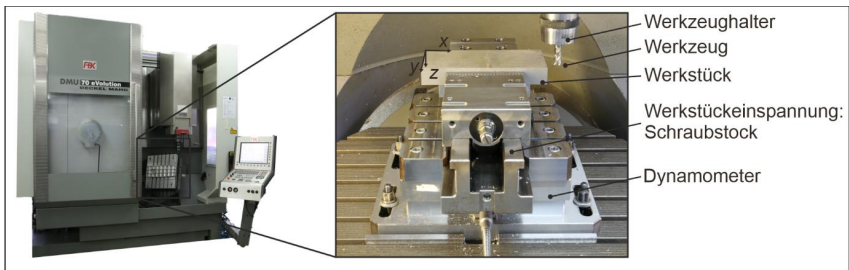


Abbildung 4-1: Maschinensystem

### 4.2 Werkzeuge

Die Fräsbearbeitung dünnwandiger Strukturbauteile aus Aluminium erfolgt üblicherweise mit verschiedenen Werkzeugen. Während zum Planfräsen in der Regel Messerköpfe eingesetzt werden, wird die Taschenbearbeitung typischerweise mittels Schafffräsern durchgeführt (siehe Kapitel 2.2.1). In dieser Arbeit wurde der Schafffräser Kennametal F3AA1200AWL und der Messerkopf Sandvik R590-050HA6-11M mit den Wendeschneidplatten R590-110504H-NL H10 eingesetzt (siehe Abbildung 4-2). Für die Freiflächenbearbeitung kam der Kugelkopffräser Alu-Power E5908120 3F Ball Neck zum Einsatz. Die Eigenschaften der genutzten Werkzeuge können Tabelle 4-1 entnommen werden.

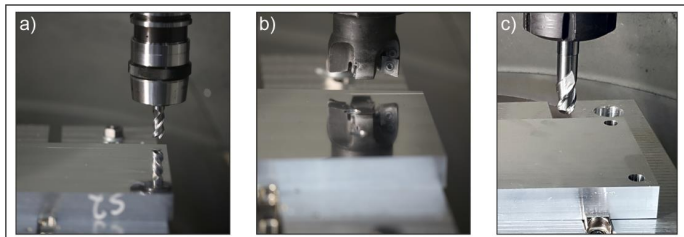


Abbildung 4-2: Schafffräser (a), Messerkopf mit Wendeschneidplatten (b) und Kugelkopffräser (c)

Tabelle 4-1: Werkzeugeigenschaften

| Eigenschaften                | Schaftfräser                                                 | Messerkopf mit Wendeschneidplatten             | Kugelpkopffräser                      |
|------------------------------|--------------------------------------------------------------|------------------------------------------------|---------------------------------------|
| Herstellerbezeichnung        | Kennametal<br>F3AA1200AWL                                    | Sandvik R590-050HA6-11M<br>(110504H-NL H10)    | Alu-Power<br>E5908120 3F Ball<br>Neck |
| Durchmesser                  | 12 mm                                                        | 50 mm                                          | 12 mm                                 |
| Werkzeugaufnahme             | hydraulisch / HSK-A 63                                       | hydraulisch / HSK-A 63                         | hydraulisch / HSK-A 63                |
| Material<br>(max. Korngröße) | Vollhartmetall<br>(3 µm): 10 % Co,<br>0.6 % Cr, 89.4 %<br>WC | Vollhartmetall<br>(Sorte: H10<br>Substrat: HF) | Vollhartmetall<br>(keine Angabe)      |
| Anzahl Schneiden             | 3                                                            | 2                                              | 3                                     |
| Spiralwinkel                 | 45°                                                          | -                                              | 40°                                   |
| Eckenradius                  | -                                                            | 0,4 mm                                         | -                                     |
| Schneidkantenverrundung      | scharfkantig<br>(< 20 µm)                                    | scharfkantig<br>(< 20 µm)                      | scharfkantig<br>(< 20 µm)             |
| Länge (inkl. Schaft)         | 76 mm                                                        | 71 mm                                          | 90 mm                                 |
| Beschichtung                 | unbeschichtet                                                | unbeschichtet                                  | unbeschichtet                         |

### 4.3 Werkstücke

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Versuche an vier verschiedenen Werkstoffzuständen der Aluminiumlegierung 7050 durchgeführt. Um die Auswirkungen der I-ES auf den Bauteilverzug zu analysieren, wurden unterschiedliche Wärmebehandlungszustände, Orientierungen der I-ES im Halbzeug und Chargen untersucht.

#### Werkstückgruppe A und B

Die Versuchswerkstücke der ersten beiden Gruppen A und B stammten aus einer gewalzten Aluminium-Bramme 7050-T7451 des Herstellers „Castle Metals“ (USA) mit den Maßen  $1232 \times 1232 \times 102 \text{ mm}^3$ , welche lediglich geringe I-ES aufgrund des Eigenspannungsabbaus durch kontrolliertes Recken enthielt (siehe Kapitel 2.2.2). Es wurden sechs Blöcke ( $660 \times 206 \times 102 \text{ mm}^3$ ) aus der Bramme gesägt (siehe Abbildung 4-3). Bei drei dieser Blöcke wurde der ursprüngliche ES-Zustand nach der Wärmebehandlung mit hohen I-ES durch die entsprechende Wärmebehandlung T74 wiederhergestellt (B<sub>1</sub>, B<sub>2</sub>, B<sub>3</sub>): Zuerst wurden die Blöcke auf 475 °C erhitzt, danach auf Raumtemperatur abgeschreckt und letztendlich in zwei Stufen bei 107 °C für 6 bis 8 Stunden und bei 163 °C für 24 bis 30 Stunden warmausgelagert. Alle sechs Blöcke wurden letztendlich in Versuchswerkstücke mit den Dimensionen  $206 \times 102 \times 28,5 \text{ mm}^3$  gesägt. Dabei beschreibt die Kennzeichnung A die Werkstücke mit geringen I-ES (7050-T7451), und B diejenigen mit hohen I-ES (7050-T74) – wobei die Indizes i (A<sub>i</sub>N bzw. B<sub>i</sub>N) die Werkstücke gleicher Blöcke kennzeichnen (siehe Abbildung 4-3) und N eine eindeutige Nummer zur Identifikation des Werkstücks darstellt (z. B. A<sub>2</sub>01). Die Nummerierung erfolgte randomisiert und unabhängig von der Position im Rohmaterial. Aufgrund der beschriebenen Entnahme der Versuchswerkstücke von der ursprünglichen Bramme ist zu beachten, dass die Längsrichtung (x) der Längs/Walzrichtung (L), die Breitenrichtung (y) der Normalenrichtung (N) und die Tiefenrichtung (z) der Querrichtung (Q) entspricht (siehe Abbildung 4-3). Die I-ES sind somit von der x- und y-Position abhängig:  $\sigma(x, y)$ .

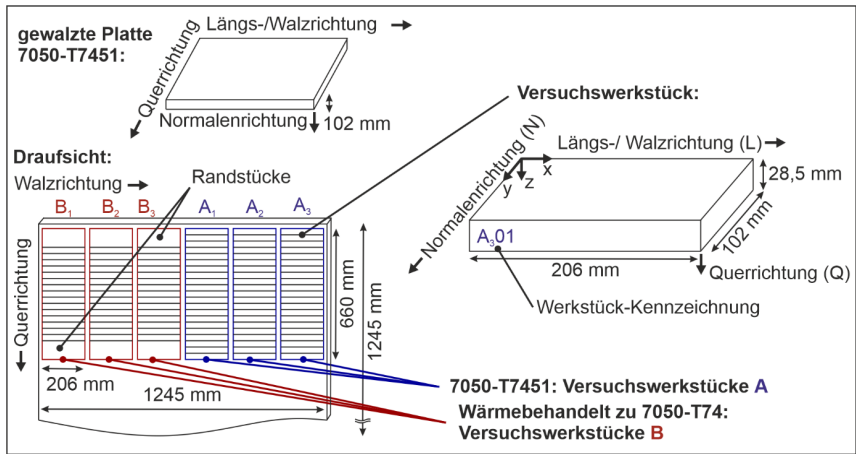


Abbildung 4-3: Versuchswerkstücke der Gruppe A und B

### Werkstückgruppe C

Die Versuchswerkstücke der Bezeichnung C entsprachen ebenfalls der Aluminiumlegierung 7050-T7451, wurden jedoch von einem anderen Hersteller („ThyssenKrupp“, Deutschland) erworben. Sie lagen in einer anderen Orientierung vor: Hier waren Quer- und Normalenrichtung im Vergleich zu den Werkstücken A/B vertauscht, sodass die Quer- der y- und die Normalen- der z-Richtung entsprach. Die I-ES variieren somit über die z-Position  $\sigma(z)$ . Die Werkstücke hatten eine ähnliche Größe ( $206 \times 102 \times 30 \text{ mm}^3$ ) wie die Werkstücke A und B. Sie stammten aus einer gewalzten Bramme der Größe  $2500 \times 1250 \times 30 \text{ mm}^3$ .

### Werkstückgruppe D

Die Werkstücke der Bezeichnung D unterschieden sich von den Werkstücken C nur in ihrer Charge und Größe:  $485 \times 172 \times 30 \text{ mm}^3$ . Sie wurden vom selben Hersteller im selben Wärmebehandlungszustand und mit derselben Orientierung erworben. Die Messung der I-ES erfolgte an einem Werkstück aus gleicher Charge, jedoch mit geringeren Abmessungen ( $200 \times 100 \times 30 \text{ mm}^3$ ) (siehe Kapitel 4.5.2).

Die chemische Zusammensetzung und mechanischen Eigenschaften aller Werkstoffgruppen war vergleichbar und kann Tabelle 11-1 und Tabelle 11-2 (siehe Anhang) entnommen werden. Die Messung der I-ES der vier unterschiedlichen Werkstückgruppen wird in Kapitel 4.5.2 beschrieben und die Messergebnisse in Kapitel 5.1 diskutiert.

## 4.4 Versuchsdurchführung

Die durchgeführten Fräsversuche unterteilen sich hinsichtlich ihrer zu untersuchenden Zielgröße hauptsächlich in zwei Versuchsgruppen: Untersuchung der prozessinduzierten ES und Verzugsuntersuchung. In der ersten wurden die P-ES aufgrund unterschiedlicher Schnittparameter bestimmt und deren Wiederholbarkeit untersucht. In der Verzugsuntersuchung wurden unterschiedliche dünnwandige Geometrien gefertigt und deren Bauteilverzug inkl. der Wiederholbarkeit gemessen. Dabei wird die Wiederholbarkeit (engl. „repeatability“), auch Wiederholpräzision genannt, im Sinne der Messsystemanalyse nach DIN EN ISO 21748:2017-04 [DIN17] verwendet und auf das Fertigungsverfahren angewandt: Sie ist somit hier definiert als

die beobachtete Streuung der ES bzw. des Bauteilverzugs, die sich unter den gleichen Herstellungsbedingungen (Maschine, Maschinenbediener, Fräsparameter, Messsystem) einstellt. Dagegen grenzt sich die Reproduzierbarkeit durch Änderungen der Randbedingungen ab (z. B. andere Maschinenbediener, Maschine oder Messumgebung etc.).

#### 4.4.1 Untersuchung der prozessinduzierten Eigenspannungen

In dieser Versuchsreihe wurden die Versuchswerkstücke der Gruppen A und B der Dimension  $206 \times 102 \times 28,5 \text{ mm}^3$  zerspant, um den Einfluss unterschiedlicher Schnittparameter auf die P-ES festzustellen und Eingabedaten für das FEM-Verzug-Modell zu generieren. Zudem wurde die Wiederholbarkeit der P-ES analysiert. In den Fräsversuchen wurde die oberste Schicht entsprechend der Schnitttiefe  $a_p$  der 28,5 mm hohen Werkstücke zerspant und die P-ES-Tiefenprofile mittels Bohrlochmethode (siehe Kapitel 4.5.2) gemessen. Die ES-Messungen wurden explizit nicht an dünnwandig gefrästen Werkstücken durchgeführt, da eine starke Umverteilung der P-ES, welche mit dem Verzug der Bauteile einhergeht, vermieden werden sollte. So kann das volle Verzugspotential der P-ES erfasst werden (siehe Kapitel 2.4.1). Der Einfluss der Schnittparameter Vorschub pro Zahn  $f_z$  und Schnittgeschwindigkeit  $v_c$  wurde auf die P-ES untersucht: Vier Fräsmodi (M1 bis M4), drei verschiedene  $f_z$  und zwei verschiedene  $v_c$ , wurden für den beschriebenen Schaftfräser (SF) analysiert (siehe Tabelle 4-2). Zur Untersuchung der Wiederholbarkeit der P-ES wurden alle Versuche dreifach unter gleichen Rahmenbedingungen durchgeführt. Die Schnittbreite  $a_e$  und die Schnitttiefe  $a_p$  betragen 4 mm bzw. 3 mm. Eine Oberflächenschicht wurde zerspant, was zu 25 Durchgängen mit einer konstanten Schnittbreite von 4 mm führte. Die Vorschubrichtung  $x$  entsprach der Längsrichtung entlang der Werkstücklänge (206 mm) – die orthogonale Vorschubrichtung  $y$  entlang der Werkstückbreite (102 mm). Die Werkzeugbewegung erfolgte in negativer  $x$ -Richtung (bezogen auf das in Abbildung 4-1 dargestellte Koordinatensystem). Außerdem wurde das Planfräsen mit Messerkopf und Wendeschneidplatten ( $z = 2$ ,  $a_e = 40 \text{ mm}$ ,  $a_p = 1,5 \text{ mm}$ ) untersucht (siehe Tabelle 4-2: WSP-M5). Sämtliche Fräsversuche wurden im Gleichlauf und Trockenschnitt durchgeführt [Webe21a].

Tabelle 4-2: Schnittdaten und Werkstückzuordnung

| Fräser | Vorschub pro Zahn $f_z$ in mm | Schnittgeschwindigkeit $v_c$ in m/min | Vorschubgeschwindigkeit $v_f$ in mm/min | Zeitspanvolumen $Q_w$ in $\text{cm}^3/\text{min}$ | Akronym | gefräste Werkstücke |
|--------|-------------------------------|---------------------------------------|-----------------------------------------|---------------------------------------------------|---------|---------------------|
| SF     | 0,04                          | 200                                   | 637                                     | 7,6                                               | SF-M1   | A112, A218, A219    |
| SF     | 0,1                           | 200                                   | 1.592                                   | 19,1                                              | SF-M2   | A215, A221, A223    |
| SF     | 0,2                           | 200                                   | 3.183                                   | 38,2                                              | SF-M3   | A118, A120, A204    |
| SF     | 0,04                          | 450                                   | 1.432                                   | 17,2                                              | SF-M4   | A122, A205, A217    |
| WSP    | 0,2                           | 730                                   | 1.859                                   | 111,5                                             | WSP-M5  | A206, A105          |

SF: Schaftfräser; WSP: Wendeschneidplatte

Die mechanische Belastung wurde während des Fräsens gemessen (siehe Kapitel 4.5.1). Die Reihenfolge der Bearbeitung der Werkstücke erfolgte randomisiert, um den Einfluss des Werkzeugverschleißes zu minimieren. Außerdem wurde der Werkzeugverschleiß nach der Bearbeitung jedes Werkstücks mit dem Olympus Mikroskop SZ61 mit Farbkamera SC100 überwacht. Die Werkzeuge wurden ausgetauscht, sobald Verschleiß in Form von Ausbrüchen qualitativ festgestellt wurde (siehe Abbildung 4-4).

Die thermische Belastung während der Zerspaltung wurde durch Temperaturmessungen mittels Thermoelemente in separaten Versuchen ermittelt: Dabei wurden die Werkstücke der Gruppe A in kleine Proben mit den Abmessungen  $30 \times 20 \times 9 \text{ mm}^3$  gesägt. Die Probenabmessungen, insbesondere die Probenhöhe, mussten im Vergleich zu den oben beschriebenen Werkstückdimensionen verringert werden, um das gefräste Sackloch für das Einbringen der Thermoelemente mit einer genauen Tiefe herzustellen. Die Thermoelemente wurden von der Unterseite in der Mitte der Probe eingesetzt. Der Nennabstand von ihrer Stirnseite zur Schnittfläche betrug  $100 \mu\text{m}$ . Es wurden je drei Proben pro SF-Fräsmodus in zufälliger Reihenfolge bearbeitet.

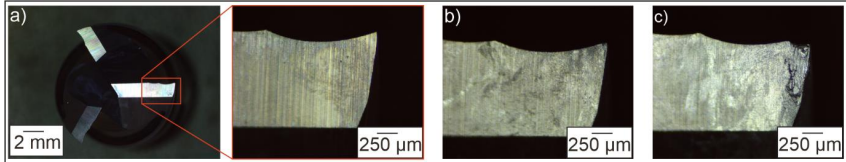


Abbildung 4-4: Makroskopische Aufnahmen des Schaftfräasers im neuen (a), gebrauchten (b) und verschlissenen Zustand (c) nach [Webe21a]

#### 4.4.2 Untersuchung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs

Um den eigenspannungsbedingten Bauteilverzug von gefrästen, dünnwandigen Bauteilen zu analysieren, wurden folgende Geometrien gefertigt und deren Verzug gemessen:

- Wafer: Dünne Scheibe ( $25 \times 25 \times 1 \text{ mm}^3$ ) aus den zerspanten Werkstücken (siehe Kapitel 4.4.1) mittels Drahterodieren getrennt
- Taschengeometrie: Einfache Geometrie ( $200 \times 98 \times 20 \text{ mm}^3$ ) mit einer Rippe und zwei Taschen; unterschiedliche Wandstärken wurden untersucht
- Skalierte Flügelrippe: Komplexe Taschengeometrie ( $480 \times 170 \times 20 \text{ mm}^3$ ); einer Tragflächenrippe nachempfunden; mit einer Wandstärke von 3 mm gefertigt

Neben der Geometrie (inklusive Wandstärke) wurden die I-ES (Orientierung und Größe der ES), die P-ES und die Bearbeitungsstrategie (Bearbeitungsweg, Position des finalen Bauteils im Rohteil) verändert, um deren gegenseitigen Einfluss auf den Bauteilverzug, inklusive dessen Wiederholbarkeit (Streuung unter gleichen Herstellungsbedingungen), zu analysieren. Darüber hinaus wurde mit den Verzugmessdaten das FEM-Verzug-Modell für die unterschiedlichen Anwendungsfälle validiert.

##### Eigenspannungsbedingter Bauteilverzug: Wafer

Dünne Scheiben, hier Wafer genannt, wurden aus den gefrästen Werkstücken der Gruppe A, B und C (siehe Kapitel 4.4.1) mit den Dimensionen  $206 \times 102 \times (28,5 - a_p) \text{ mm}^3$  mittels Drahterodieren (engl. „wire electric discharge machining“, EDM) an den Positionen  $W_1$  ( $x = 24 \text{ mm}$ ,  $y = 64 \text{ mm}$ ) bzw.  $W_2$  ( $x = 182 \text{ mm}$ ,  $y = 64 \text{ mm}$ ) herausgetrennt (siehe Abbildung 4-5). Das Drahterodieren erfolgte am „Department of Mechanical and Aerospace Engineering“ der UC Davis an der Maschine Sodick AP350 mit einem  $0,25 \text{ mm}$  dünnen Messingdraht und dem Schnittparametersatz C002. Zunächst wurde den gefrästen Werkstücken ein Würfel mit den Maßen  $25 \times 25 \times (28,5 - a_p) \text{ mm}^3$  entnommen. Von diesem Würfel wurde ein  $1 \text{ mm}$  dicker Wafer, gemessen von der gefrästen Oberfläche, abgetrennt. Die Messung des Wafer-Verzugs erfolgte mittels taktile Koordinatenmessung (KM) (siehe Kapitel 4.5.3).



pitel 7.1). Bei der Wand- bzw. Bodenstärke von 3 mm (7 mm) wurden 81 % (66 %) des Ausgangsmaterials des Werkstücks entfernt. Die folgenden Fertigungsschritte wurden zur Bearbeitung der Taschengeometrie durchgeführt (siehe Abbildung 4-6a):

- Schritt 1: Seitenfräsen ( $f_z = 0,055$  mm,  $v_c = 450$  m/min,  $a_e = 2,5$  mm Schruppen / 0,5 mm Schlichten,  $a_p = 4,4$  mm Schruppen / 22 mm Schlichten), Werkstück in Nuten-Seitenspannern eingespannt
- Schritt 2: Planfräsen der Unterseite (WSP-M5), Werkstück in Nuten-Seitenspannern
- Schritt 3: Planfräsen der Oberseite (WSP-M5), Werkstück in Schraubstock eingespannt
- Schritt 4: Bohren von Löchern, Werkstück in Schraubstock eingespannt
- Schritt 5: Fräsen der Taschen (SF-M1/M3), Werkstück in Nuten-Seitenspannern und Schrauben eingespannt

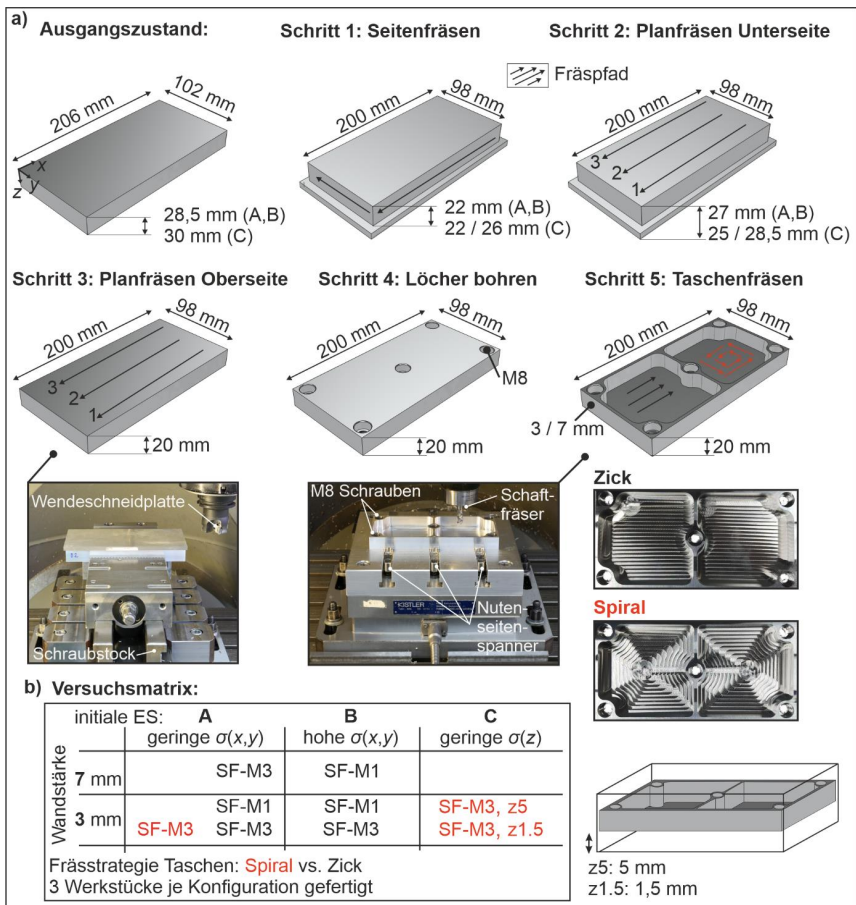


Abbildung 4-6: Bearbeitungsschritte der Taschengeometrie nach [Webe21b] (a) und Versuchsmatrix (b)

Zur Realisierung hoher Vorschübe wurden die Taschen im Nuten-Schrittfräsen entsprechend den untersuchten Schnittparametern (siehe Kapitel 4.4.1: SF-M1 bzw. M3) durchgeführt. Die Späne wurden nach Fertigstellung einer Schicht mittels Druckluft aus den Taschen entfernt. Um die Auswirkungen des Bearbeitungswegs auf den Bauteilverzug zu analysieren, wurden die verschiedenen Schichten der Taschen sowohl in Zick-Strategie (Fräspfade von links nach rechts im Gleichlauf) als auch in spiralförmigen Bahnen der Kontur folgend (von Innen nach Außen im Gleichlauf) gefräst (siehe Abbildung 4-6a). Für beide Strategien wurde ein spiralförmiger Eintauchvorgang (Eintauchvorschubgeschwindigkeit  $v_{FE} = 159$  mm/min, Eintauchdurchmesser  $d_E = 10$  mm, Eintauchwinkel  $\alpha_E = 1^\circ$ ) gewählt. Die Bearbeitungswege wurden in Siemens NX CAM erstellt. Neben dem Einspannen des Werkstücks im Schraubstock wurde es in Schritt 5 mithilfe von sechs Nuten-Seitenspannern (Lenzkes Spanntechnik NU-a14) mit einer Haltekraft von 7 kN (horizontal) und 3 kN (vertikal) eingespannt. Um einen möglichen Verzug während der Taschenbearbeitung zu verhindern, wurde das Bauteil neben den Seitenspannern zusätzlich durch vier M8-Schrauben fixiert (siehe Abbildung 4-6). Außerdem wurde ein Umspannen des Bauteils in einem Zustand mit gewisser Dicke, die in diesem Fall 20 mm beträgt, gewährleistet. Ein Umspannen dünnwandiger Bauteile sollte vermieden werden, da dies zu signifikanten Verformungen innerhalb der verschiedenen Bearbeitungsschritte führen würde. Für das Bohren in Schritt 4 wurde eine externe Kühlstrategie verwendet ( $D = 9$  mm,  $n = 2000$  U/min,  $v_f = 500$  mm/min). Die Unterseite der Bauteile wurde vor und nach dem Fräsen der Taschen mittels KM gemessen (siehe Kapitel 4.5.3).

Außerdem wurde der Einfluss der Position des finalen Bauteils im Halbzeug an Werkstücken der Gruppe C (I-ES  $\sigma(z)$ ) untersucht. Da die Taschengometrie eine Höhe von 20 mm aufwies, waren verschiedene Höhenpositionen des Bauteils im 30 mm hohen Halbzeug möglich: Es wurde eine symmetrische Position, bei der sowohl oben als auch unten jeweils 5 mm abgetragen wurden (Kennzeichnung z5), und eine asymmetrische, bei der unten 1,5 mm und oben 8,5 mm abgetragen wurden (z1.5), realisiert (siehe Abbildung 4-6b). Bei der symmetrischen Fertigung (z5) wurde aufgrund der begrenzten Schnitttiefe des Schafffräasers Schritt 1 mit 2 vertauscht.

### **Eigenspannungsbedingter Bauteilverzug: Skalierte Flügelrippe**

Um zu untersuchen, ob gewonnene Erkenntnisse sowie das FEM-Verzug-Modell auch auf größere bzw. komplexere Bauteilgeometrien übertragbar sind, wurden zwei klein-skalierte Flügelrippen der Größe  $480 \times 170 \times 20$  mm<sup>3</sup> mit klassischen Merkmalen wie mehreren Taschen, Verstärkungsrippen und Aussparungen gefertigt (siehe Abbildung 4-7). Die Wahl der Größe ist auf die räumliche Limitation des Maschinentischs der Werkzeugmaschine und des Koordinatenmessgeräts zurückzuführen. Die Werkstücke entsprachen der Materialcharge D. Die Taschen des Bauteils wurden zum einen in zick-, zum anderen in spiralförmigem Bearbeitungsweg gefräst. Die Position im Halbzeug ( $485 \times 172 \times 30$  mm<sup>3</sup>) war für beide untersuchten Fälle symmetrisch (z5). Die Wand- bzw. Materialdicke am Boden betrug 3 mm, sodass insgesamt 83 % des Materials zerspannt wurden. Die gleichen Fertigungsschritte wie bei der Bearbeitung der vereinfachten Taschengometrie wurden zur Herstellung der Flügelrippen gewählt. Allerdings wichen die Reihenfolge und Spannstrategie wie folgt ab:

- Schritt 1: Planfräsen der Unterseite (WSP-M5), Werkstück in Nuten-Seitenspannern
- Schritt 2: Seitenfräsen, Werkstück in Nuten-Seitenspannern
- Schritt 3: Bohren von Löchern, Werkstück in Nuten-Seitenspannern

- Schritt 4: Planfräsen der Oberseite (WSP-M5), Werkstück Nuten-Seitenspannern
- Schritt 5: Fräsen der Taschen (SF-M1/M3), Werkstück in Nuten-Seitenspannern und mit M6-Schrauben eingespannt

Die Verformung der Unterseite der Bauteile wurde vor und nach dem Fräsen der Taschen mittels KM gemessen (siehe Kapitel 4.5.3).

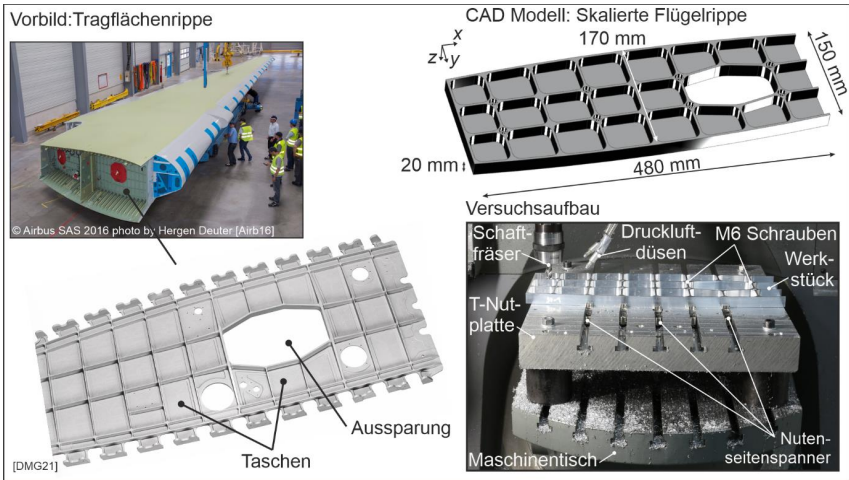


Abbildung 4-7: Skalierte Flügelrippe inklusive Versuchsaufbau [Airb16, DMG21]

## 4.5 Messgrößen

In diesem Kapitel wird die Erfassung und Analyse der Messgrößen inklusive verwendeter Messtechnik beschrieben. Neben der Prozesseingangsgröße I-ES und den Prozessergebnisgrößen P-ES und Bauteilverzug wurden die Prozessgrößen Kräfte und Temperaturen analysiert.

### 4.5.1 Prozesskräfte und Prozesstemperaturen

Zur Charakterisierung der thermo-mechanischen Last in der Werkstückrandzone, die entscheidend für das Verständnis der Auswirkungen verschiedener Schnittparameter auf die P-ES ist, wurden während des Fräsens die Prozesskräfte und -temperaturen gemessen. Die analogen Messgrößen wurden mithilfe eines Desktop-PCs über ein Multifunktions-Datenerfassungsmodul (DAQ) NI9215 der Firma National Instruments aufgezeichnet, mit DasyLab12 von National Instruments weiterverarbeitet und in MATLAB R2022a von MathWorks ausgewertet. Die Messgrößen und die jeweilige Auswertemethodik werden nachfolgend vorgestellt und näher erläutert.

#### Prozesskräfte

Die mechanische Belastung in Form von Prozesskräften wurde mit einem piezoelektrischen Dynamometer (Kistler Typ 9255) mit einer Abtastrate von 15 kHz für die P-ES Untersuchungen (siehe Kapitel 4.4.1) aufgezeichnet. Die drei ortsfesten orthogonalen Kräfte ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ), wobei  $F_x$  die Kraft in negativer Vorschubrichtung,  $F_y$  in orthogonaler Vorschubrichtung und  $F_z$  die Passivkraft darstellt, wurden analysiert. Der quadratische Mittelwert (engl. „root mean square“

RMS) des Kraftsignals jedes gemessenen Durchgangs wurde berechnet. Ein- und Auslaufeffekte wurden aus der Analyse ausgeschlossen, indem 80 % des Kraftsignals analysiert wurde (siehe Abbildung 4-8a). Das arithmetische Mittel  $\bar{F}$  und die Standardabweichung  $s$  über alle gemessenen Durchgänge pro Werkstück bzw. pro Bearbeitungsmodus wurden berechnet, um die mechanischen Belastungen der verschiedenen Werkstücke für jeden Modus bzw. zwischen den verschiedenen Bearbeitungsmodi zu vergleichen. Dabei gibt  $\delta F = (1 - \text{Mittelwert}_{\min} / \text{Mittelwert}_{\max})$  die relative maximale Abweichung der Kraftmittelwerte der verschiedenen Werkstücke je Fräsmodus an. Außerdem wurden mittels Fast-Fourier-Transformation (FFT in MATLAB) mögliche Schwingungen im Signal erfasst. Dabei wurde die Schnittfrequenz  $f_s$ , die hier als die Frequenz des Kontakts jeder Schneide mit dem Material ( $f_s = 1/t_r \cdot z$ ) definiert ist, bei der Analyse berücksichtigt – wobei  $z$  die Anzahl der Schneiden und  $t_r$  die Zeit pro Umdrehung darstellt.

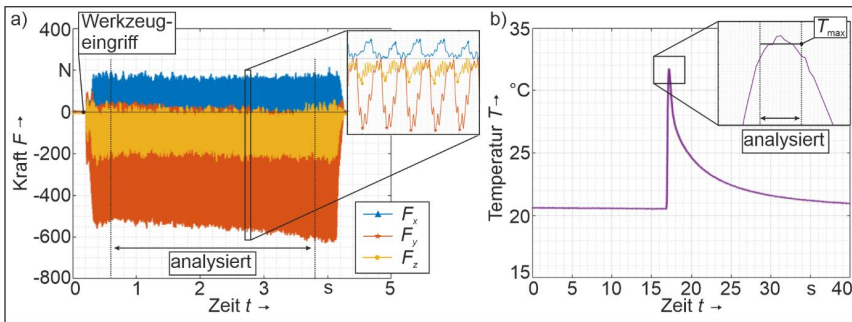


Abbildung 4-8: Beispiel eines Kraft- (a) und Temperatursignals (b) für SF-M3

### Prozesstemperaturen

Die Messung der thermischen Belastung in Form von Prozesstemperaturen erfolgte mittels Thermoelementen des Typs K (Durchmesser 1 mm). Die Abtastrate der Temperaturmessungen wurde auf 100 Hz festgelegt. Der Wert der Maximaltemperatur wurde durch das arithmetische Mittel von 10 Temperaturwerten um das gesamte Temperaturmaximum jeder Probe (Bereich  $\pm 0,05$  s) berechnet (siehe Abbildung 4-8b). Außerdem wurde der tatsächliche Abstand der Thermoelementstirnfläche zur neu erzeugten Oberfläche nach dem Fräsen an Querschnitten gemessen.

### 4.5.2 Eigenspannungen

Die Messungen der Eigenspannungen erfolgten in Kooperation mit dem „Department of Mechanical and Aerospace Engineering, University of California Davis“ (UC Davis) und als Auftragsmessungen, vergeben an die Firma „Hill-Engineering“. Sie unterteilen sich in die Messungen der prozessinduzierten und der initialen ES.

#### Messung der prozessinduzierten Eigenspannungen

Die prozessinduzierten Eigenspannungen wurden mit der BLM (siehe Kapitel 2.3.2) an dem Messgerät DART™ von Hill-Engineering durchgeführt. Die BLM wurde gewählt, da Voruntersuchungen zeigten, dass die Ergebnisse dieser Messmethode im Vergleich zu  $\sin^2\psi$ -XRD und  $\cos\alpha$ -XRD sowie der Schlitzmethode am besten mit dem auftretenden Verzug korrelieren [Chig21]. Die durchgeführten Messungen folgten der ASTM E837-13a Norm [ASTM13] mit

inkrementellen Bohrschritten (siehe Kapitel 2.3.2). Ein Dehnungsmessstreifen Typ A mit einem Durchmesser von 5,13 mm wurde auf der bearbeiteten Oberfläche der Werkstücke (siehe Kapitel 4.4.1) geklebt. Ein Loch mit einem ungefähren Durchmesser von 2 mm wurde mit einem Schaftfräser mit einem Durchmesser von 1,59 mm in einer Orbitalbahn geschnitten [Chig21]. Dabei wurden die inkrementellen Tiefenschritte aus Tabelle 11-3 (siehe Anhang) verwendet, was in einem Profil der Dehnungsdaten in Abhängigkeit der Tiefe resultiert. Die finale Bohrtiefe wurde anschließend per Tiefenmessbrücke gemessen und die Tiefe der Bohrschritte gegebenenfalls korrigiert (Unterschied zwischen eingestellter und tatsächlicher Bohrtiefe) [Chig21]. Pro Werkstück wurden drei Messungen an den Positionen I (b), II (b), III (b) (siehe Abbildung 4-5a) durchgeführt. Die Analyse der Wiederholbarkeit der P-ES für mehrere Werkstücke erfolgt durch Interpolation der drei unabhängigen Messungen in jedem Werkstück auf den jeweiligen Tiefenplan und der Berechnung der durchschnittlichen P-ES ( $\bar{\sigma}$ ,  $\bar{\tau}$ ) und ihrer Standardabweichung in jeder Tiefe. Der Vergleich der P-ES von verschiedenen Fräsmodi erfolgte analog: Alle unabhängigen Messungen für jeden Bearbeitungsmodus wurden auf den jeweiligen Tiefenplan interpoliert und die durchschnittliche P-ES inklusive Standardabweichung in jeder Tiefe berechnet. Die folgenden Merkmale für jedes P-ES-Profil wurden identifiziert und verglichen (siehe Abbildung 2-8b):

- Die betragsmäßig maximale P-ES ( $\sigma_{Pmax}$ ) mit  $\sigma_{Pmax,x}$  in  $x$ -,  $\sigma_{Pmax,y}$  in  $y$ - und  $\tau_{Pmax,xy}$  in Schubrichtung ist definiert als der höchste absolute Wert der P-ES; Einheit ist MPa
- Die Tiefe  $t_{Pmax}$  der  $\sigma_{Pmax}$  ( $t_{Pmax,x}$ ,  $t_{Pmax,y}$ ,  $t_{Pmax,xy}$ ); Einheit ist  $\mu\text{m}$
- Die Eindringtiefe  $t_{\sigma}$  ( $t_{\sigma,x}$ ,  $t_{\sigma,y}$ ,  $t_{\sigma}$ ) der P-ES; hier definiert als die Tiefe bei der der absolute Wert der P-ES unter 20 MPa fällt; Einheit ist  $\mu\text{m}$

Der Querstrich über den Variablen (z. B.  $\bar{\sigma}_{Pmax}$ ) impliziert dabei, dass es sich um gemittelte Werte handelt.

Neben den P-ES im Boden (durch Stirnfräsen induziert), wurden zusätzlich an der Taschengeometrie die P-ES in den Wänden (durch Umfangsfräsen induziert) gemessen. Sie wurden als Eingabe für das FEM-Verzug-Modell benötigt. Dazu wurden die Wände via Drahterodieren von der Taschengeometrie mit 7 mm Wandstärke abgetrennt und drei Bohrlochmessungen je Außen- und Innenseite durchgeführt.

Außerdem wurden die vom EDM-Prozess induzierten ES gemessen, um sie bei der Verzugmodellierung der Wafer zu berücksichtigen. Die Messungen mittels BLM wurden an den herausgetrennten Blöcken ( $25 \times 25 \times 28,5 - a_p$  mm<sup>3</sup>) durchgeführt.

Neben den beschriebenen Messungen der P-ES wurden weitere Messungen im Zusammenhang mit der Entwicklung von Kompensationstechniken (siehe Kapitel 8.2.2) durchgeführt. Dabei kam die ESPI Bohrlochmethode (Messgerät Stresstech Prismen) am Lehrstuhl für Fertigungstechnik und Betriebsorganisation der RPTU Kaiserslautern zum Einsatz. Bei der Berechnung der ES mittels PrismS-Software wurde die Tikhonov-Regularisierung (Faktor 0,01) gewählt, um das Messrauschen in den Spannungstiefenprofilen gemäß den Empfehlungen der Norm ASTM E837-13a [ASTM13] zu reduzieren. Ein Hartmetallfräser ( $D = 1,6$  mm, Richards Micro-Tool1, 874-T-0062 2FL SE STD CARB EM 1/16") wurde zum Fräsen des Lochs in inkrementellen Schritten verwendet. Die Bohrtiefen wurden analog zu den oben aufgeführten Messungen (siehe Tabelle 11-3 im Anhang) gewählt. Die Tiefenkorrektur erfolgte mittels optischer Messung der Bohrtiefe am NanoFocus usurf Explorer unter Verwendung der DIN EN ISO 5436-1

[DIN00]. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit der beiden ES-Messmethoden, wurden die Ergebnisse beider Messmethoden verglichen und in [Webe23] veröffentlicht.

### Messung der initialen Eigenspannungen

Die Messung der I-ES erfolgte mittels Schlitz-Methode mit DMS bzw. Extensiomter (siehe Kapitel 2.3.2) für alle vier Werkstückgruppen (A, B, C, D) am „Department of Mechanical and Aerospace Engineering“ der UC Davis [Webe21b, Chig22a, Webe24].

Es ist bekannt, dass die ebenen I-ES hauptsächlich von der Normalenrichtung (N) des gewalzten Blechs abhängen [Prim02]. Das bedeutet, dass in Werkstücken der Materialchargen A und B die I-ES hauptsächlich von ihrer Position  $x$  und  $y$  und nicht von  $z$  abhängen:  $\sigma_{xx}(x, y)$  und  $\sigma_{yy}(x, y)$ . Außerdem kann bei Werkstücken der Gruppe A mit geringen I-ES (T7451) eine homogene Verteilung der I-ES  $\sigma_{xx}(y)$  und  $\sigma_{yy}(x)$  entlang der orthogonalen Richtung angenommen werden (siehe Kapitel 2.3.1). Die Bestimmung von  $\sigma_{xx}(y)$  und  $\sigma_{yy}(x)$  erfolgte durch drei Schlitzmessungen an einem Werkstück der Gruppe A der Dimension  $206 \times 102 \times 28 \text{ mm}^3$  (siehe Abbildung 4-9a). Die Dehnungen wurden nach jeweils 40 gleichen Schnitttiefschritten an der gegenüberliegenden Seite des Schnitts mittels DMS mit aktiver Länge  $L_e = 1,575 \text{ mm}$  gemessen [Chig22].

Für ein Werkstück der Gruppe B wurde durch Einbringen von mehreren benachbarten, parallelen Schlitzn und der linearen Interpolation zwischen den Einzelmessungen die I-ES  $\sigma_{xx}(x, y)$ ,  $\sigma_{yy}(x, y)$  zweidimensional charakterisiert (siehe Abbildung 4-9b und Kapitel 2.3.2) [Chig22a]. Die Dehnungen wurden mittels Extensiomter gemessen [Chig22a].

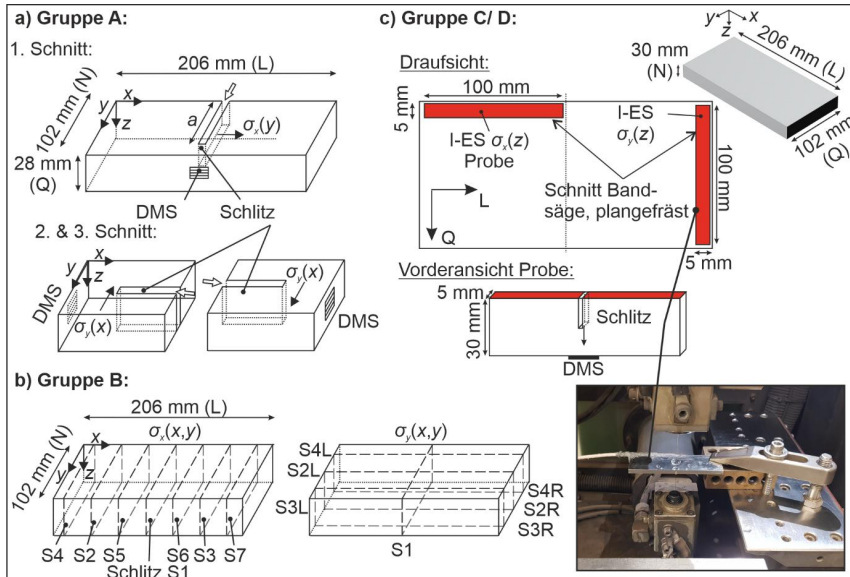


Abbildung 4-9: I-ES-Messungen an Werkstücken A, B (a, b) nach [Chig22a] und C, D (c) nach [Webe24]

Aufgrund der geänderten Orientierung hängen die I-ES der Materialchargen C und D von der Tiefenrichtung  $z$  ab:  $\sigma_{xx}(z)$  und  $\sigma_{yy}(z)$ . Den ursprünglichen Werkstücken ( $206 \times 102 \times 30 \text{ mm}^3$ )

wurden kleine Proben (siehe Abbildung 4-9c) mit den Maßen  $100 \times 5 \times 30 \text{ mm}^3$  mittels Bandsäge entnommen. Die gesägten Oberflächen wurden plan gefräst. Dabei wurde darauf geachtet, dass die Probenlänge mindestens das 2,4-fache der Dicke betrug, um den Einfluss der Probenentnahme auf die I-ES zu vernachlässigen [Prim02]. Es wurde jeweils eine Probe in Walzrichtung (L) und in Querrichtung (Q) entnommen. Die I-ES-Komponente, die entlang der Länge jeder Balkenprobe wirkt, wurde mit der Schlitzmethode analog zu Werkstücken A gemessen (siehe Abbildung 4-9c). Die I-ES wurden aus den Dehnungsdaten im Verhältnis zur Schnitttiefe mithilfe der Impulsregulierung berechnet (siehe Kapitel 2.3.2 bzw. [Hill13]).

Die gemessenen I-ES werden mit Literaturwerten von PRIME und HILL [Prim02] verglichen (siehe Kapitel 5.1). Auch hier wurden die I-ES  $\sigma(z)$  von Al7050-T7451 Werkstücken (80 mm dick) mit der Schlitzmethode gemessen. Außerdem werden die unterschiedlichen I-ES als Eingabe des FEM-Verzug-Modells (siehe Kapitel 7.1) verwendet.

### 4.5.3 Bauteilverzug

Der Bauteilverzug wird hier als die Verformung der Bauteilunterseite aus der Ebene hinaus (in  $z$ -Richtung) definiert. Er wurde mittels taktile Koordinatenmessung (KM) mit dem Koordinatenmessgerät (KMG) Tesa micro Hite 3D DCC NS 454 gemessen. Es besitzt einen Messbereich von  $440 \times 500 \times 410 \text{ mm}^3$  und eine Messunsicherheit gemäß DIN EN ISO 10360-2 bzw. eine Genauigkeit von  $4 \mu\text{m}$  [Tesa23]. Es ist mit einem Tastkopf TESASTAR-i mit einer unidirektionalen Wiederholpräzision von unter  $0,35 \mu\text{m}$  und einer Wiederholpräzision beim Positionieren kleiner  $1,5 \mu\text{m}$  ausgestattet. Zur Messung wurde der Tasteinsatz mit einer Länge von 40 mm und einem Kopfdurchmesser von 2 mm und 3 mm verwendet. Die Rohdaten ( $x, y, z$  Koordinaten) wurden in der Software PC-DMIS PRO als .txt-Datei exportiert. Die Datenaufbereitung und Analyse erfolgte in MATLAB. Die Verzugsmessung aller drei Werkstückgeometrien wird nachfolgend beschrieben.

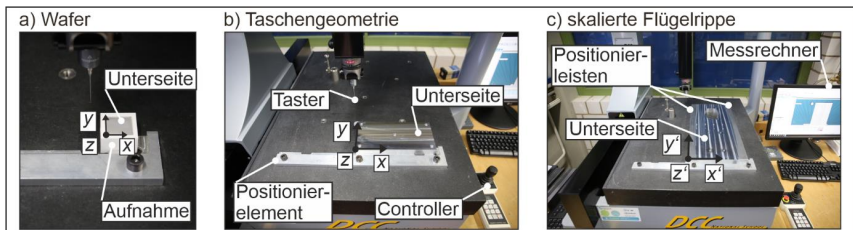


Abbildung 4-10: Koordinatenmessung des Verzugs für Wafer (a), vereinfachte Taschengeometrie (b) und skalierte Flügelrippe (c)

#### Bauteilverzug: Wafer

Um die Wafer zu positionieren und anzutasten, wurden sie in einer Aufnahme mittels Knetmasse befestigt. Dabei lag der Nullpunkt in der unteren linken Ecke (siehe Abbildung 4-10a). Die  $25 \times 25 \text{ mm}^2$  große funkenerodierte Oberfläche (gegenüberliegend zur gefrästen Oberfläche) wurde an Punkten mit einem Abstand von  $0,5 \text{ mm}$  in beide Richtungen gemessen. Die  $x$ -Richtung entsprach der Vorschub-, die  $y$ -Richtung der orthogonalen Vorschubrichtung. Die Messpunkte wurden  $1 \text{ mm}$  von den Kanten entfernt gesetzt, was zu einer Messfläche von  $23 \times 23 \text{ mm}^2$  führte. Insgesamt wurden 2.209 Punkte gemessen. Zur statistischen Absicherung wurden je drei Messungen pro Wafer durchgeführt und die Mittelwerte der einzelnen Messpunkte gebildet.

Die Aufbereitung der Daten erfolgte in der Software MATLAB und wird wie folgt beschrieben: Zunächst wurde jeder Datensatz, bestehend aus  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Koordinaten nivelliert, indem eine in die Höhendaten gefittete flache Ebene subtrahiert wurde (MATLAB-Befehle: „prepareSurfaceData“, „fit“, „residuals“). Danach wurde der  $z$ -Nullpunkt in die tiefste gemessene Stelle verschoben. Die Visualisierung des Verzugs erfolgt anhand einer zweidimensionalen Kartierung der Höheninformationen durch die MATLAB „scatter3“-Funktion. Als Kennzahl wurde die maximale Verformung  $z_{\max}$  identifiziert. Zum Vergleich zweier Verzugsdatensätze (experimentelle oder simulative Daten) wurde wie folgt vorgegangen: Nach dem Nivellieren und Verschieben wurde der zweite Datensatz um einen Offset ( $z_{\text{off}}$ ) so verschoben, dass die mittlere Abweichung aller Punkte ( $\Delta z_{\text{mean}}$ ) minimal wurde (siehe Abbildung 4-11). Dabei wurde eine Auflösung der Verschiebung in  $z$ -Richtung von  $1 \mu\text{m}$  (im Bereich von  $-z_{\max}$  bis  $+z_{\max}$ ) gewählt. Zur Visualisierung der Unterschiede beider Datensätze wurde ein zweidimensionaler Plot der Abweichungen erstellt (siehe Abbildung 4-11). Darüber hinaus werden folgende Kennzahlen zur Beurteilung des Vergleichs zweier Datensätze herangezogen:

- Der Unterschied der maximal auftretenden Verformung  $\Delta z_{\max} = z_{\max, \text{Data1}} - z_{\max, \text{Data2}}$  und die relative Abweichung  $\delta z_{\max} = (z_{\max, \text{Data1}} - z_{\max, \text{Data2}}) / z_{\max, \text{Data1}}$  in %
- Die mittlere Abweichung aller Punkte:  $(\Delta z)_{\text{mean}} \pm s$  (nachfolgend als  $\Delta z_{\text{mean}}$  geschrieben) und die relative mittlere Abweichung  $\delta z_{\text{mean}} = \Delta z_{\text{mean}} / z_{\max, \text{Data1}}$  in %
- Der Wert  $\Delta z_{99}$  gibt den Grenzwert in  $\mu\text{m}$  an, unter welchem 99 % der Abweichungswerte liegen.

Zum Vergleich simulierter mit experimentellen Daten wurde analog vorgegangen.

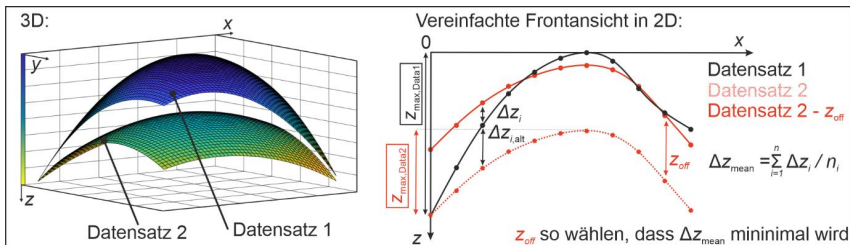


Abbildung 4-11: Vorgehen beim Vergleich von zwei Verzugsdatensätzen

### Bauteilverzug: Taschengeometrie

Die Verformung der Bauteilunterseite ( $200 \times 98 \text{ mm}^2$ ) in  $z$ -Richtung wurde vor (PRE-Datensatz) und nach dem letzten Bearbeitungsschritt, dem Taschenfräsen, (POST-Datensatz) gemessen. Die POST-Datensätze wurden analysiert bzw. zur Validierung des FEM-Verzug-Modells herangezogen. Die PRE-Datensätze liefern zusätzliche Informationen bezüglich der Verformungen aufgrund der Fräskinetik WSP-M5 und des eigenspannungsbedingten Verzugs dicker Bauteile aufgrund der I-ES  $\sigma(z)$  (siehe Kapitel 6.2). Der Koordinatenursprung befand sich in der unteren linken Ecke (siehe Abbildung 4-10b). Es wurde ein Abstand der Messpunkte von  $2 \text{ mm}$  mit einem Abstand von  $1 \text{ mm}$  zum Rand gewählt, was in insgesamt  $4.900$  Messpunkten resultierte. Die Datenpunkte im Bereich der fünf Bohrlöcher wurden nicht berücksichtigt, was die Datenmenge auf  $4.714$  Punkte reduzierte. Die Auswertung, Visualisierung und der Vergleich der Verzugsdaten erfolgten analog zum oben beschriebenen Vorgehen des Wafer-Verzugs (Nivellierung und Verschiebung des  $z$ -Nullpunkts in das Minimum).

**Bauteilverzug: Skalierte Flügelrippe**

Der Bauteilverzug der skalierten Flügelrippe wurde anhand der Verformung der Bauteilunterseite in  $z$ -Richtung bestimmt. Da die zu messende Fläche nicht rechteckig war, wurden entsprechende Leisten zur wiederholbaren Positionierung der Bauteile verwendet (siehe Abbildung 4-10c). Die Messpunkte wurden in einem Abstand von 4 mm gesetzt, was zu insgesamt 4.419 Messpunkten führte. Die Auswertung, Visualisierung und der Vergleich der Verzugsdaten erfolgten analog zum oben beschriebenen Vorgehen des Wafer- bzw. Taschengeometrie-Verzugs (Nivellierung und Verschiebung des  $z$ -Nullpunkts in das Minimum). Aufgrund der Bauteilgeometrie und der Limitation des Messraums entsprach die Längsseite der  $y^*$ -Achse im Messmaschinenkoordinatensystem. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit der Datensätze mit den simulierten Verzugsdaten, wurden die Messdatensätze während der Analyse in das gewohnte Koordinatensystem (Längsseite in  $x$ -Richtung) überführt.

## 5 Analyse der gemessenen Eigenspannungen

Im ersten Teil dieses Kapitels werden die gemessenen I-ES der unterschiedlichen Werkstückgruppen (A, B, C, D) vorgestellt. Im zweiten Teil des Kapitels werden die an den gefrästen Werkstücken A gemessenen P-ES analysiert. Die Ergebnisse wurden teilweise bereits veröffentlicht [Webe21a, Webe21b, Chig22a, Webe24].

### 5.1 Analyse der initialen Eigenspannungen

Wie in Kapitel 4.3 und 4.5.2 erläutert, wurden verschiedene Werkstücke mit unterschiedlichen Wärmebehandlungszuständen (Gruppe A vs. B), Orientierungen der I-ES (A vs. C) und Chargen (C vs. D) eingesetzt. Nachfolgend werden zuerst die Ergebnisse der I-ES Messungen präsentiert und diskutiert, bevor in Kapitel 6 deren Einfluss auf den Bauteilverzug analysiert wird. Zusätzlich werden die Messergebnisse als Eingabe für die FEM-Verzug-Modellierung (Kapitel 7.1) und zur Validierung der Wärmebehandlungssimulation (siehe Kapitel 7.2) genutzt.

#### Werkstückgruppe A

In Abbildung 5-1 sind die an einem Werkstück der Gruppe A (7050-T7451) gemessenen I-ES abgebildet. Die ES-Reduktion durch Strecken reduzierte die I-ES auf ein typisches Niveau von  $-15$  bis  $15$  MPa ( $\sigma_{xx}$ ) bzw.  $-6$  bis  $2$  MPa ( $\sigma_{yy}$ ) [Chig22]. Die Lücken in den Messungen sind darauf zurückzuführen, dass bei der Schlitzmethode üblicherweise nur bis zu einer Tiefe von 95 % der Materialdicke gemessen wird (siehe Kapitel 2.3.2). Ein Vergleich mit Literaturwerten und Werkstücken anderer Orientierung folgt im Unterkapitel Werkstückgruppe C und D. Für die FEM-Verzug-Modellierung wurden die nicht gemessenen Bereiche (jeweils die letzten 5 % der Materialdicke) symmetrisch ergänzt ( $\sigma_{xx}(y)$ ) bzw. interpoliert ( $\sigma_{yy}(x)$ ).

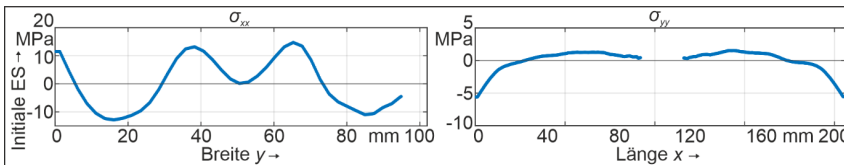


Abbildung 5-1: Gemessene I-ES 7050-T7451 nach [Webe21b, Chig22a]

#### Werkstückgruppe B

In Abbildung 5-2a sind die gemessenen I-ES eines Werkstücks der Gruppe B (7050-T74) dargestellt. Es liegen hohe I-ES im Bereich von  $-150$  MPa bis  $100$  MPa vor. Die abgeschreckten Werkstücke weisen aufgrund der thermischen Historie (siehe Kapitel 2.3.1) die typische parabolische Verteilung der Normalspannungen mit einer signifikanten Richtungsabhängigkeit, mit Druck-ES außen und Zug-ES im Inneren, auf. Im Zentrum liegt nahezu ein einachsiger Spannungszustand vor, wobei  $\sigma_{xx}$  viel größer als  $\sigma_{yy}$  ist [Chig22a].

Es wurden P-ES- und Verzugsmessungen der extrahierten Wafer in Bereichen mit unterschiedlichen I-ES ( $\sigma_{xx}$ ) durchgeführt (siehe Abbildung 5-2a): nahe Null (Pos. h), Zug (Pos. i) oder Druck (Pos. k). Die P-ES in der Randzone der SF-M3 gefrästen Oberfläche zeigen das typische ES-Tiefenprofil, wobei sich die ES-Werte in größeren Tiefen ( $> 0,2$  mm) den I-ES in den entsprechenden Bereichen annähern (siehe Abbildung 5-2b). Es ist außerdem zu erkennen, dass die I-ES den Betrag der  $\sigma_{Pmax}$  beeinflussen [Chig22b].

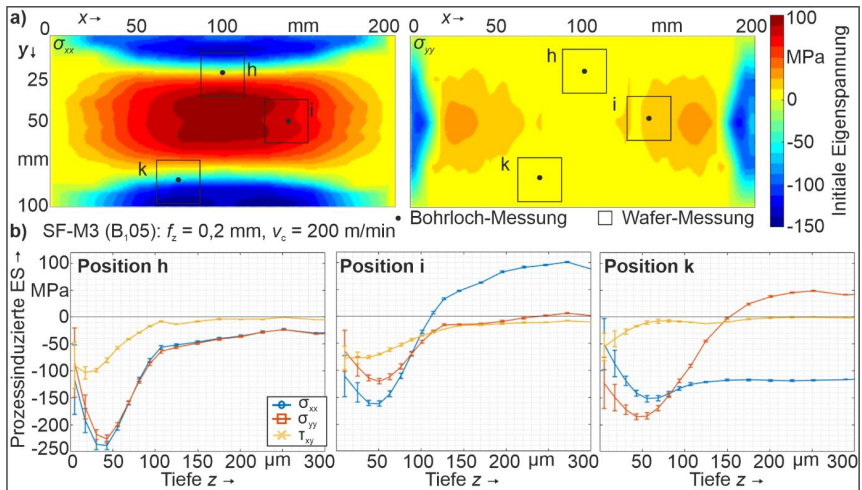


Abbildung 5-2: Gemessene I-ES 7050-T74 (a) und P-ES (b) nach [Webe21b, Chig22a,b]

### Werkstückgruppe C und D

In Abbildung 5-3 sind die gemessenen I-ES der Werkstücke der Gruppen C, D und die Literaturwerte von PRIME und HILL (gemessen an 80 mm dicken Al7050-T7451 Werkstücken) [Prim02] dargestellt. Die I-ES in  $x$ - und  $y$ -Richtung sind über der Tiefe, normiert auf die Dicke der jeweiligen Werkstücke, aufgetragen. Zusätzlich sind die I-ES  $\sigma_{xx}$  der Werkstückgruppe A abgebildet – aufgrund der Orientierung der Werkstücke A kann nur  $\sigma_{xx}$  verglichen werden. Die meisten ES-Tiefenprofile weisen die typische M-Form mit Druck-ES nahe der Oberfläche und Zug-ES in der Mitte auf. Werkstückgruppe C weist eher eine  $\cap$ -Form als eine M-Form auf, was auf die Verteilung der Festigkeit über die Dicke der entsprechenden Platte zurückzuführen sein könnte [Prim02].

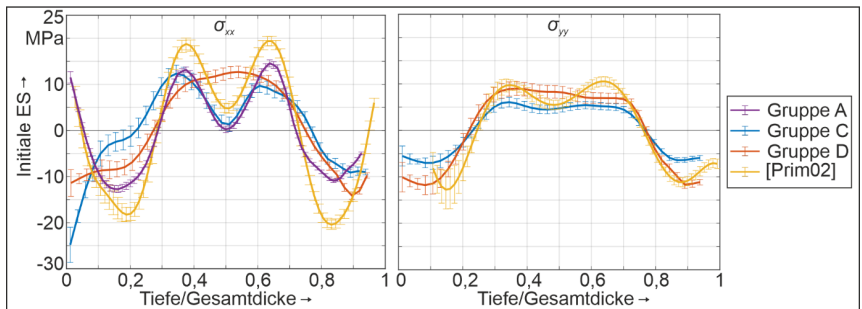


Abbildung 5-3: Gemessene I-ES der 7050-T7451 Werkstückgruppen nach [Webe24]

Die Maximalwerte der I-ES der drei gemessenen Werkstückgruppen A, C und D waren ähnlich und lagen zwischen 10 und 15 MPa. Die ES entlang der Walzrichtung ( $x$ ) waren etwas größer als die ES entlang der Querrichtung ( $y$ ). Die Spannungswerte in den vorliegenden Proben sind geringfügig kleiner als die in der Literatur [Prim02] gemessenen Werte, wo ES von 20 MPa erreicht wurden. Der Trend in  $x$ -Richtung für Gruppe C in Tiefen von weniger als 20 % der

Plattendicke spiegelt ein abweichendes unrealistisches Verhalten wider, dessen Ursache unklar ist. Asymmetrische Effekte können bspw. auf das Abschrecken zurückgeführt werden, da hier eine Seite zuerst in das Wasser eintauchte. Insgesamt stimmen die gemessenen ES mit denen aus der Literatur [Prim02] überein. Dort wurden ähnliche Trends bei zwei Plattendicken (80 mm und 25 mm) festgestellt, wobei die dickere Platte eine deutlichere M-Form aufwies.

## 5.2 Analyse der prozessinduzierten Eigenspannungen

In diesem Unterkapitel werden die mit der BLM gemessenen P-ES in der Randzone der gefrästen Werkstücke der Gruppe A (siehe Kapitel 4.4) analysiert. Die Analyse umfasst einerseits die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Schnittparameter auf die P-ES unter Berücksichtigung der mechanischen und thermischen Belastung während der Zerspanung. Andererseits wird die Wiederholbarkeit der P-ES unter gleichen Herstellbedingungen für unterschiedliche Fräsmodi analysiert. Zusätzlich werden die Messdaten als Eingabe für das FEM-Verzugmodell (Kapitel 7.1) und zur Validierung der Zerspannsimulation (Kapitel 7.3) genutzt.

### 5.2.1 Mechanische und thermische Belastung

#### Mechanische Belastung

Die Kräfte in  $y$ -Richtung  $F_y$  sind bei allen Fräsmodi am höchsten (siehe Abbildung 5-4), da dies die Hauptschnittrichtung ist. Die Kräfte  $F_x$  und  $F_z$  sind deutlich geringer. Insgesamt sind die Kräfte innerhalb der einzelnen Modi konsistent, d.h. auf einem ähnlichen Niveau mit einer relativen max. Abweichung  $\delta F$  von bis zu 24 % (vgl.  $F_z$  von A<sub>2</sub>18 vs. A<sub>2</sub>19). Die Streuung der Kräfte innerhalb der Fräsmodi können z. B. auf den Werkzeugverschleiß in Form von Schneidenausbrüchen zurückzuführen sein (siehe Kapitel 4.4, Abbildung 4-4).

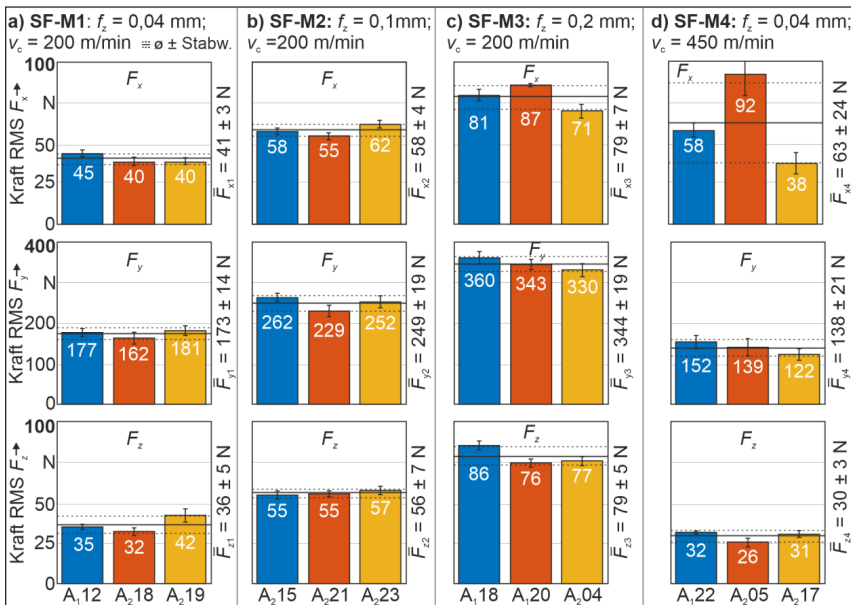


Abbildung 5-4: Mittelwert der RMS-Kräfte pro Werkstück in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung; Fehlerbalken zeigen Standardabweichung (je 6 Messungen) nach [Webe21a]

Die Kräfte  $F_x$  von SF-M4 bilden eine Ausnahme, da sie mit einer max. Abweichung von 60 % stärker streuen. Besondere Trends werden zusammen mit den P-ES in Kapitel 5.2.2 diskutiert. Der Vergleich der gemittelten RMS-Kräfte der unterschiedlichen Fräsmodi zeigt, dass mit steigendem Vorschub pro Zahn die Schnittkräfte zunehmen (siehe Mittelwerte SF-M1 bis SF-M3 in Abbildung 5-4). Dies ist auf die größere unverformte Spandicke und das größere Zeitspanvolumen bei erhöhtem Vorschub pro Zahn zurückzuführen, was zu einem höheren Energiebedarf für die plastische Verformung des Werkstoffs und die Überwindung der höheren Reibung führt [Klock18]. Eine Erhöhung der Schnittgeschwindigkeit führt zu einer Verringerung der Kräfte  $F_y$  und  $F_z$  und einer Erhöhung von  $F_x$  aufgrund der damit einhergehenden höheren Vorschubgeschwindigkeit (vgl. Mittelwerte SF-M1 und SF-M4 in Abbildung 5-4).

In Abbildung 5-5 sind beispielhaft die Kraftsignale in  $z$ -Richtung einer gefrästen Bahn je Fräsmodus dargestellt. Neben der Ansicht des gesamten Signals ist eine Vergrößerung im Bereich weniger Millisekunden gezeigt, in der eine Umdrehung des Werkzeugs abgebildet wird. Es ist zu erkennen, dass aufgrund der gegebenen Schnittbreite ( $a_c = 4$  mm) und des Werkzeugdurchmessers ( $D = 12$  mm) jeweils nur eine der drei Schneiden an der Zerspanung beteiligt ist. Aufgrund der Werkzeuggeometrie zieht das Werkzeug das Material hauptsächlich in negativer  $z$ -Richtung. Mithilfe der Fast-Fourier-Transformation (FFT) der Kraftsignale ist zu erkennen, dass die dominierende Frequenz für SF-M1, 2 und 3 die Schnittfrequenz  $f_s$  (265 Hz) selbst ist. Die FFT des Kraftsignals von SF-M4 zeigt, dass die dominierende Frequenz hier das Doppelte von  $f_s$  ist (1194 Hz). Dies deutet darauf hin, dass bei SF-M4 und dem verwendeten Versuchsaufbau (siehe Kapitel 4.4.1) Prozessinstabilitäten durch bspw. Schwingungen auftraten.

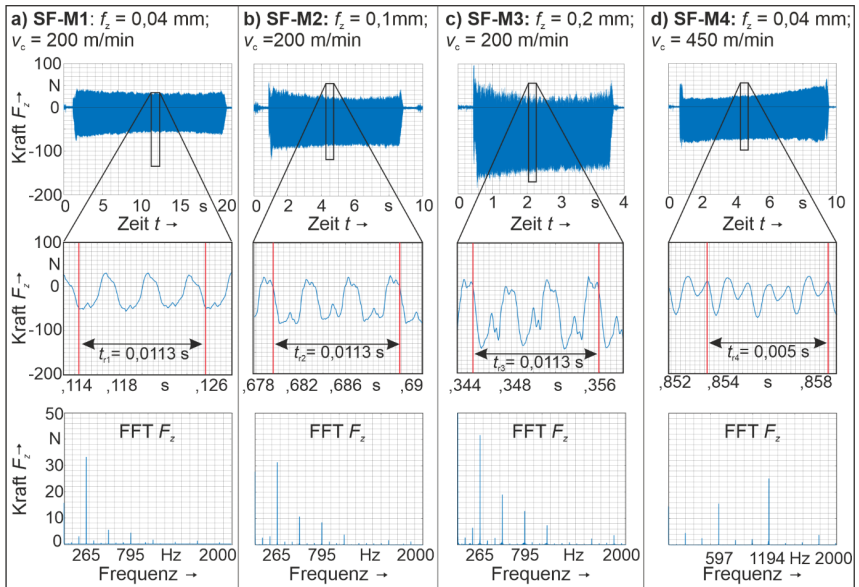


Abbildung 5-5: Kraftsignal  $F_z$  und FFT je Fräsmodus nach [Webe21a]

## Thermische Belastung

Die maximale Temperatur wird erreicht, sobald sich das Werkzeug oberhalb des Thermoelements befindet. Abbildung 5-6 zeigt die durchschnittliche Temperatur  $\bar{T}_{\max}$  für jeden Fräsmodus. Dabei wurde die Temperatur für je drei Proben pro Fräsmodus für die Werkstückgruppe A gemessen. Alle  $\bar{T}_{\max}$ , gemessen in einer Tiefe von etwa 100  $\mu\text{m}$ , liegen auf einem niedrigen Niveau im Bereich zwischen 30 und 55  $^{\circ}\text{C}$ . Der tatsächliche Abstand der Thermoelementstirnfläche zur Oberfläche variierte und lag im Bereich von 75 bis 125  $\mu\text{m}$ . Er hat aber keinen Einfluss auf die gemessenen Temperaturen (siehe Abbildung 5-6b). Die höchsten Temperaturen wurden für SF-M1 mit dem geringsten Vorschub gemessen. Eine Erhöhung des Vorschubs pro Zahn (SF-M1 < M2 < M3) führt zu einem Rückgang der Temperaturen. Höhere Schnittgeschwindigkeiten (bei konstantem Vorschub pro Zahn) führen zu einer leichten Abnahme der Temperaturen (vgl. SF-M1 und M4), da sich das Werkzeug bei SF-M1 (niedrigste Vorschubgeschwindigkeit) langsamer bewegt und somit weniger Zeit zur Erwärmung der Probe zur Verfügung steht. Ein Vergleich von SF-M2 und M4 (ähnliche Vorschubgeschwindigkeiten – siehe Tabelle 4-2) zeigt, dass SM-4 aufgrund der höheren Schnittgeschwindigkeit, und damit mehr Reibung, zu höheren Temperaturen führt.

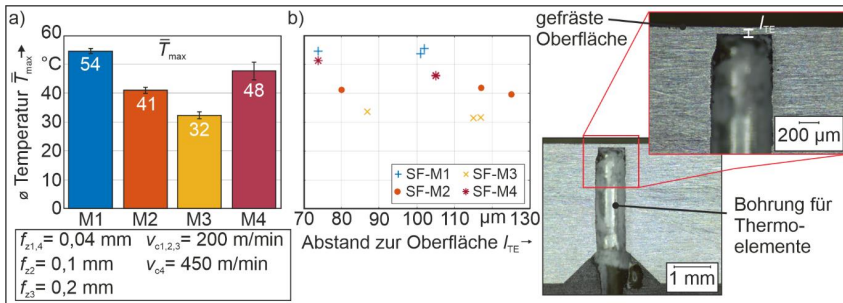


Abbildung 5-6: Mittelwert der maximalen Temperatur je Fräsmodus (a) und Temperaturverteilung über den Abstand zur gefrästen Oberfläche (b) nach [Webe21a]

## 5.2.2 Wiederholbarkeit der prozessinduzierten Eigenspannungen

### Wiederholbarkeit der P-ES innerhalb eines Werkstücks

Die Streuung der P-ES innerhalb eines Werkstücks werden beispielhaft für A<sub>2</sub>Z1 (SF-M2) diskutiert. In Abbildung 5-7 sind die Ergebnisse der drei ES-Messungen, gemessen an den Positionen I, II und III, dargestellt. Insgesamt stimmen die drei Messungen gut überein. Sie zeigen ähnliche ES-Profile mit Druck-ES nahe der Oberfläche mit einer ähnlichen Eindringtiefe  $t_p$ . Für zwei der drei Messungen (Pos. II und III) ist eine hohe Übereinstimmung für Tiefen größer als 20  $\mu\text{m}$  gegeben. An Position I sind tiefere  $\sigma_{P\max}$  als an Positionen II und III vorzufinden. Im Allgemeinen ist ein Unterschied der P-ES nahe der Oberfläche (< 20  $\mu\text{m}$ ) aufgrund der hohen Unsicherheit der Bohrloch-Messmethode für geringe Tiefen (siehe Fehlerbalken) festzustellen [Chig21].

Die Messung an Position II erfasst Zug-ES in x- und y-Richtung für Tiefen größer als 80  $\mu\text{m}$ . Dabei handelt es sich um die I-ES, welche in den Werkstückgruppen A von x und y abhängen. An Position I und III sind in diesen Tiefenregionen Druck-ES entsprechend ihrer Position näher an den Rändern vorzufinden [Webe21a].

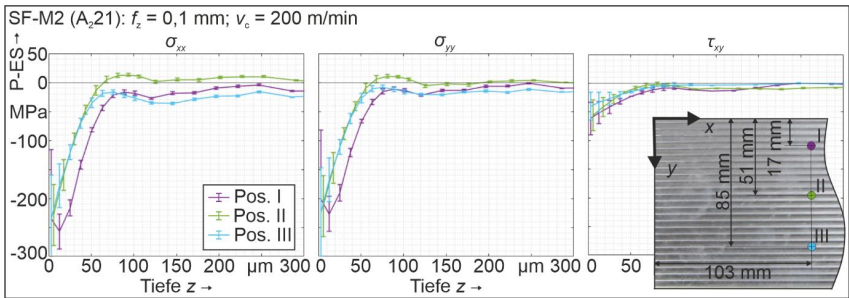


Abbildung 5-7: P-ES Messung am Beispiel von A221 (SF-M2), Fehlerbalken repräsentieren die Unsicherheit der BLM, nach [Webe21a]

**Wiederholbarkeit der P-ES bei mehreren im gleichen Modus gefrästen Werkstücken**

Alle drei gemittelten prozessinduzierten ES-Verläufe der SF-M1 Bearbeitung (A112, A218, A219 – bestehend aus je drei Einzelmessungen) zeigen das aus der Literatur bekannte  $\sqrt{z}$ -Tiefenprofil für alle drei ES-Komponenten  $\bar{\sigma}_{xx}(z)$ ,  $\bar{\sigma}_{yy}(z)$  und  $\bar{\tau}_{xy}(z)$ , mit der Ausnahme, dass die  $\sigma_{Pmax}$  in der geringsten Tiefe auftreten, sodass  $t_{Pmax}$  sehr klein ist (siehe Abbildung 5-8). Die Normalspannungen sind in ihrer Größenordnung ähnlich. Die Schubspannungen sind kleiner. Die P-ES von A112 und A219 sind sehr wiederholbar im Sinne einer geringen Streuung. Die gemittelten P-ES fast aller Tiefeninkremente liegen innerhalb der Standardabweichung der jeweils anderen. Die  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  betragen ca.  $-125 \pm 34$  MPa (A112) und  $-146 \pm 5$  MPa (A219) in x-Richtung und  $-141 \pm 35$  MPa (A112),  $-137 \pm 19$  MPa (A219) in y-Richtung. Ihre Eindringtiefen  $t_\sigma$  liegen bei ca. 60  $\mu\text{m}$  für die Normal-ES. Die Schub-ES  $\bar{\tau}_{Pmax}$  betragen  $-44 \pm 5$  MPa (A112) bzw.  $-43 \pm 8$  MPa (A219) bei einer Eindringtiefe von etwa 50  $\mu\text{m}$ . Das ES-Profil von A218 ist ähnlich, aber im Allgemeinen flacher mit geringeren  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  ( $-75 \pm 32$  MPa in x-Richtung und  $-95 \pm 39$  MPa in y-Richtung). Auch die Eindringtiefe ist im Vergleich zu A112 und A219 mit etwa 35  $\mu\text{m}$  (für Normal-ES) geringer. Die Schub-ES  $\bar{\tau}_{Pmax}$  sind ebenfalls kleiner ( $-13 \pm 8$  MPa) und in der ersten gemessenen Tiefe (13  $\mu\text{m}$ ) vorzufinden. Ein Vergleich der Kräfte zeigt den gleichen Trend für  $F_y$  und  $F_z$  (siehe Abbildung 5-4).  $F_y$  und  $F_z$  von A218 sind kleiner als die von A112 und A219. Dieser Trend ist bei  $F_x$  nicht zu erkennen [Webe21a].

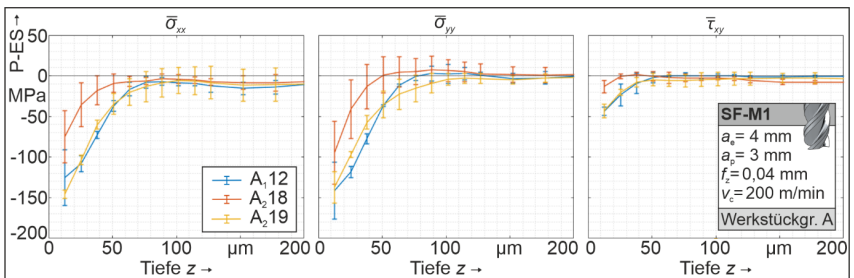


Abbildung 5-8: SF-M1 P-ES, Fehlerbalken aus Standardabweichung (je drei Messungen), nach [Webe21a]

Ähnlich zu SF-M1 zeigen die ES-Tiefenprofile in der Randzone der in SF-M2 gefrästen Werkstücke negative ES für alle drei Spannungskomponenten, wobei  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  in der ersten (A215, A221) bzw. zweiten (A223) gemessenen Tiefe liegt (siehe Abbildung 5-9). Die P-ES von A215

und A<sub>2</sub>23 sind in hohem Maße wiederholbar, da fast alle interpolierten ES innerhalb der Standardabweichung des jeweils anderen liegen. A<sub>2</sub>23 weist betragsmäßig höhere ES in Tiefen von 50 bis 76  $\mu\text{m}$  auf. Die  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax}}$  betragen ca.  $-162 \pm 31$  MPa (A<sub>2</sub>23),  $-189 \pm 16$  MPa (A<sub>2</sub>15) und  $-207 \pm 43$  MPa (A<sub>2</sub>21) in x-Richtung und  $-164 \pm 28$  MPa (A<sub>2</sub>23),  $-195 \pm 14$  MPa (A<sub>2</sub>15) und  $-189 \pm 33$  MPa (A<sub>2</sub>21) in y-Richtung. Ihre Eindringtiefe  $t_\sigma$  liegt bei etwa 65  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>21, A<sub>2</sub>23) und 85  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>15). Die  $\bar{\tau}_{\text{Pmax}}$  betragen  $-44 \pm 10$  MPa (A<sub>2</sub>21),  $-51 \pm 20$  MPa (A<sub>2</sub>23) und  $-61 \pm 18$  MPa (A<sub>2</sub>15) mit  $t_\tau$  bei 40  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>21, A<sub>2</sub>23) und 64  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>15). Ein Vergleich der Kräfte zeigt, dass  $F_y$  bei A<sub>2</sub>15 ebenfalls am größten ist (siehe Abbildung 5-4). Bei  $F_z$  und  $F_x$  ist dieser Trend nicht zu erkennen [Webe21a].

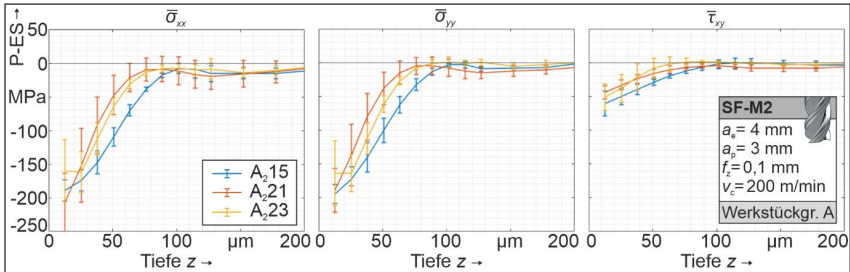


Abbildung 5-9: SF-M2 P-ES, Fehlerbalken aus Standardabweichung (je drei Messungen), nach [Webe21a]

Die ES-Tiefenprofile der SF-M3 gefrästen Werkstücke zeigen das typische  $\sqrt{\cdot}$ -förmige Tiefenprofil mit ausgeprägten  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax}}$  für alle drei Werkstücke in größeren Tiefen (siehe Abbildung 5-10). Die  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax}}$  betragen ca.  $-103 \pm 8$  MPa (A<sub>1</sub>20),  $-148 \pm 14$  MPa (A<sub>2</sub>04) und  $-145 \pm 9$  MPa (A<sub>1</sub>18) in x-Richtung und  $-124 \pm 9$  MPa (A<sub>1</sub>20),  $-165 \pm 17$  MPa (A<sub>2</sub>04) und  $-127 \pm 9$  MPa (A<sub>1</sub>18) in y-Richtung. Es werden vergleichsweise geringe Standardabweichung erzielt, da hier die  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax}}$  in größeren Tiefen vorzufinden sind (bei geringerer Messunsicherheit der BLM selbst). Die  $\bar{\tau}_{\text{Pmax}}$  betragen  $-47 \pm 8$  MPa (A<sub>1</sub>20),  $-55 \pm 12$  MPa (A<sub>2</sub>04) und  $-46 \pm 13$  MPa (A<sub>1</sub>18). Die Tiefe der  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax}}$  beträgt etwa 64  $\mu\text{m}$  (A<sub>1</sub>20), 51  $\mu\text{m}$  (A<sub>1</sub>18, A<sub>2</sub>04 x-Richtung) und 38  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>04 y-Richtung). Die Tiefe der  $\bar{\tau}_{\text{Pmax}}$  liegt bei 38  $\mu\text{m}$  (A<sub>1</sub>18, A<sub>1</sub>20) und 25  $\mu\text{m}$  (A<sub>2</sub>04). Die Eindringtiefe  $t_\sigma$  ist bei den Normalspannungen gleich (180  $\mu\text{m}$ ) und in Schubrichtung  $t_\tau = 90$   $\mu\text{m}$  (A<sub>1</sub>20, A<sub>2</sub>04) bzw. 140  $\mu\text{m}$  (A<sub>1</sub>18). Bei der Bearbeitung von A<sub>1</sub>20 wurde die kleinste Kraft  $F_z$  im Vergleich zu den anderen beiden Werkstücken gemessen (siehe Abbildung 5-4). Abgesehen davon ist kein Trend oder Zusammenhang mit den ES erkennbar [Webe21a].

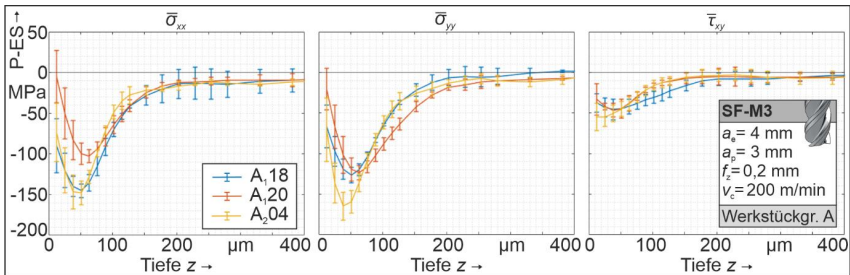


Abbildung 5-10: SF-M3 P-ES, Fehlerbalken aus Standardabweichung (je drei Messungen), nach [Webe21a]

Die ES-Tiefenprofile in Normalenrichtung der SF-M4 gefrästen Werkstücke variieren (siehe Abbildung 5-11) stärker als bei den vorangegangenen Fräsmodi. Die  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  von A<sub>1</sub>22 und A<sub>2</sub>17 sind in der ersten interpolierten Tiefe aufzufinden – die  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  von A<sub>2</sub>05 dagegen in der zweiten interpolierten Tiefe in  $x$ - und  $y$ -Richtung. Es ist jedoch zu beachten, dass die Standardabweichung der P-ES von A<sub>2</sub>05 in der ersten interpolierten Tiefe relativ hoch ist (35 und 50 MPa). Die Größenordnung von  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  variiert stärker als bei den anderen Modi:  $-224 \pm 19$  MPa (A<sub>2</sub>17),  $-162 \pm 6$  MPa (A<sub>2</sub>05),  $-63 \pm 18$  MPa (A<sub>1</sub>22) in  $x$ -Richtung und  $-217 \pm 6$  MPa (A<sub>2</sub>17),  $-134 \pm 13$  MPa (A<sub>2</sub>05),  $-61 \pm 16$  MPa (A<sub>1</sub>22) in  $y$ -Richtung. Ab einer größeren Tiefe (30  $\mu\text{m}$ ) sind die normalen ES-Tiefenprofile von A<sub>2</sub>05 und A<sub>1</sub>22 ähnlich mit einer Eindringtiefe von 75  $\mu\text{m}$ . Das ES-Tiefenprofil von A<sub>1</sub>22 ist deutlich flacher mit einer Eindringtiefe von lediglich 40  $\mu\text{m}$ . Die Schub-ES in den Randzonen der Werkstücke A<sub>2</sub>17 und A<sub>2</sub>05 weisen eine geringe Streuung auf und sind mit  $\bar{\tau}_{Pmax} = -54 \pm 15$  MPa in der ersten gemessenen Tiefe vorzufinden. Ihr Eindringtiefe beträgt 40  $\mu\text{m}$ . Das Schubspannungsprofil von A<sub>1</sub>22 ist flacher mit kleinerem  $\bar{\tau}_{Pmax}$  ( $-33 \pm 3$  MPa) und  $t_{Pmax} = 20$   $\mu\text{m}$ . Wie bereits in Kapitel 5.2.1 analysiert, ist in  $z$ -Richtung ein oszillierendes Verhalten der Kräfte zu erkennen. Die FFT zeigt ihren höchsten Ausschlag bei der doppelten Schnittfrequenz (siehe Abbildung 5-5). Somit führen die Prozessinstabilitäten bei Verwendung des gezeigten Versuchsaufbaus und der Schnittparameter SF-M4 zu einer Variation der mechanischen Belastung, was ebenfalls in großen Unterschieden der P-ES-Tiefenprofile resultiert [Webe21a].

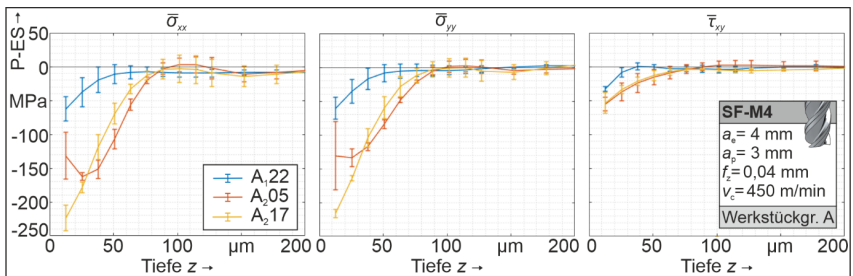


Abbildung 5-11: SF-M4 P-ES, Fehlerbalken aus Standardabweichung (je drei Messungen), nach [Webe21a]

Zusammenfassend zeigt der Vergleich der verschiedenen Werkstücke, die mit demselben Fräsmodus bearbeitet wurden, dass die prozessinduzierten Eigenspannungen prinzipiell wiederholbar sind. Dabei ist zu berücksichtigen, dass sich für SF-M1 bis SF-M3 ein Profil von den anderen beiden in Form eines flacheren (SF-M1) bzw. tieferen (SF-M2) ES-Tiefenprofils oder geringeren  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  (SF-M3) unterscheidet. Die in SF-M4 (höhere Schnittgeschwindigkeit) gefrästen Werkstücke dagegen weisen deutlich größere Unterschiede der ES-Tiefenprofile auf. Dies ist auf die variierende mechanische Beanspruchung aufgrund von Prozessinstabilitäten zurückzuführen. Die Variationen innerhalb der verschiedenen Bearbeitungsmodi werden im nächsten Abschnitt quantifiziert.

### Vergleich der P-ES bei verschiedenen Bearbeitungsarten und deren Wiederholbarkeit

Abbildung 5-12 verdeutlicht, dass höhere Vorschübe zu einer größeren Eindringtiefe des ES-Profiles und zu einer größeren Tiefe der  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  führen. Nur SF-M3 zeigt ein ideales  $\sqrt{\quad}$ -förmiges Tiefenprofil mit ausgeprägten  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  in größeren Tiefen und weniger Druck-ES in der Nähe der Oberfläche – während die  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  für niedrigere Vorschübe (SF-M1, 2) näher an der Oberfläche

liegen. Hier weist SF-M2 die höchsten  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  auf. Eine Erklärung für diese Effekte ist, dass die höhere Belastung der Werkstücke aufgrund der größeren Spannungsdicke und des Materialabtrags zu größeren plastisch verformten Bereichen und damit zu tieferen ES und zur Verlagerung der  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  in das Werkstück führt. Sobald sich  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  in größeren Tiefen befindet, sind die ES an bzw. nahe der Oberfläche geringer, um im mechanischen Gleichgewicht zu bleiben (siehe SF-M3: Abbildung 5-10) [Denk08]. Darüber hinaus resultiert die Druckeigenspannungsverteilung aus der kombinierten Wirkung der beiden konkurrierenden Prozesse, der direkten plastischen Oberflächenverformung und der plastischen Verformung tieferer Schichten aufgrund der Hertzschen Pressung [Wohl84]. Es scheint, dass bei SF-M1 und 2 viel Energie für die direkte plastische Verformung der Oberfläche verbraucht wird, sodass die Wirkung der Hertzschen Pressung nicht dominiert. Hier sollte jedoch auch berücksichtigt werden, dass die BLM ihre größte Unsicherheit in der ersten gemessenen Tiefe hat. Das Vorhandensein reiner Druckeigenspannungen, deutet darauf hin, dass im Vergleich zur mechanischen Belastung die thermische eine untergeordnete Rolle spielt (vgl. Kapitel 2.3.1, Abb. 2-8) [Webe21a].

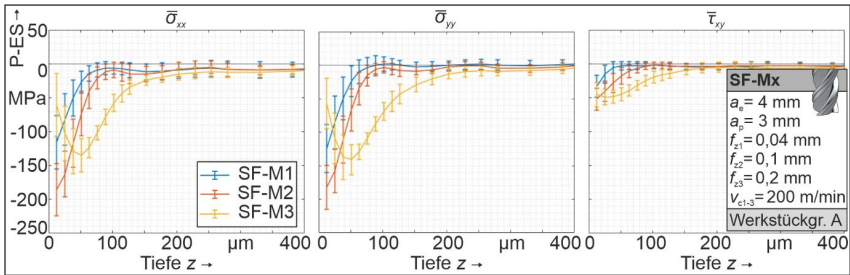


Abbildung 5-12: Vergleich P-ES Variation Vorschub (SF-M1-2-3), Fehlerbalken repräsentieren die Standardabweichung aus je neun Messungen, nach [Webe21a]

Die Variation der Schnittgeschwindigkeit (siehe Abbildung 5-13) zeigt, dass die durchschnittlichen P-ES-Tiefenprofile ähnlich aussehen, obwohl SF-M4 die größte Streuung aufweist (siehe hohe Standardabweichung). Dies lässt sich durch ähnlich hohe Kräfte und Temperaturen erklären (siehe Abbildung 5-6) [Webe21a].

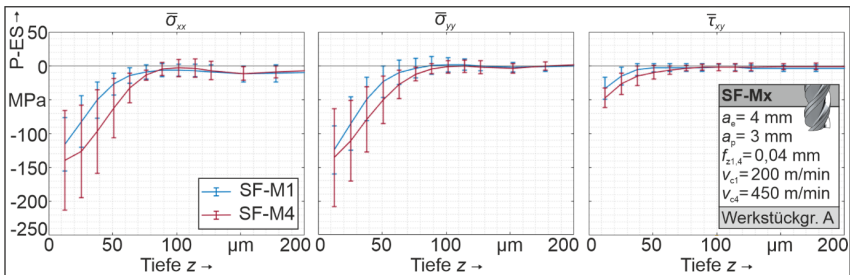


Abbildung 5-13: Vergleich P-ES Variation Schnittgeschwindigkeit (SF-M1-4), Fehlerbalken repräsentieren die Standardabweichung aus je neun Messungen, nach [Webe21a]

Zur Quantifizierung der Wiederholbarkeit der P-ES wurde der Durchschnitt der P-ES  $\sigma(z)$  für jedes Tiefeninkrement je Fräsmodus inkl. Standardabweichung analysiert. Dabei wurden die durchschnittlichen  $\bar{\sigma}_{Pmax}$  sowie der Durchschnitt der Eindringtiefe  $\bar{t}_\sigma$  inkl. Standardabweichung

aus allen neun P-ES-Messungen je Fräsmodus bestimmt (siehe Tabelle 5-1). Wie bereits beschrieben, weisen die Normalspannungen des SF-M4 die größten Schwankungen auf, wobei die Standardabweichung 54 % der  $\bar{\sigma}_{P_{max}}$  erreicht. Bei den anderen Fräsmodi ist die Standardabweichung niedriger (insbesondere bei SF-M2 bis 3), wo die höchste Standardabweichung 34 % (SF-M1), 21 % (SF-M2) und 18 % (SF-M3) ihrer  $\bar{\sigma}_{P_{max}}$  beträgt. In Schubrichtung ist prozentual die größte Standardabweichung bei  $\bar{\tau}_{P_{max},SF-M1}$  (49 %) zu finden. Generell ist anzumerken, dass die Standardabweichung der  $\bar{\sigma}_{P_{max}}$  bei niedrigeren und flacheren P-ES zunimmt (siehe Tabelle 5-1: SF-M1, 4). Die BLM selbst kommt in diesen oberflächennahen Regionen bzgl. der Auflösung an ihre Grenzen [Chig21a]. Ein ähnlicher Trend ist bei der Eindringtiefe  $t_{\sigma}$  festzustellen, bei der die größte Streuung bei den niedrigsten Schub-ES auftritt (SF-M1: 52 %, SF-M4: 41 %). Die Variation von  $t_{P_{max}}$  scheint für alle Fräsmodi gering zu sein, da bei fast allen P-ES-Tiefenprofilen (außer SF-M3) die  $\bar{\sigma}_{P_{max}}$  in der ersten gemessenen Tiefe vorzufinden sind. Sie kann nicht quantifiziert werden, da die erste gemessene Tiefe variiert (4  $\mu\text{m}$  bis 12  $\mu\text{m}$ ). Bei SF-M3 wurde für  $\bar{t}_{P_{max}}$  eine Variation von  $50 \pm 8 \mu\text{m}$  (x-Richtung),  $52 \pm 6 \mu\text{m}$  (y-Richtung) und  $31 \pm 22 \mu\text{m}$  (Schub-) festgestellt [Webe21a].

Tabelle 5-1: Vergleich der P-ES [Webe21a]

| Druck-ES / Modus                                                                | SF-M1               | SF-M2               | SF-M3               | SF-M4               |
|---------------------------------------------------------------------------------|---------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| $\bar{\sigma}_{P_{max,x}} \pm s$ in MPa<br>( $s/\bar{\sigma}_{P_{max,x}}$ in %) | 115 $\pm$ 39 (34 %) | 185 $\pm$ 39 (21 %) | 135 $\pm$ 24 (18 %) | 139 $\pm$ 73 (53 %) |
| $\bar{\sigma}_{P_{max,y}} \pm s$ in MPa<br>( $s/\bar{\sigma}_{P_{max,y}}$ in %) | 125 $\pm$ 36 (29 %) | 182 $\pm$ 33 (18 %) | 141 $\pm$ 23 (16 %) | 136 $\pm$ 73 (54 %) |
| $\bar{\tau}_{P_{max,xy}} \pm s$ in MPa<br>( $s/\bar{\tau}_{P_{max,xy}}$ in %)   | 33 $\pm$ 16 (49 %)  | 52 $\pm$ 16 (31 %)  | 48 $\pm$ 10 (21 %)  | 47 $\pm$ 14 (30 %)  |
| $\bar{t}_{\sigma,x} \pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $s/\bar{t}_{\sigma,x}$ in %)   | 56 $\pm$ 22 (39 %)  | 74 $\pm$ 12 (16 %)  | 177 $\pm$ 62 (35 %) | 62 $\pm$ 18 (29 %)  |
| $\bar{t}_{\sigma,y} \pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $s/\bar{t}_{\sigma,y}$ in %)   | 56 $\pm$ 19 (34 %)  | 70 $\pm$ 11 (16 %)  | 180 $\pm$ 22 (12 %) | 62 $\pm$ 18 (29 %)  |
| $\bar{t}_{\tau,xy} \pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $s/\bar{t}_{\tau,xy}$ in %)     | 21 $\pm$ 11 (52 %)  | 49 $\pm$ 14 (29 %)  | 105 $\pm$ 26 (25 %) | 34 $\pm$ 14 (41 %)  |

Neben den mit Schaftfräser bearbeiteten Werkstücken, wurde das Planfräsen mit Messerkopf untersucht. In Abbildung 5-14a sind die gemittelten P-ES (vier Einzelmessungen an einem Werkstück) dargestellt. Die Normalspannungen weisen das typische Druck-ES-Tiefenprofil auf mit  $\bar{\sigma}_{P_{max,x}} = -24 \pm 14 \text{ MPa}$  und  $\bar{\sigma}_{P_{max,y}} = -24 \pm 13 \text{ MPa}$  nahe der Oberfläche. Der Betrag der P-ES ist somit sehr gering im Vergleich zu SF-M. Der Grund hierfür sind die veränderte Werkzeuggeometrie und die verwendeten Prozessparameter, die in einem grundverschiedenen Belastungszustand resultieren (siehe Abbildung 5-14b). Schubspannungen sind kaum vorhanden mit  $\bar{\tau}_{P_{max}} = 10 \pm 14 \text{ MPa}$ . Insgesamt ist zu beachten, dass die Standardabweichungen im Vergleich zum Betrag der P-ES sehr hoch sind. Dies liegt zum einen an der Messunsicherheit der BLM, da hier sehr geringe ES nahe der Oberfläche vorzufinden sind. Zum anderen ist es nicht auszuschließen, dass diese geringen ES über die Eingriffsbreite aufgrund der Fräskinetik variieren: es wird sowohl im Gleichlauf als auch im Gegenlauf gefräst ( $a_e > D/2$ ).

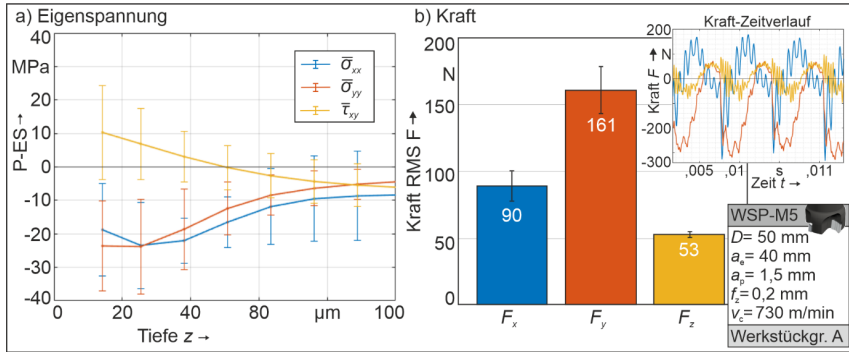


Abbildung 5-14: P-ES (a) und Kräfte (b) WSP-M5; Fehlerbalken repräsentieren die Standardabweichung

### 5.3 Fazit zur Analyse der gemessenen Eigenspannungen

Die Messung der I-ES verschiedener Gruppen von A7050-T7451 stimmen weitgehend mit denen der Literatur [Prim02] überein: Es zeigte sich eine klare, symmetrische M-Form der ES-Verläufe in Werkstückgruppe A, eine weniger klare und weniger symmetrische M-Form in Gruppe B und eine  $\cap$ -Form für Werkstücke der Gruppe C. Die Größenordnung der gemessenen I-ES lag im Bereich von  $-15$  bis  $+15$  MPa und war somit um etwa 5 MPa kleiner als die Literaturwerte. Die I-ES des 7050-T74 Werkstücks der Gruppe B wies die aufgrund des thermischen Abschreckens typische parabolische Verteilung der Normalspannungen mit einer signifikanten Richtungsabhängigkeit (Druck-ES außen und Zug-ES im Inneren) auf. Dabei wurden Beträge im Bereich von  $-150$  MPa bis  $+100$  MPa gemessen.

Die P-ES waren für die Fräsmodi SF-M1 bis 3 prinzipiell wiederholbar. Indikator für eine geringe Streuung sind die Standardabweichungen der max. Normalspannungen  $\bar{\sigma}_{P_{\max}}$ , die in einem Bereich zwischen 16 % und 34 % der  $\bar{\sigma}_{P_{\max}}$  lagen. Die P-ES der SF-M4 bearbeiteten Werkstücke wiesen eine höhere Streuung aufgrund der variierenden mechanischen Belastung durch Prozessinstabilitäten auf (Standardabweichung bis zu 54 % der  $\bar{\sigma}_{P_{\max}}$ ). Grundsätzlich gilt, dass höhere Vorschübe pro Zahn in einer höheren Eindringtiefe der P-ES und in einer höheren Tiefe der  $\bar{\sigma}_{P_{\max}}$  resultieren. Der Grund hierfür ist die mit steigendem  $f_z$  erhöhte mechanische Belastung, die zu größeren plastischen Verformungen führt. Das Planfräsen mit Messerkopf führte aufgrund der geringen mechanischen Belastung zu sehr geringen P-ES mit  $\bar{\sigma}_{P_{\max}} = -24 \pm 14$  MPa.

Der Einfluss der Streuung der ES auf den Bauteilverzug wird im nächsten Kapitel untersucht.

## 6 Analyse der Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs

In diesem Kapitel wird die Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs experimentell für die Wafer- und Taschengeometrie untersucht. Sie wird für unterschiedliche Konfigurationen (P-ES, I-ES, Wandstärke, Bearbeitungsweg) analysiert. Eine Analyse der Wiederholbarkeit ist notwendig, um später die Vorhersagegüte des FEM-Verzug-Modells zu beurteilen. Die Ergebnisse wurden teilweise bereits veröffentlicht [Webe21a, Webe21b, Webe22a].

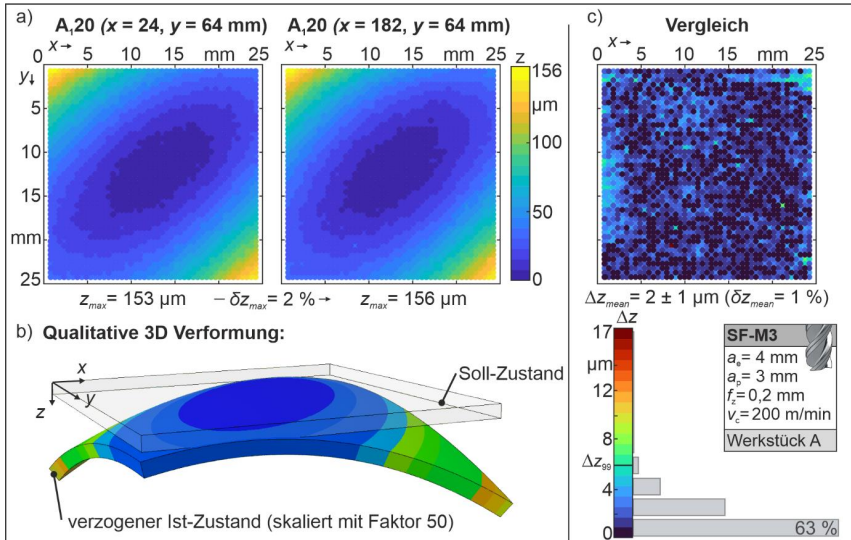
### 6.1 Wafer

Abbildung 6-1 zeigt den Verzug zweier Wafer, die aus demselben Werkstück A<sub>1</sub>20 (SF-M3 gefräst) stammen. Die beiden Wafer wurden an den Positionen W<sub>1</sub> ( $x = 24 \text{ mm}$ ,  $y = 64 \text{ mm}$ ) und W<sub>2</sub> ( $x = 182 \text{ mm}$ ,  $y = 64 \text{ mm}$ ) herausgetrennt (siehe Abbildung 4-5). Der Verzug ist hier definiert als die Verformung in  $z$ -Richtung aus der  $xy$ -Ebene heraus. In Abbildung 6-1a ist die Draufsicht auf die gefräste Oberfläche zu sehen, wobei die  $z$ -Richtung einen positiven Verzug in die Ebene hinein darstellt. Der Wafer verformt sich konvex ( $\cap$ -förmig) aufgrund der in die Randzone der gefrästen Oberfläche induzierten Druckeigenspannungen (siehe Abbildung 6-1a, b). Die größte Höhendifferenz, die max. Verformung  $z_{\max}$ , tritt zwischen der oberen linken (0 mm, 0 mm) bzw. unteren rechten Ecke (25 mm, 25 mm) und der Mitte der Wafer auf. Diese verdrehte Form des Verzugs stellt sich ein, da die prozessinduzierten Schub-ES  $\tau_{xy}$  zusätzlich zum Biegemoment aufgrund der Normal-ES ein Torsionsmoment induzieren. Inwiefern die prozessinduzierten Schubspannungen für den Betrag und die Form verantwortlich sind wird in Kapitel 8.1.1 quantitativ analysiert. Beide Wafer zeigen sowohl was die Form als auch den Betrag des Verzugs angeht nahezu identische Ergebnisse. Im Mittel weichen die  $z$ -Verformungen  $\Delta z_{\text{mean}}$  um  $2 \pm 1 \text{ }\mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 1 \%$ ) ab und 99 % der Messwerte haben eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 6 \text{ }\mu\text{m}$  (siehe Abbildung 6-1c). Die max. Verformung  $z_{\max}$  liegt bei  $153 \text{ }\mu\text{m}$  bzw.  $156 \text{ }\mu\text{m}$ . So ergibt sich eine relative Abweichung von  $\delta z_{\max} = 2 \%$ . Die Wiederholbarkeit der Wafer-Verzüge innerhalb eines Werkstücks ist somit auf die Wiederholbarkeit der P-ES innerhalb eines Werkstücks (siehe Kapitel 5.2.2) zurückzuführen. Die I-ES spielen für den Wafer-Verzug der Werkstückgruppe A keine Rolle, da die Wafer sehr dünn sind und der Betrag der I-ES sehr gering ist.

Die Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs für die Wafer-Geometrie verschiedener Werkstücke wird an je zwei Wafers pro Fräsmodi analysiert. Dabei stammen diese jeweils aus den zwei Werkstücken, welche den größten Unterschied der P-ES aufwiesen (siehe Kapitel 5.2.2):

- SF-M1: A<sub>2</sub>18 vs. A<sub>1</sub>12
- SF-M2: A<sub>2</sub>15 vs. A<sub>2</sub>23
- SF-M3: A<sub>1</sub>20 vs. A<sub>2</sub>04
- SF-M4: A<sub>1</sub>22 vs. A<sub>2</sub>05

Die Benennung der Wafer erfolgte analog zur Benennung der Werkstücke: Wafer A<sub>2</sub>15 bedeutet, dass der Wafer aus dem Werkstück A<sub>2</sub>15 herausgetrennt wurde.

Abbildung 6-1: Wafer A<sub>120</sub> Vergleich

In Abbildung 6-2 ist der Wafer-Verzug und der Vergleich zwischen den Fräsmodi SF-M1 bis SF-M4 abgebildet. Es ist zu erkennen, dass alle Wafer aufgrund der in die Randzone eingebrachten Druck-ES die gleiche beschriebene tordierte konvexe Verformung aufweisen. Der Verzug der beiden SF-M1 ( $f_z = 0,04 \text{ mm}$ ,  $v_c = 200 \text{ m/min}$ ) gefrästen Wafer A<sub>112</sub> und A<sub>218</sub> wird in Abbildung 6-2a verglichen. Die max. Verformung von A<sub>218</sub> ( $z_{\max} = 58 \mu\text{m}$ ) ist um 29 % kleiner als die von A<sub>112</sub> ( $z_{\max} = 81 \mu\text{m}$ ). Im Mittel weichen die  $z$ -Verformungen  $\Delta z_{\text{mean}}$  um  $4 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 5 \%$ ) ab, wobei 99 % der Werte eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 18 \mu\text{m}$  aufweisen. Aus der ortsauflösenden Abweichungsgrafik geht hervor, dass in der Mitte des Wafers sowie an der linken unteren und rechten oberen Ecke die geringsten Abweichungen vorzufinden sind. Dagegen treten in den gegenüberliegenden Ecken die größten Abweichungen auf. Diese lassen sich durch die festgestellten Unterschiede der P-ES-Profile erklären (siehe Kapitel 5.2.2). A<sub>218</sub> hat ein flacheres P-ES-Profil mit geringeren  $\sigma_{P\max}$  in allen Richtungen und kleinere Eindringtiefen  $t_{\sigma}$  im Vergleich zu A<sub>112</sub>. Dadurch werden geringere Biegemomente induziert. Ein ähnlicher Trend zeigt sich für die restlichen drei Fräsmodi:

Der in SF-M2 ( $f_z = 0,1 \text{ mm}$ ,  $v_c = 200 \text{ m/min}$ ) bearbeitete A<sub>223</sub> Wafer mit flacheren und geringeren P-ES weist eine um 22 % geringere max. Verformung als A<sub>215</sub> auf ( $z_{\max, A_{223}} = 121 \text{ vs. } z_{\max, A_{215}} = 156 \mu\text{m}$ , siehe Abbildung 6-2b). Im Mittel weichen die  $z$ -Verformungen  $\Delta z_{\text{mean}}$  um  $6 \pm 6 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 4 \%$ ) ab und 99 % der Messwerte haben eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 29 \mu\text{m}$ . Die größten Abweichungen sind an ähnlichen Stellen wie bei den in SF-M1 bearbeiteten Wafers zu lokalisieren. Die verdrehte Form der Abweichungsgrafik weg von der Diagonalen deutet auf unterschiedlich große Normalspannungen hin.

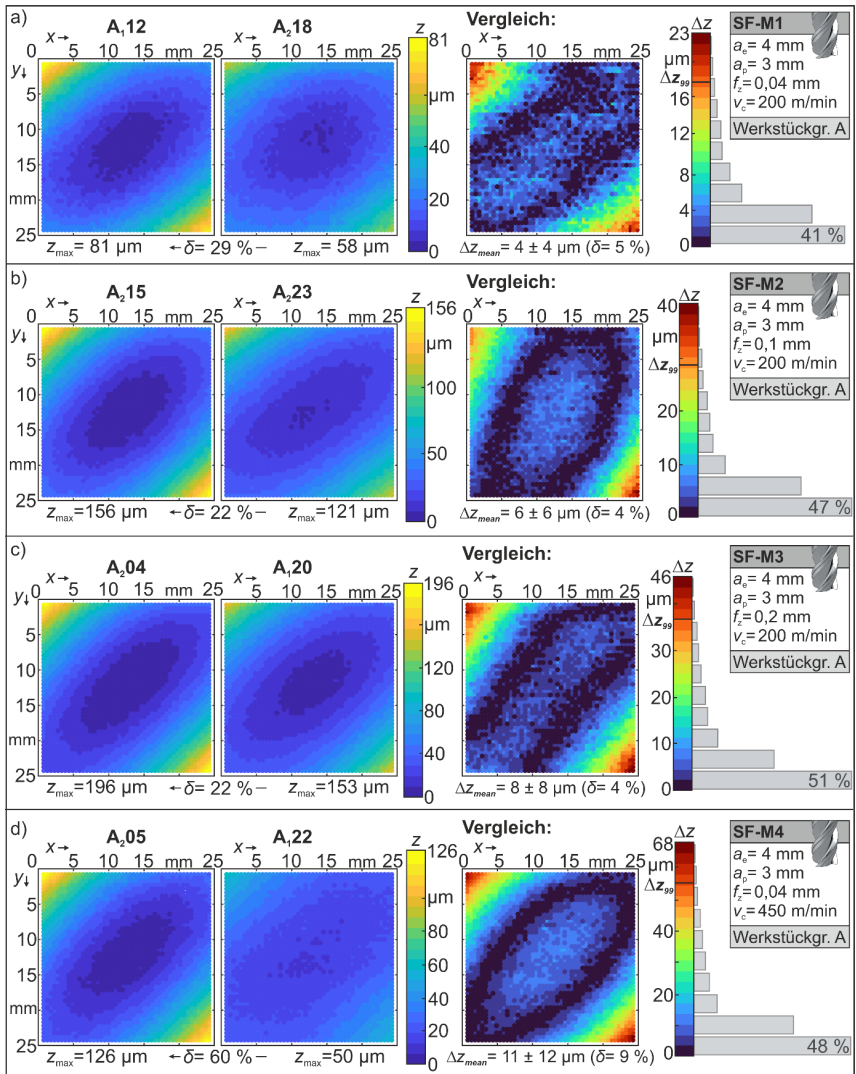


Abbildung 6-2: Wafer-Verzug Vergleich SF-M1 (a), SF-M2 (b), SF-M3 (c) und SF-M4 (d)

Der SF-M3 ( $f_s = 0,2$  mm,  $v_c = 200$  m/min) gefräste Wafer A<sub>20</sub> mit flacheren und geringeren P-ES weist ebenfalls einen um 22 % geringere max. Verformung als A<sub>204</sub> auf ( $z_{\max, A_{120}} = 153$  vs.  $z_{\max, A_{204}} = 196$  µm, siehe Abbildung 6-2c). Im Mittel weichen die z-Verformungen  $\Delta z_{\text{mean}}$  um  $8 \pm 8$  µm ( $\delta z_{\text{mean}} = 4$  %) ab und 99 % der Messwerte haben eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 37$  µm (siehe Abbildung 6-2c). Die Abweichungen sind ähnlich zu SF-M1 und -M2 verteilt.

Für den Bearbeitungsfall SF-M4 ( $f_s = 0,04$  mm,  $v_c = 450$  m/min) weist einer der beiden Wafer (A<sub>122</sub>) eine deutlich geringere max. Verformung (60 %) im Vergleich zu A<sub>205</sub> auf ( $z_{\max, A_{122}} = 50$  vs.  $z_{\max, A_{205}} = 126$  µm, siehe Abbildung 6-2d). Auch im Mittel liegen höhere Abweichungen

mit  $\Delta z_{\text{mean}} = 11 \pm 12 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 9 \%$ ) vor. 99 % der Messwerte haben eine Abweichung, die kleiner als  $z_{99} = 55 \mu\text{m}$  ist (siehe Abbildung 6-2d). Die in Kapitel 5.2.2 beschriebenen starken Unterschiede der P-ES, die aufgrund der Prozessinstabilitäten bei dem verwendeten Versuchsaufbau und den Schnittparametern SF-M4 auftraten, wirken sich somit analog signifikant auf den Wafer-Verzug aus.

In Abbildung 6-3 ist der Verzug der mit Wendeschneidplatten (WSP-M5) bearbeiteten Wafern dargestellt. Im Gegensatz zu den mit Schafffräser gefrästen Werkstücken (SF-M) tritt eine konvexe Verformung mit den Maxima in allen vier Ecken auf. Der Grund hierfür sind die sehr geringen induzierten Schubeigenspannungen. Diese induzieren zwar ein geringes Torsionsmoment, das jedoch von den vom Drahtrodieren eingebrachten Schub-ES (siehe Anhang Abbildung 11-1) fast vollständig ausgeglichen wird. Insgesamt ist der Verzug deutlich geringer als SF-M1, da die P-ES ebenfalls deutlich geringer sind (siehe Kapitel 5.2.2). Die Verformung beider Wafer weist eine gute Übereinstimmung mit  $\Delta z_{\text{mean}} = 2 \pm 1 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 5 \%$ ) bzw.  $\delta z_{\text{max}} = 15 \%$  ( $z_{\text{max,A}206} = 34 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,A}105} = 29 \mu\text{m}$ ) auf.

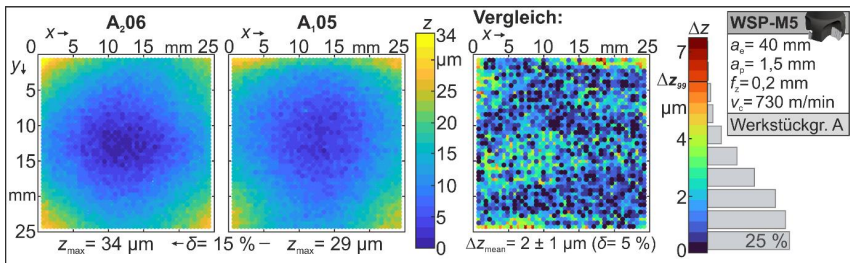


Abbildung 6-3: Wafer-Verzug Vergleich WSP-M5

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass der Ausschnitt von Wafern eine gute Möglichkeit darstellt das Verzugspotential der P-ES aufzuzeigen. Dabei gilt, dass kleine Unterschiede in den P-ES für SF-M1, -M2 und -M3 zu kleinen Abweichungen der max. Verformung ( $z_{\text{max}} < 29 \%$ ) führen. Wohingegen bei auftretenden Störfaktoren im Zerspanprozess, z. B. Schwingungen, die großen Unterschiede in den P-ES (SF-M4) auch in großen Unterschieden der max. Verformung (bis zu 60 %) resultieren. Außerdem wurde verdeutlicht (siehe Abbildung 6-2), dass im Mittel mit zunehmendem Vorschub die max. Verformung aufgrund tieferer und höherer P-ES steigt. Bei einem Vergleich der Variation der Schnittgeschwindigkeit (SF-M1 vs. SF-M4) kann jedoch kein eindeutiger Trend festgestellt werden, da SF-M4 eine größere Streuung der P-ES und somit auch eine größere Variation im Verzug aufweist. Im Allgemeinen gilt, dass die P-ES und die Wafer-Verformungen stark miteinander korrelieren, wobei größere und/oder tiefere prozessinduzierte P-ES zu einem größeren Verzug führen.

Der Verzug der Wafer der Werkstückgruppen B und C wird zusammen mit den simulierten Ergebnissen in Kapitel 7.1.3 diskutiert.

## 6.2 Taschengeometrie

Die Wiederholbarkeit des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs der Taschengeometrie wurde für unterschiedliche Konfigurationen untersucht. In Abbildung 6-4 ist der Verzug der Taschengeometrie aller experimentell untersuchten Konfigurationen dargestellt. Analog zu den Wafern wird die Draufsicht mit positiver  $z$ -Verformung in positive  $z$ -Richtung in die Ebene

hinein und beispielhaft der qualitative Verzug in 3D einzelner Konfigurationen gezeigt. Es wurden drei Taschengeometrien je Konfiguration gefertigt. Abgebildet sind die Mittelwerte pro Konfiguration. Bevor auf die Wiederholbarkeit des Bauteilverzugs eingegangen wird, werden die Verzüge der unterschiedlichen Konfigurationen kurz erläutert.

Ein Vergleich des Verzugs der Taschengeometrie mit niedrigen (A, C) und hohen I-ES (B) zeigt, dass sich sowohl die Verzugsform als auch ihr Betrag grundsätzlich unterscheiden. Die Taschengeometrien der Werkstückgruppe B mit hohen I-ES verformen sich konvex ( $\cap$ -förmig). Dabei tritt die größte Höhendifferenz zwischen den linken ( $x = 0$  mm) bzw. rechten Rändern ( $x = 200$  mm) und der Mitte der Werkstücke ( $x = 100$  mm) auf. Die max. Verformung beträgt z. B. für eine Taschengeometrie mit einer Wandstärke von 3 mm, deren Taschen mit SF-M3 bearbeitet wurden,  $z_{\max} = 630 \pm 26 \mu\text{m}$ . Im Gegensatz zu den Taschengeometrien mit hohen I-ES, ist die Verzugsform der Werkstücke mit geringen I-ES (A, C) konkav (U-förmig) bzw. X-förmig tordiert mit deutlich geringeren max. Verformungen (z. B.  $z_{\max} = 121 \pm 9 \mu\text{m}$  für A, 3 mm, SF-M3, Zick). Die unterschiedlichen Verzugsformen und -beträge sind auf die verschiedenen vorliegenden I-ES zurückzuführen. Der Betrag der hohen I-ES ist um den Faktor zehn größer als der Betrag der geringen I-ES (siehe Kapitel 5.1). Die Entfernung des Materials führt zu einem Ungleichgewicht der I-ES. Der Verzug ist die Folge der Umverteilung der ES in den Gleichgewichtszustand nach dem Lösen der Einspannung.

Neben den I-ES beeinflussen die P-ES die Form und den Betrag des Verzugs. Vor allem für die Taschengeometrien mit niedrigen I-ES (A, C), bearbeitet mit Zick Frässtrategie, ist dieser Einfluss in Form der X-förmigen tordierten Verzugsform mit Maxima in den Ecken ersichtlich. Analog zu dem Wafer-Verzug verursachen die vom Taschenfräsen induzierten Schub-ES zusätzlich zu den Biegemomenten aufgrund der Normalspannungen ein Torsionsmoment. Dieses ist stärker und führt zu einem größeren Verzug je größer die P-ES sind (vgl. SF-M3 zu SF-M1). Ein ähnliches Verhalten ist für die Taschengeometrien mit hohen I-ES zu erkennen.

Mit zunehmender Wandstärke ist ein geringerer Verzug für die Taschengeometrien der Werkstückgruppe A festzustellen, da die Steifigkeit durch ein erhöhtes Flächenträgheitsmoment (siehe Gl. 2-41) steigt. In Theorie gilt dies auch für die Werkstücke der Gruppe B. Jedoch liegen hier die maximalen Verformungen der Taschengeometrien mit einer Wandstärke von 7 und 3 mm auf einem gleichen Niveau. Hier sollte jedoch die erhöhte Standardabweichung der 7 mm dicken Taschengeometrien berücksichtigt werden. Eine Ursache für die erhöhte Standardabweichung sind mögliche Unterschiede in den hohen I-ES vereinzelter Werkstücke aufgrund ihrer ursprünglichen Positionierung in Randbereichen des Halbzeugs (siehe Kapitel 7.2.2).

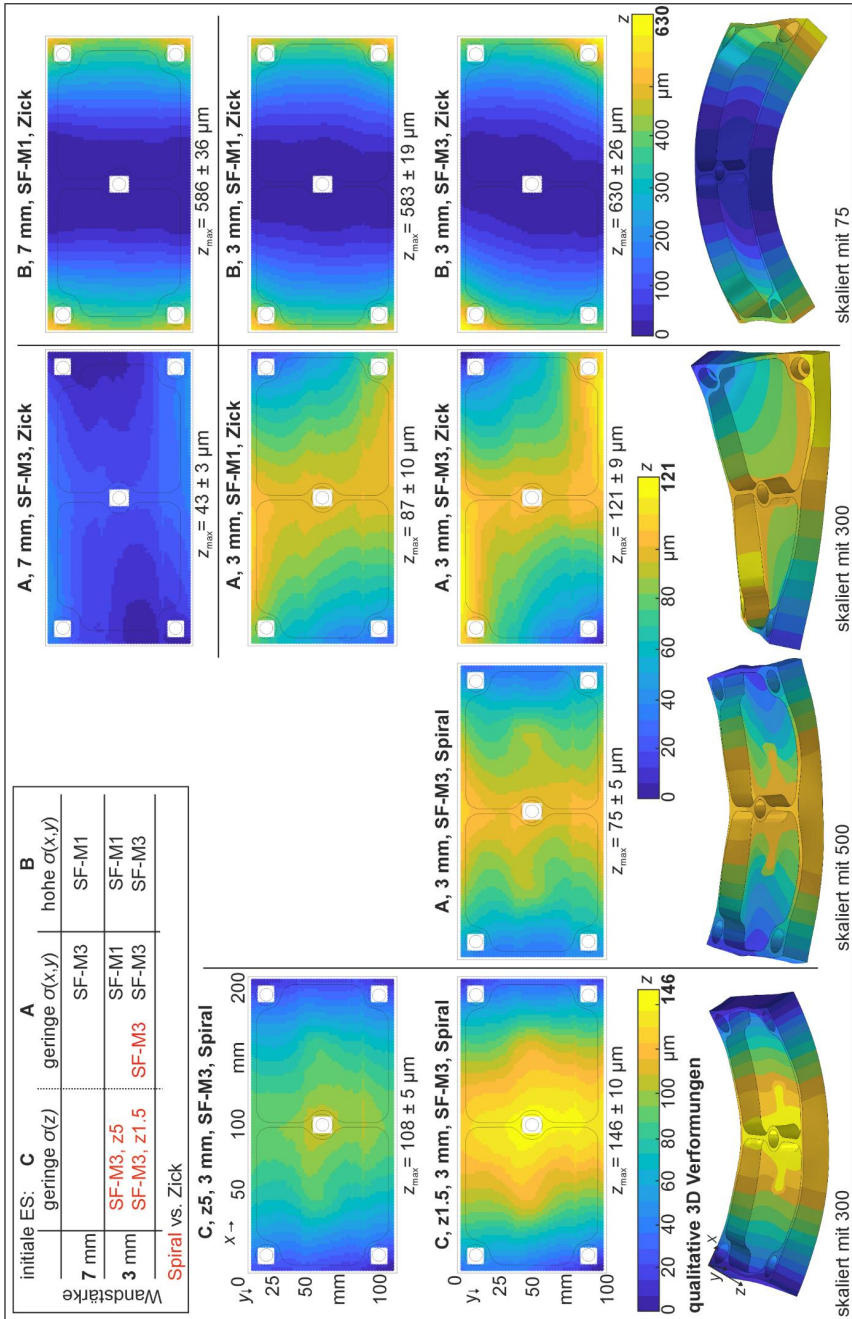


Abbildung 6-4: Übersicht Taschengeometrie-Verzug; beachte unterschiedliche Skalen

Eine Änderung der Frässtrategie von Zick zu Spiral bewirkt eine Änderung der Verzugsform von X- zu U-förmig und reduziert die max. Verformung. Aufgrund der Richtungsänderung des Fräsweges bei der spiralförmigen Frässtrategie ändert sich das Vorzeichen der Schub-ES in 90° zueinander versetzten Bereichen (siehe Abbildung 6-5) entsprechend der Koordinatentransformation (siehe Gl. 2-16 bis 18). Dies führt zu einem fast vollständigen Ausgleich des induzierten Torsionsmoments aufgrund der Schub-ES.

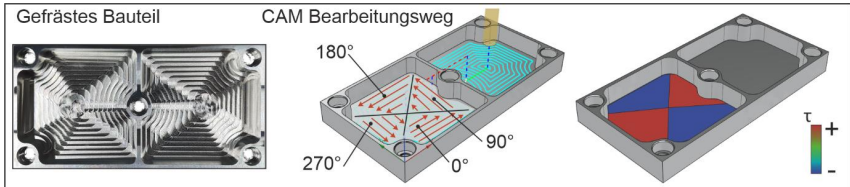


Abbildung 6-5: Vorzeichen der prozessinduzierten Schubspannungen

Die Änderung der  $z$ -Position des finalen Bauteils im Halbzeug der Gruppe C beeinflusst den Betrag des Verzugs, da hier die I-ES  $\sigma(z)$  von der Tiefe abhängen. Eine symmetrische Positionierung ( $z_5$ ) führt im Vergleich zur asymmetrischen ( $z_{1.5}$ ) zu geringeren Verzügen aufgrund der kleineren induzierten Biegemomente, die aus dem Ungleichgewicht der I-ES resultieren (mehr dazu in Kapitel 8.2.2). In Kapitel 8 wird mithilfe des FEM-Verzug-Modells analysiert, inwieweit beide ES-Typen für unterschiedliche Konfigurationen zum Verzug beitragen.

Im Folgenden wird die Wiederholbarkeit des Verzugs repräsentativ an den gefertigten Taschengeometrien der Gruppe A, deren Taschen mit SF-M3 ( $f_z = 0,2 \text{ mm}$ ,  $v_c = 200 \text{ m/min}$ ) in Zick-Strategie mit 3 mm Wandstärke gefräst wurden, erläutert. Repräsentativ bedeutet in diesem Fall nicht, dass die Verzugsformen gleich sind. Aufgrund der hohen Messdauer ( $\sim 4 \text{ h}$  Einzelmessung) wurde der Verzug (POST-Messung) stichprobenartig (an sechs aus neun Konfig.) dreimal pro Bauteil gemessen – für die restlichen Konfigurationen erfolgte mindestens eine Messung pro Bauteil. In Abbildung 6-6a sind die Mittelwerte der gemessenen  $z$ -Verformungen aus je drei KM pro Werkstück abgebildet. Es ist festzuhalten, dass trotz einer Wiederholgenauigkeit des KMGs von 4  $\mu\text{m}$  innerhalb der drei Messungen je Bauteil punktuell max. Abweichungen bis zu 11  $\mu\text{m}$  (10 % bezogen auf  $z_{\text{max}}$ ) auftraten. Mögliche Gründe sind Kratzer oder Staubkörner in der bzw. auf der Werkstückoberfläche. Beim Vergleich der drei Bauteilverzüge gleicher Konfiguration ist zu erkennen, dass alle die gleiche X-förmige Verformung aufweisen und der Betrag der max. Verformung ist für zwei von drei Werkstücken auf einem ähnlichen Niveau ( $\delta z_{\text{mean}} < 10 \%$ , siehe Abbildung 6-6a). Dabei tritt die größte Höhendifferenz zwischen den Regionen nahe der oberen linken (0 mm, 0 mm) bzw. unteren rechten Ecke (200 mm, 98 mm) und den diagonal gegenüberliegenden Ecken (0 mm, 98 mm) bzw. (200 mm, 0 mm) auf (siehe Abbildung 6-6a). Die max. Verformung von  $A_{212}$  ( $z_{\text{max},A_{212}} = 128 \mu\text{m}$ ) ist die größte. Sie ist 5 % größer als die max. Verformung von  $A_{310}$  ( $z_{\text{max},A_{310}} = 122 \mu\text{m}$ ) bzw. 15 % größer als die von  $A_{211}$  ( $z_{\text{max},A_{211}} = 108 \mu\text{m}$ ). Der Vergleich von  $A_{212}$  und  $A_{310}$  zeigt weiterhin, dass die  $z$ -Verformungen im Mittel  $\Delta z_{\text{mean}}$  lediglich  $2 \pm 2 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 1 \%$ ) abweichen, wobei 99 % der Messwerte eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 7 \mu\text{m}$  aufweisen (siehe Abbildung 6-6b).

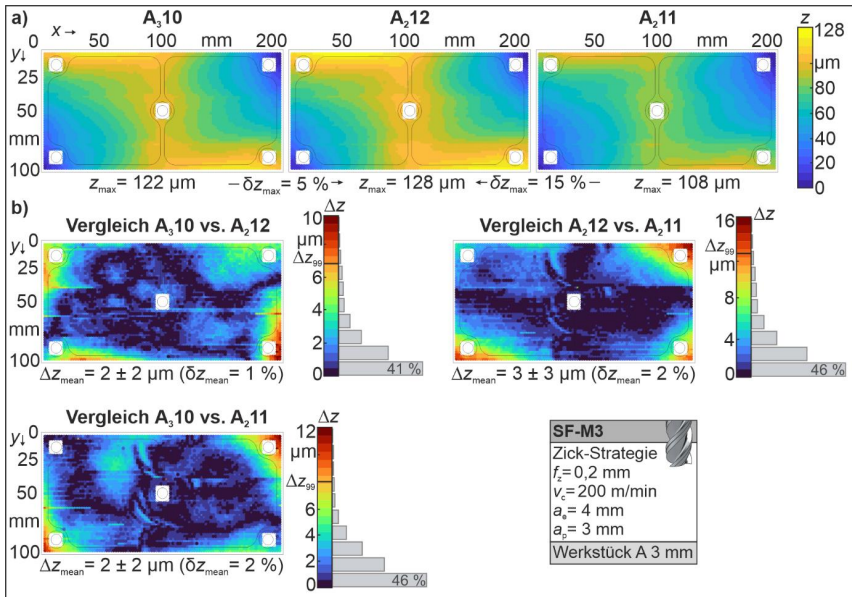


Abbildung 6-6: Vergleich des Taschegeometrie-Verzugs für Konfig. A, 3 mm, SF-M3, Zick. Der Vergleich von  $A_{2,12}$  vs.  $A_{2,11}$  bzw.  $A_{3,10}$  vs.  $A_{2,11}$  zeigt, dass die Unterschiede der  $z$ -Verformungen auf einem ähnlichen Niveau liegen. Kleinere linienförmige Abweichungen, die den Übergang zweier benachbarter mit dem Messerkopf gefräster Bahnen mit Schnittbreite  $a_e$  darstellen, sind auf die Kinematik des Fräsprozesses zurückzuführen. Dies wird in den Koordinatenmessungen der Werkstückunterseite, die vor dem Taschenfräsen durchgeführt wurden (PRE), deutlich ersichtlich (siehe Abbildung 6-7).

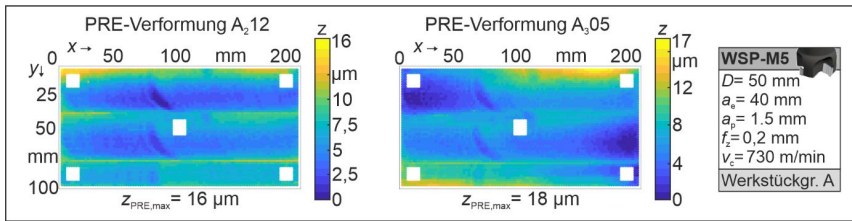


Abbildung 6-7: Taschegeometrie-Verzug PRE-Messung nach Planfräsen Unterseite

Analog zu den Beobachtungen des Wafer-Verzugs weicht die max. Verformung einer Taschegeometrie pro Fräsmodus signifikant ( $\delta z_{max} > 10\%$ ) im Vergleich zu den anderen beiden ab. Die Abweichungen treten vor allem in Bereichen der Ecken als Resultat unterschiedlich großer Biege- und Torsionsmomente auf. Dieses Verhalten ist unabhängig vom Fräsmodus (siehe Anhang Abbildung 11-2), den I-ES (siehe Anhang Abbildung 11-3 und Abbildung 11-4), der Wandstärke (siehe Anhang Abbildung 11-5), bzw. der Frässtrategie (siehe Anhang Abbildung 11-6) und ist auf die P-ES zurückzuführen (siehe Tabelle 6-1): Wie bereits in den Untersuchun-

gen zur Wiederholbarkeit der P-ES zu sehen, weicht dort ebenfalls ein P-ES-Tiefenprofil innerhalb eines Fräsmodus von den anderen beiden ab. Dabei ist  $\delta z_{\max} < 19\%$  und  $\delta z_{\text{mean}} < 8\%$  (siehe Tabelle 6-1).

Tabelle 6-1: Wiederholbarkeit des Taschengeometrie-Verzugs unterschiedlicher Konfigurationen (Werkstückgruppe, Fräsmodus, Wanddicke, Fräsweg)

| Konfiguration                   | ID                | $z_{\max}$<br>in $\mu\text{m}$ | max.<br>( $\delta z_{\max}$ ) | $\Delta z_{\text{mean},1-2}$<br>$\pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\text{mean}}$ ) | $z_{99,1-2}$<br>in $\mu\text{m}$ | $\Delta z_{\text{mean},1-3}$<br>$\pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\text{mean}}$ ) | $z_{99,1-3}$<br>in $\mu\text{m}$ | $\Delta z_{\text{mean},2-3}$<br>$\pm s$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\text{mean}}$ ) | $z_{99,2-3}$<br>in $\mu\text{m}$ |
|---------------------------------|-------------------|--------------------------------|-------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------|
| A, M3,<br>3 mm,<br>Zick         | A <sub>2</sub> 12 | 128                            | 15 %                          | 2 ± 2<br>(1 %)                                                                           | 7                                | 3 ± 3<br>(2 %)                                                                           | 13                               | 2 ± 2<br>(2 %)                                                                           | 8                                |
|                                 | A <sub>3</sub> 10 | 122                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | A <sub>2</sub> 11 | 108                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| A, M3, 3<br>mm,<br>Spiral       | A <sub>3</sub> 14 | 83                             | 12 %                          | 3 ± 2<br>(3 %)                                                                           | 8                                | 5 ± 4<br>(6 %)                                                                           | 18                               | 3 ± 2<br>(4 %)                                                                           | 11                               |
|                                 | A <sub>3</sub> 11 | 76                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | A <sub>3</sub> 07 | 73                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| A, M1,<br>3 mm,<br>Zick         | A <sub>2</sub> 14 | 103                            | 19 %                          | 6 ± 6<br>(6 %)                                                                           | 26                               | 4 ± 4<br>(4 %)                                                                           | 19                               | 6 ± 6<br>(7 %)                                                                           | 25                               |
|                                 | A <sub>1</sub> 08 | 84                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | A <sub>2</sub> 08 | 83                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| A, M3, 7<br>mm,<br>Zick         | A <sub>1</sub> 17 | 46                             | 11 %                          | 4 ± 2<br>(8 %)                                                                           | 9                                | 1 ± 1<br>(3 %)                                                                           | 5                                | 3 ± 2<br>(6 %)                                                                           | 9                                |
|                                 | A <sub>3</sub> 15 | 46                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | A <sub>3</sub> 08 | 41                             |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| B, M3,<br>3 mm,<br>Zick         | B <sub>2</sub> 05 | 662                            | 9 %                           | 4 ± 4<br>(1 %)                                                                           | 15                               | 8 ± 6<br>(1 %)                                                                           | 25                               | 9 ± 6<br>(1 %)                                                                           | 22                               |
|                                 | B <sub>3</sub> 03 | 649                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | B <sub>2</sub> 03 | 606                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| B, M1,<br>3 mm,<br>Zick         | B <sub>3</sub> 02 | 609                            | 6 %                           | 6 ± 5<br>(1 %)                                                                           | 21                               | 12 ± 9<br>(2 %)                                                                          | 38                               | 12 ± 10<br>(2 %)                                                                         | 45                               |
|                                 | B <sub>3</sub> 12 | 572                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | B <sub>2</sub> 13 | 570                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| B, M1,<br>7 mm,<br>Zick         | B <sub>3</sub> 04 | 619                            | 13 %                          | 3 ± 3<br>(< 1 %)                                                                         | 12                               | 17 ± 12<br>(3 %)                                                                         | 50                               | 14 ± 10<br>(2 %)                                                                         | 41                               |
|                                 | B <sub>3</sub> 06 | 599                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | B <sub>2</sub> 12 | 540                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| C, z5, M3,<br>3 mm,<br>Spiral   | C05               | 106                            | 9 %                           | 4 ± 3<br>(3 %)                                                                           | 11                               | 5 ± 4<br>(4 %)                                                                           | 16                               | 3 ± 3<br>(3 %)                                                                           | 11                               |
|                                 | C07               | 117                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | C08               | 113                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
| C, z1.5,<br>M3, 3 mm,<br>Spiral | C06               | 141                            | 11 %                          | 4 ± 3<br>(2 %)                                                                           | 17                               | 3 ± 2<br>(2 %)                                                                           | 9                                | 4 ± 4<br>(2 %)                                                                           | 20                               |
|                                 | C09               | 158                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |
|                                 | C10               | 141                            |                               |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |                                                                                          |                                  |

## 7 Simulationsmethodik zur Vorhersage des Bauteilverzugs

Den Kern der Simulationsmethodik bildet das FEM-Verzug-Modell (siehe Kapitel 7.1), mithilfe dessen der Bauteilverzug aufgrund der P-ES in der Randzone und vorliegender I-ES im Inneren des Bauteils vorhersagt wird (siehe Abbildung 7-1). Dabei liegen die als Eingabe des Modells benötigten ES beider Arten als Messdaten aus den Analogieversuchen vor (siehe Kapitel 5). Das FEM-Verzug-Modell wurde anhand der gemessenen Bauteilverzüge für unterschiedliche Einzelfälle, die sich durch verschiedene Bauteilgeometrien und Konfigurationen (P-ES, I-ES, Wandstärke, Bearbeitungsstrategie) auszeichnen, validiert (siehe Kapitel 7.1.3). Die gewonnenen Erkenntnisse wurden mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells erweitert, um die verzugbestimmenden Faktoren zu identifizieren und Kompensationstechniken abzuleiten (siehe Kapitel 8). Darüber hinaus wurde untersucht, ob eine Vorhersage der I-ES durch die Modellierung der thermischen Historie des Halbzeugs (siehe Kapitel 7.2) und die Vorhersage der P-ES durch die Modellierung des Zerspanprozesses (siehe Kapitel 7.3) die gemessenen ES als Eingabe des Verzug-Modells substituieren können. Die Schnittstelle zwischen dem FEM-Verzug-Modell und den vorliegenden ES-Daten, bildet das in MATLAB entwickelte ES-Eingabe-Programm (ES-Prog.). Die Visualisierung des Bauteilverzugs in 2D (Bauteilunterseite), der Vergleich zwischen Messdaten und Simulationsergebnissen und die Ableitung der Kenngrößen erfolgte mit einem in MATLAB R2022a entwickelten Visualisierungs-Programm (Vis-Prog.).

Teile der Simulationsmethodik und simulative Ergebnisse wurden bereits veröffentlicht [Webe19, Webe21a, Webe21b, Webe21c, Webe22a, Webe22b, Webe23, Webe24].

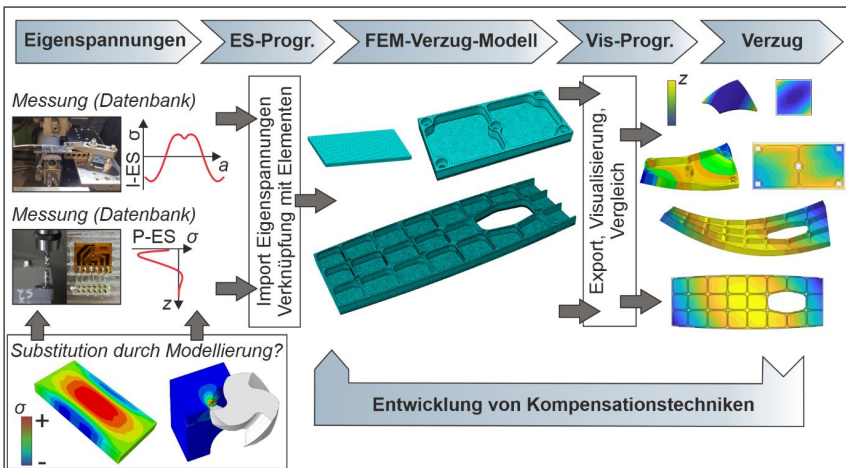


Abbildung 7-1: Simulationsmethodik zur Vorhersage des Bauteilverzugs



heitsgraden und ein dritter in einem translatorischen Freiheitsgrad eingeschränkt (siehe Abbildung 7-2 bzw. 7-3). Im Rahmen der Fehleranalyse wurde das Modell um die reale Einspannung erweitert (siehe Kapitel 7.1.4). Das Netz des jeweiligen Bauteils bestand aus „eight-node-brick“ Elementen (C3D8). Es wurde in den Randzonen der bearbeiteten Oberflächen in z-Richtung verfeinert, um die P-ES möglichst genau aufzulösen. An anderen Stellen wurde ein gröberes Netz verwendet, um die Gesamtzahl der Elemente und somit die Rechenzeit zu verringern (siehe Abbildung 7-2 bis 7-4). Mithilfe einer Netzanalyse (siehe Kapitel 7.1.2) wurden die Elementgrößen für nachfolgende Simulationen bestimmt. Dabei bestand der Zielkonflikt zwischen einer möglichst geringen Rechenzeit und einem feinen Netz zur Sicherstellung der Konvergenz.

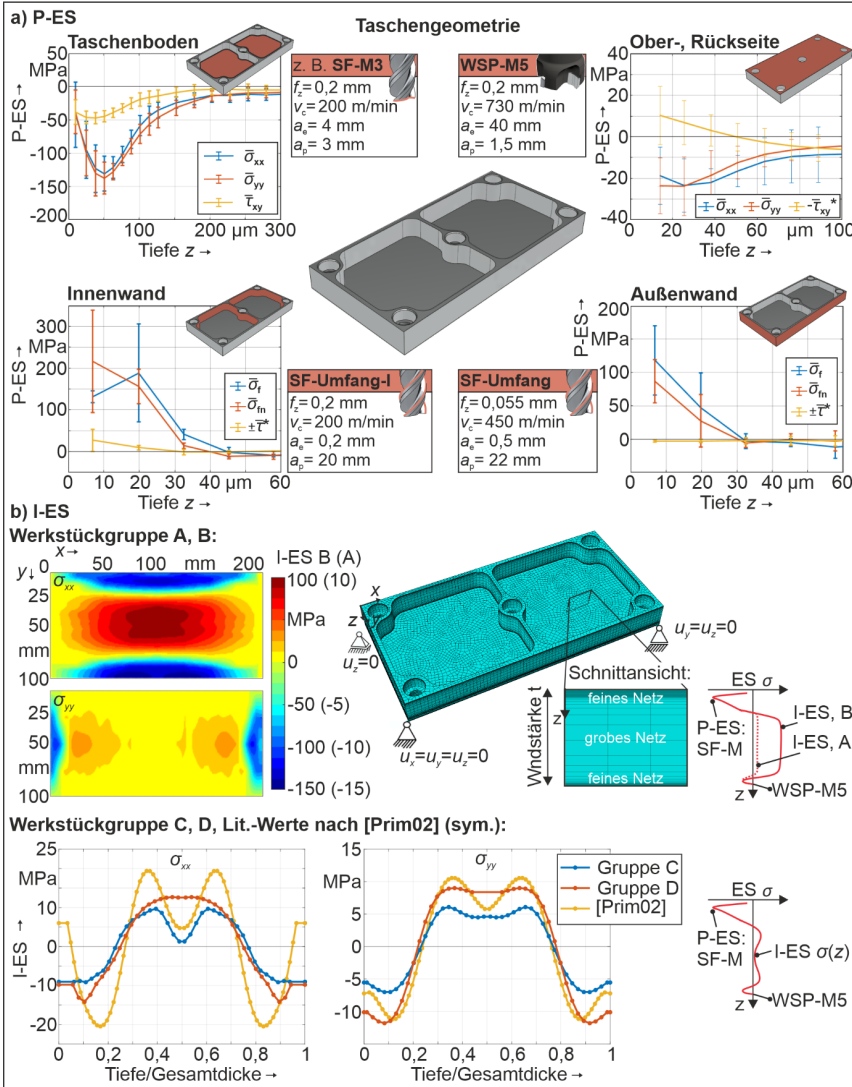


Abbildung 7-3: FEM-Verzug-Modell der Taschengeometrie inkl. verwendeter ES

Die Informationen über Material, Randbedingungen und Netz (Position der Elemente und zugehörige Knoten) wurden in der von ABAQUS erzeugten Eingabe-Datei (.inp) gespeichert.

### Pre-Processing: Applikation der Eigenspannungen via ES-Eingabe-Programm

Die ES wurden als Ausgangszustand mittels eines vordefinierten Spannungsfeldes (ABAQUS Befehl „initial condition type=stress“), das jedem Element entsprechend seiner Position im Werkstück einen ES-Wert zuordnet, implementiert. Die Zuordnung der ES-Werte zu den Elementen erfolgte mit dem in MATLAB entwickelten ES-Eingabe-Programms. Mithilfe dessen wird auf die in einer Datenbank gespeicherten gemessenen ES (siehe Kapitel 5) zurückgegriffen und eine ES-Eingabe Datei (.txt Format) erzeugt. Bei der Verzug-Modellierung der Wafer wurden neben den P-ES in der Randzone der gefrästen Oberfläche und den I-ES im Inneren des Wafers auch die vom Drahterodieren induzierten ES auf der Unterseite beachtet (siehe Abbildung 7-2). Diese weisen im Gegensatz zu den fräsbedingten ES Zug-ES aufgrund der dominierenden thermischen Effekte beim Drahterodieren auf. Das gemittelte ES-Tiefenprofil aus drei Einzelmessungen wurde verwendet. Zu beachten ist, dass die geringen positiven Schubspannungen mit einem negativen Vorzeichen im Modell versehen werden, da sie auf der Unterseite des Wafers vorzufinden sind (Koordinatentransformation entsprechend vorliegendem KS notwendig).

Bei der Verzug-Modellierung der Taschengeometrie und skalierten Flügelrippe wurden die P-ES in den Taschenböden, der Bauteilunter- und Bauteiloberseite und die I-ES im Inneren berücksichtigt (siehe Abbildung 7-3). Analog zum Vorgehen der ES-Applikation auf der Wafer-Unterseite, muss ein Vorzeichenwechsel der Schubspannungen auf der Bauteilunterseite erfolgen. Für die Werkstückgruppe A, C und D (A7050-T7451) mit geringen I-ES wurden im Vergleich zu den geringfügig asymmetrischen Messdaten (siehe Kapitel 2.3.1) symmetrische I-ES-Profile als Eingabe für die Simulation genutzt (die Hälfte der gemessenen I-ES gespiegelt, siehe Abbildung 7-3). Vorarbeiten zeigten, dass diese zu verbesserten Ergebnissen führen.

Bei der Modellierung der Taschengeometrie wurden zudem die P-ES in der Randzone der Wände berücksichtigt, um deren Einfluss auf den Verzug zu beurteilen (siehe Abbildung 7-3). Diese P-ES weisen aufgrund der geänderten Prozesskinematik des Umfangsfräsens im Vergleich zum Stirnfräsen (SF-Mx) Zug-ES nahe der Oberfläche in Vorschub- und Vorschubnormalenrichtung auf (siehe gemittelte ES-Tiefenprofile aus je drei Einzelmessungen in Abbildung 7-3). Da die Eindringtiefe der gemessenen P-ES in den Wänden sehr gering sind ( $< 50 \mu\text{m}$ ), wird sowohl für die Innen- als auch die Außenwände ein äquivalenter ES-Wert  $\sigma_w$  auf einer konstanten Schicht implementiert (siehe Gl. 7-1 nach [Drei18], Tabelle 7-1). Dabei wird das gleiche Biegemoment wie das entsprechende Biegemoment des ES-Tiefenprofils induziert:

$$\sigma_w = \frac{\int \sigma(z) dz}{td} \quad (\text{Gl. 7-1})$$

Tabelle 7-1: Äquivalente P-ES in den Wänden für eine Tiefenschicht von  $50 \mu\text{m}$

| Eigenspannung | Äußere Wand | Innere Wand                                          |
|---------------|-------------|------------------------------------------------------|
| $\sigma_f$    | 44 Mpa      | 82 Mpa                                               |
| $\sigma_m$    | 31 Mpa      | 96 Mpa                                               |
| $\tau_{xy}$   | 0 Mpa       | +/- 10 Mpa<br>(Vorzeichen je nach Richtung der Wand) |

Die restlichen gemessenen P-ES ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\tau_{xy}$ ) wurden über die Tiefe  $z$  an den Elementschwerpunkten in der Randzone der gefrästen Oberfläche (Wafer) bzw. der Oberflächen des Taschenbodens, der Unterseite und der Oberseite der Werkstücke (Taschengeometrie, skalierte Flügelrippe) linear interpoliert (siehe Abbildung 7-4d). Neben den Normalspannungen wurden die Schubspannungen berücksichtigt. Für Tiefen, die kleiner als die erste gemessene Tiefe waren, wurde der erste gemessene ES-Wert verwendet. Für die Werkstückbereiche, die über die Eindringtiefe der P-ES hinaus gehen, wurden die gemessenen I-ES ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ) entsprechend ihrer Orientierung (A/B:  $\sigma_{xx}(x, y)$ ,  $\sigma_{yy}(x, y)$ ; C/D:  $\sigma_{xx}(z)$ ,  $\sigma_{yy}(z)$ ) linear interpoliert. Die Legitimation dieser bereichsweisen getrennten Applikation von P-ES und I-ES wird in Kapitel 7.1.3 aufgezeigt.

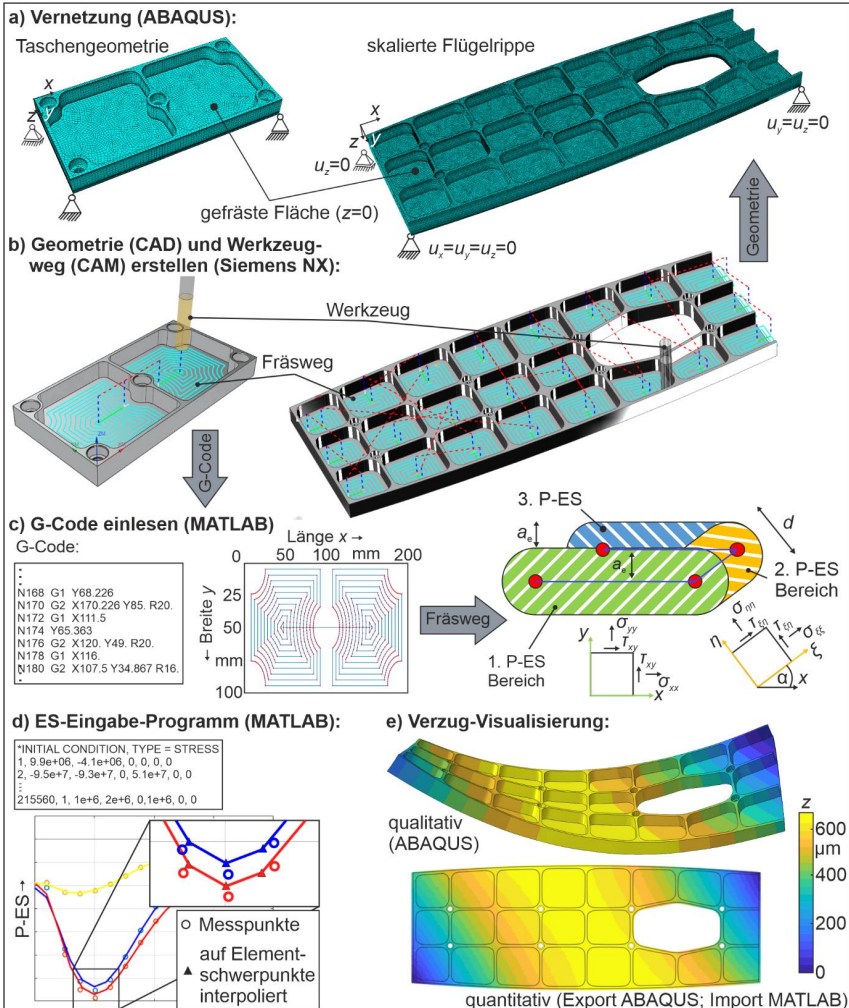


Abbildung 7-4: Vorgehensweise bei der FEM-Modellierung des Bauteilverzugs

Wurden die Taschen mit einer komplexeren Bearbeitungsstrategie als einfache horizontale Linien (Zick-Strategie) gefertigt, z. B. in spiralförmigen Bahnen, ist eine Koordinatentransformation der P-ES entsprechend der Fräsrichtung erforderlich (siehe Abbildung 7 4b). Dazu wurde die Information des Werkzeugwegs, welche im G-Code enthalten ist (exportierte cnc-Datei aus CAD/CAM-System Siemens NX), mithilfe eines von WILLIAMSON entwickelten Open-Source MATLAB-Codes [Will21] berücksichtigt. Um die gefrästen Bereiche den verschiedenen Fräsrichtungen und deren Winkeln  $\alpha$  zuzuordnen, wurden alle Punkte (siehe rote Punkte in Abbildung 7-4c), an denen eine Änderung der Vorschubrichtung stattfindet, identifiziert und die dazwischenliegende Bahn linear interpoliert. Die gefrästen Bereiche um die Bahnen, begrenzt durch die Werkzeugdurchmesser  $D$ , wurden identifiziert und den jeweiligen zugehörigen Elementen in diesen Regionen wurden die P-ES entsprechend ihrer Richtung zugeordnet. Die Berechnung des ES-Werts je Element erfolgte über die Koordinatentransformation der gemessenen Spannungskomponenten  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\tau_{xy}$  zu den gedrehten  $\sigma_{\xi\xi}(\alpha)$ ,  $\sigma_{\eta\eta}(\alpha)$ ,  $\tau_{\xi\eta}(\alpha)$  (siehe Gl. 2-16 bis 18 und Abbildung 7-4c). Im Falle einer Überlappung wurde die Bearbeitungshistorie berücksichtigt und die bereits hinterlegten ES-Werte wurden nicht überschrieben. In den Bereichen, in denen der Fräser zum ersten Mal in das Material eintauchte, wurden aufgrund der sehr geringen Vorschubgeschwindigkeit ( $v_{FE} = 159$  mm/min) und der damit einhergehenden geringen mechanischen Belastung keine P-ES angenommen.

### Processing

Aufgrund des Ungleichgewichts der ES wurde mittels eines impliziten Berechnungsansatzes der Verzug in ABAQUS/Standard berechnet: An jedem Element wird ein zusätzlicher künstlicher Spannungswert definiert. Diese Spannungen besitzen den gleichen Betrag wie die aufgetragenen ES, haben aber ein entgegengesetztes Vorzeichen. Die Summe aus den künstlichen Spannungen und den ES ergibt zu Beginn des initialen Zeitschrittes Null. Die künstlichen Spannungen werden während des ersten Berechnungsschrittes zeitlich linear abgebaut. Am Ende des Schrittes sind die künstlichen Spannungen vollständig abgebaut und die verbleibenden Spannungen im Material entsprechen dem Spannungszustand im Gleichgewicht [Dass14b].

Die Berechnung erfolgte parallel auf 8 Prozessoren (Intel Core i7-6700) auf einem Desktop-PC. Neben der eigentlichen Berechnungszeit wird eine bestimmte Zeit zur Erstellung der ES-Eingabe-Datei in MATLAB benötigt. Konkrete Berechnungszeiten werden im Rahmen der Netzanalyse in Kapitel 7.1.2 diskutiert.

### Post-Processing: Charakterisierung und Visualisierung des simulierten Bauteilverzugs

Die Verschiebungen in  $z$ -Richtung der Bauteilunterseite wurden aus ABAQUS exportiert und mit dem MATLAB Visualisierung-Programms analysiert (siehe Abbildung 7-4e). Dabei wurde analog zum Vorgehen der Analyse der Messdaten vorgegangen (Nivellierung und Verschiebung der Daten, siehe Kapitel 4.5.3). Zum Vergleich von simulierten und experimentellen Daten wurden die simulierten Verzugsdaten auf ein äquidistantes Gitter entsprechend der Auflösung der Messdaten interpoliert. Zur Beurteilung der Übereinstimmung von simulierten und gemessenen Daten wurden dieselben Kriterien wie beim Vergleich von experimentellen Daten untereinander (siehe Kapitel 4.5.3) herangezogen.

### Semi-Automatisierung der Simulationskette

Die Verknüpfung der aus der Datenbank ausgewählten ES mit den Elementen, die Koordinatentransformation entsprechend des Fräspfad sowie das Processing und das Post-Processing

erfolgten vollautomatisch in MATLAB. Einzig die Erzeugung der Eingabedatei (.inp), die den Geometrie-Import und die Vernetzung in ABAQUS umfasst, erfolgte manuell.

## 7.1.2 Netzanalyse

### Wafer

Die Netzanalyse erfolgte anhand der Wafer, die im Fräsmodus SF-M3 (Werkstück A) bearbeitet wurden. Zuerst wurde die globale Elementgröße ( $x$ - und  $y$ -Richtung) bei konstanter Elementgröße in  $z$ -Richtung variiert (siehe Tabelle 7-2a bis e). Als Konvergenzgröße wurde die max. Verformung  $z_{\max}$  herangezogen. Diese nähert sich dem Wert 158  $\mu\text{m}$  bei einer Elementkantenlänge von 0,2 mm an (siehe Tabelle 7-2e). Beachtet man die Simulationszeit (sie setzt sich aus der Zeit zur Erstellung der Eingabedatei mit Informationen zu ES und der Processing-Zeit zusammen) sowie v.a. die Auflösung der Messung (0,5 mm) wird eine globale Elementgröße von ebenfalls 0,5 mm als ausreichend (siehe Tabelle 7-2d,  $z_{\max}=153 \mu\text{m}$ ) eingestuft und für nachfolgende Wafer-Simulationen verwendet. Dies entspricht 50 Elementen pro Werkstückkantenlänge. Die Netzanalyse in  $z$ -Richtung zeigt, dass mindestens eine Elementkantenlänge von 10  $\mu\text{m}$  in der Randzone benötigt wird, um die P-ES aufzulösen. Um weiterhin die Anzahl der Elemente und damit die Rechenzeit zu reduzieren, wird mittels „Biasing“-Option ein Übergang der Elementgrößen von der kleinsten Kantenlänge 5  $\mu\text{m}$  direkt an den gegenüberliegenden Oberflächen hin zu einer Kantenlänge von 75  $\mu\text{m}$  in der Mitte gewählt (vgl. Tabelle 7-2d zu f).

Zur Reduktion der Rechenzeit für zukünftige Simulationen, welche die gleichen ES als Eingabe nutzen, wurden die Verknüpfungen zwischen ES und Elementen je Geometrie in einer Datenbank gespeichert.

Tabelle 7-2: Netzanalyse FEM-Verzug-Modell Wafer

|    | Modellgrößen                    |                               |                 | Ergebnisgrößen                          |                   |
|----|---------------------------------|-------------------------------|-----------------|-----------------------------------------|-------------------|
|    | Globale Elementgröße ( $x, y$ ) | Elementgröße in $z$ -Richtung | Anzahl Elemente | Gesamte Rechenzeit (ABAQUS Processing*) | $z_{\max}$        |
| a) | 5 mm                            | 5 - 75 $\mu\text{m}$          | 975             | 22 s (18 s)                             | 48 $\mu\text{m}$  |
| b) | 2 mm                            | 5 - 75 $\mu\text{m}$          | 6.084           | 28 s (20 s)                             | 95 $\mu\text{m}$  |
| c) | 1 mm                            | 5 - 75 $\mu\text{m}$          | 24.375          | 53 s (29 s)                             | 139 $\mu\text{m}$ |
| d) | 0,5 mm                          | 5 - 75 $\mu\text{m}$          | 97.500          | 160 s (66 s)                            | 153 $\mu\text{m}$ |
| e) | 0,2 mm                          | 5 - 75 $\mu\text{m}$          | 609.375         | 34 min (25 min)                         | 158 $\mu\text{m}$ |
| f) | 0,5 mm                          | 10 / 100 $\mu\text{m}$        | 102.500         | 169 s (69 s)                            | 153 $\mu\text{m}$ |
| g) | 0,5 mm                          | 20 / 100 $\mu\text{m}$        | 60.000          | 104 s (40 s)                            | 151 $\mu\text{m}$ |
| h) | 0,5 mm                          | 50 / 100 $\mu\text{m}$        | 32.500          | 68 s (30 s)                             | 169 $\mu\text{m}$ |

\*Auf Desktop PC, parallele Rechnung auf 8 CPUs (Intel® Core™ i7-6700)

### Taschengeometrie

Zur Netzanalyse der Taschengeometrie wurde die Konfiguration A, 3 mm, SF-M3, Zick verwendet. Sie wurde lediglich für die globale Elementgröße ( $x, y$ ) durchgeführt. In der Randzone wurde eine Elementkantenlänge von 10  $\mu\text{m}$  in  $z$ -Richtung entsprechend den Ergebnissen der Wafer-Netzanalyse gewählt. Eine Elementkantenlänge von 1,5 mm wurde als ausreichend eingestuft und für nachfolgende Simulationen gewählt (Tabelle 7-3d), da eine Verfeinerung des Netzes auf 1 mm die Rechenzeit um das 6,5-fache erhöhte, ohne eine signifikante Auswirkung auf  $z_{\max}$  (4  $\mu\text{m}$  Änderung) zu erzielen. Dies entspricht 65 Elementen pro Werkstückkantenlänge

bei einer Rechenzeit von 36 min, welche durch die Verwendung zusätzlicher CPUs weiter minimiert werden kann.

Tabelle 7-3: Netzanalyse FEM-Verzug-Modell vereinfachte Taschengeometrie für I-ES  $\sigma(x,y)$

|    | Modellgrößen                |                 | Ergebnisgrößen                          |                   |
|----|-----------------------------|-----------------|-----------------------------------------|-------------------|
|    | Globale Elementgröße (x, y) | Anzahl Elemente | Gesamte Rechenzeit (ABAQUS Processing*) | $z_{\max}$        |
| a) | 5 mm                        | 123.130         | 4 min (1 min)                           | 124 $\mu\text{m}$ |
| b) | 3 mm                        | 234.176         | 10 min (4 min)                          | 145 $\mu\text{m}$ |
| c) | 2 mm                        | 415.757         | 21 min (11 min)                         | 151 $\mu\text{m}$ |
| d) | 1,5 mm                      | 669.888         | 36 min (22 min)                         | 156 $\mu\text{m}$ |
| e) | 1 mm                        | 1.358.096       | 234 min (205 min)                       | 160 $\mu\text{m}$ |

\*Auf Desktop PC, parallele Rechnung auf 8 CPUs (Intel® Core™ i7-6700)

### 7.1.3 Validierung

Die Validierung des FEM-Verzug-Modells erfolgte für drei unterschiedliche Geometrien (Wafer, Taschengeometrie, skalierte Flügelrippe) und verschiedene Konfigurationen (P-ES, I-ES, Wandstärke, Bearbeitungsstrategie).

#### Validierung Wafer

In Abbildung 7-5 ist der Verzug der SF-M1 gefrästen Wafer A<sub>12</sub>, A<sub>218</sub>, und der jeweilige simulierte Verzug aufgrund der gemessenen gemittelten P-ES Tiefenprofile  $\bar{\sigma}_{A_{12}}(z)$  bzw.  $\bar{\sigma}_{A_{218}}(z)$  dargestellt. Die simulierte Form des Verzugs, die zuvor beschriebene tordierte konvexe Verformung, stimmt für beide Wafer mit der gemessenen überein. Die mittlere Abweichung liegt bei  $\Delta z_{\text{mean},A_{12}} = 6 \pm 5 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{12}} = 7 \%$ ) mit  $z_{99,A_{12}} = 21 \mu\text{m}$  bzw.  $\Delta z_{\text{mean},A_{218}} = 5 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{218}} = 8 \%$ ) mit  $z_{99,A_{218}} = 16 \mu\text{m}$ .

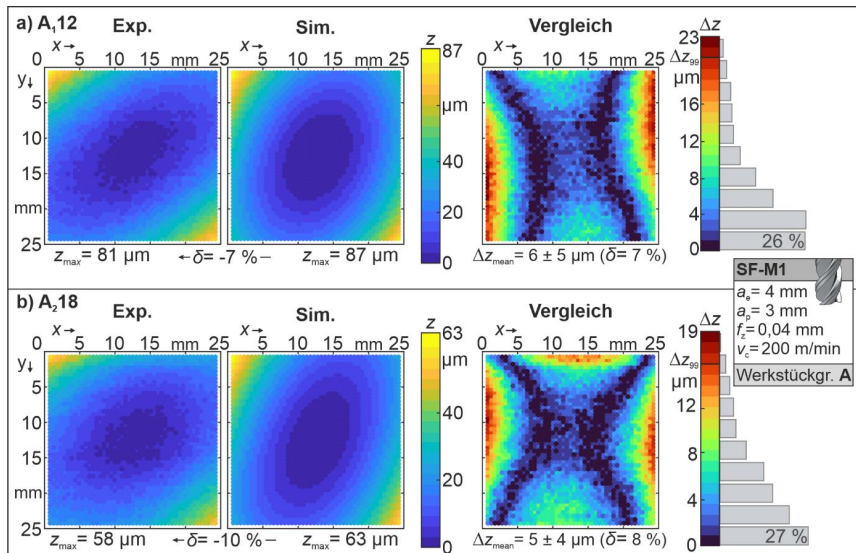


Abbildung 7-5: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M1 Wafer A<sub>12</sub> (a) und A<sub>218</sub> (b)

Die max. Verformung wird für beide Wafer von der Simulation leicht überschätzt:  $z_{\max,A_{112}} = 81 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\max,A_{112}\text{sim}} = 87 \mu\text{m}$  mit  $\delta z_{\max,A_{112}} = -7 \%$  bzw.  $z_{\max,A_{218}} = 58 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\max,A_{218}\text{sim}} = 63 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\max,A_{218}} = -10 \%$ ). Jedoch wird der Unterschied des Betrags der Verformung beider Wafer von der Simulation erfasst. Die größten Abweichungen zwischen Simulation und Messung befinden sich für beide Wafer am linken und rechten Rand der Wafer, da die simulierten Wafer-Verzüge im Vergleich zu den gemessenen leicht verdreht sind. Diese Verdrehung ist darauf zurückzuführen, dass die Normalspannungstiefenprofile  $\sigma_{xx}(z)$  und  $\sigma_{yy}(z)$  nicht gleich sind und somit ein Biegemoment in eine Richtung überwiegt und dass die Schubspannungen unter- bzw. überschätzt werden. Die Abweichungen von Simulation und Experiment sind sehr wahrscheinlich darauf zurückzuführen, dass die gemessenen P-ES leicht von den tatsächlichen im Wafer vorliegenden P-ES abweichen. Wie bereits in Kapitel 5.2.2 beschrieben weist die BLM für Messungen kleiner  $20 \mu\text{m}$  in Bereichen der  $\sigma_{P\text{max,SF-M1}}$  die größte Standardabweichung auf. Insgesamt kann der Verzug mit dem Modell für SF-M1 jedoch gut vorhergesagt werden.

Abbildung 7-6 zeigt den Verzug der SF-M2 gefrästen Wafer A<sub>215</sub> sowie A<sub>23</sub> und den jeweiligen simulierten Verzug aufgrund der gemessenen gemittelten P-ES Tiefenprofile  $\bar{\sigma}_{A_{215}}(z)$  bzw.  $\bar{\sigma}_{A_{223}}(z)$ . Auch hier stimmt die simulierte Form des Verzugs für beide Wafer mit der gemessenen überein. Analog zu SF-M1 ist in den Vergleichsgrafiken eine leichte Verdrehung ersichtlich. Die mittlere Abweichung liegt auf einem ähnlichen Niveau wie bei SF-M1 mit  $\Delta z_{\text{mean},A_{215}} = 5 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{215}} = 3 \%$ ),  $z_{99,A_{215}} = 17 \mu\text{m}$  für bzw.  $\Delta z_{\text{mean},A_{223}} = 8 \pm 6 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{223}} = 6 \%$ ),  $z_{99,A_{223}} = 25 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird für beide Wafer von der Simulation leicht unterschätzt:  $z_{\max,A_{215}} = 156 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\max,A_{215}\text{sim}} = 150 \mu\text{m}$ , was lediglich eine Abweichung von  $\delta z_{\max,A_{215}} = 4 \%$  entspricht bzw.  $z_{\max,A_{23}} = 121 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\max,A_{23}\text{sim}} = 111 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\max,A_{23}} = 9 \%$ ). Auch für SF-M2 wird der Unterschied des Betrags der Verformung beider Wafer von der Simulation erfasst.

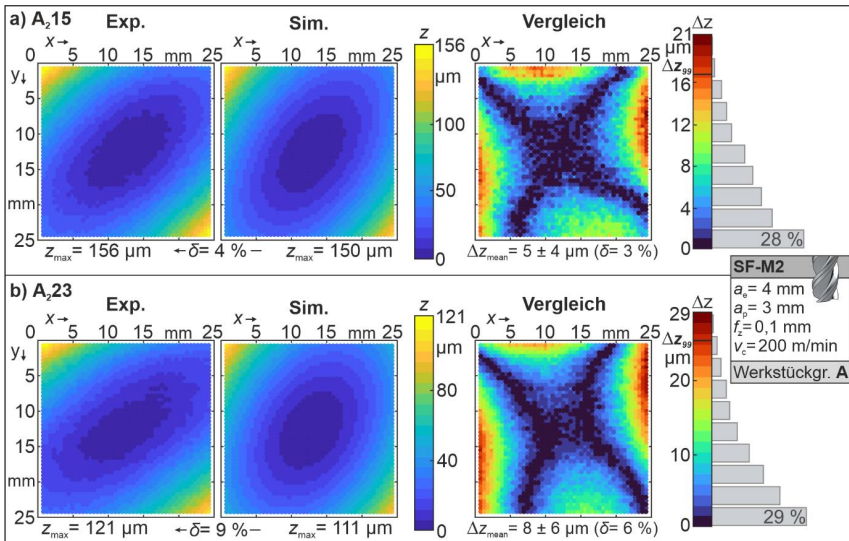


Abbildung 7-6: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M2 Wafer A<sub>215</sub> (a) und A<sub>23</sub> (b)

In Abbildung 7-7 ist der Verzug der SF-M3 gefrästen Wafer A<sub>120</sub>, A<sub>204</sub>, und der jeweilige simulierte Verzug aufgrund der gemessenen gemittelten P-ES  $\bar{\sigma}_{A_{120}}(z)$  bzw.  $\bar{\sigma}_{A_{204}}(z)$  dargestellt. Hier stimmt die simulierte Form des Verzugs für beide Wafer mit der gemessenen sehr gut überein. Die mittlere Abweichung beträgt lediglich  $\Delta z_{\text{mean},A_{120}} = 2 \pm 2 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{120}} = 1 \%$ ) mit  $z_{99,A_{120}} = 9 \mu\text{m}$  bzw.  $\Delta z_{\text{mean},A_{204}} = 5 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean},A_{204}} = 2 \%$ ) mit  $z_{99,A_{204}} = 16 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung beträgt  $z_{\text{max},A_{120}} = 153 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max},A_{120}\text{sim}} = 157 \mu\text{m}$ , was lediglich eine Abweichung von  $\delta z_{\text{max},A_{120}} = -3 \%$  entspricht bzw.  $z_{\text{max},A_{204}} = 196 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max},A_{204}\text{sim}} = 179 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{max},A_{204}} = 9 \%$ ). Insgesamt wird eine höhere Vorhersagegüte im Vergleich zu SF-M1 oder -M2 erreicht, da  $\sigma_{\text{Pmax}}$  in größeren Tiefen vorliegt (höhere Genauigkeit der BLM) und die Verformungen insgesamt größer sind. Auch für SF-M3 wird der Unterschied des Betrags der Verformung beider Wafer von der Simulation erfasst.

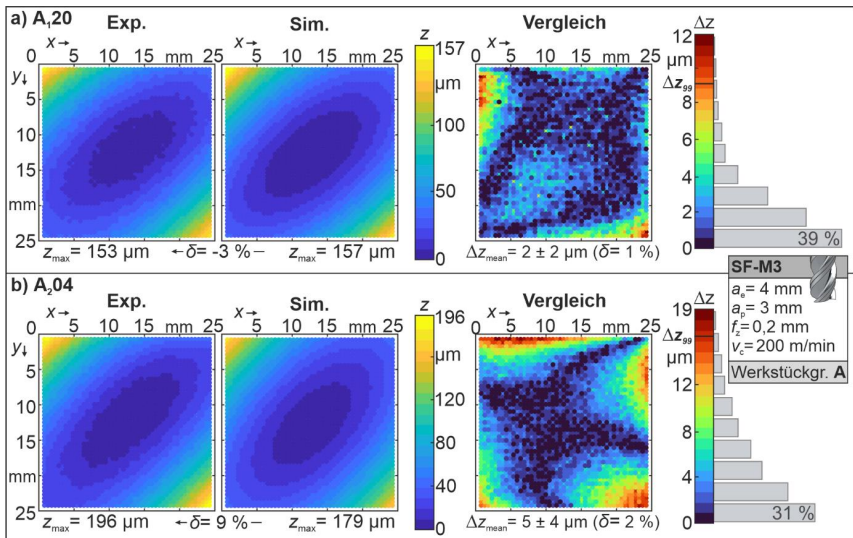


Abbildung 7-7: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M3 Wafer A<sub>120</sub> (a) und A<sub>204</sub> (b)

In Abbildung 7-8 ist der Verzug der SF-M4 gefrästen Wafer A<sub>205</sub>, A<sub>122</sub>, und der jeweilige simulierte Verzug aufgrund der gemessenen gemittelten P-ES  $\bar{\sigma}_{A_{205}}(z)$  bzw.  $\bar{\sigma}_{A_{122}}(z)$  dargestellt. Auch hier stimmt die simulierte Form des Verzugs für beide Wafer mit der gemessenen überein. Im Vergleich zu SF-M1 und SF-M2 ist eine deutlichere Verdrehung der Verzugsform ersichtlich. Die mittlere Abweichung liegt auf einem ähnlichen Niveau wie bei SF-M1/M2 mit  $\Delta z_{\text{mean},A_{205}} = 7 \pm 6 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 6 \%$ ),  $z_{99,A_{205}} = 22 \mu\text{m}$  bzw.  $\Delta z_{\text{mean},A_{122}} = 5 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 10 \%$ ),  $z_{99,A_{122}} = 17 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird für A<sub>205</sub> von der Simulation unterschätzt mit  $z_{\text{max},A_{205}} = 126 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max},A_{205}\text{sim}} = 109 \mu\text{m}$ , was eine Abweichung von  $\delta z_{\text{max},A_{205}} = 13 \%$  entspricht. Die max. Verformung wird für A<sub>122</sub> von der Simulation überschätzt mit  $z_{\text{max},A_{122}} = 50 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max},A_{122}\text{sim}} = 60 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{max},A_{122}} = -20 \%$ ). Eine größere Abweichung im Vergleich zu den anderen Fräsmodi ist zu erkennen, da beim Fräsen SF-M4 Prozessinstabilitäten und damit variierende mechanische Belastungen auftraten. Dies führte zu größeren Standardabweichungen der P-ES auch innerhalb der Einzelwerkstücke (siehe Kapitel 5.2.2). Auch für SF-M4 wird der Unterschied des Betrags der Verformung beider Wafer von der Simulation erfasst.

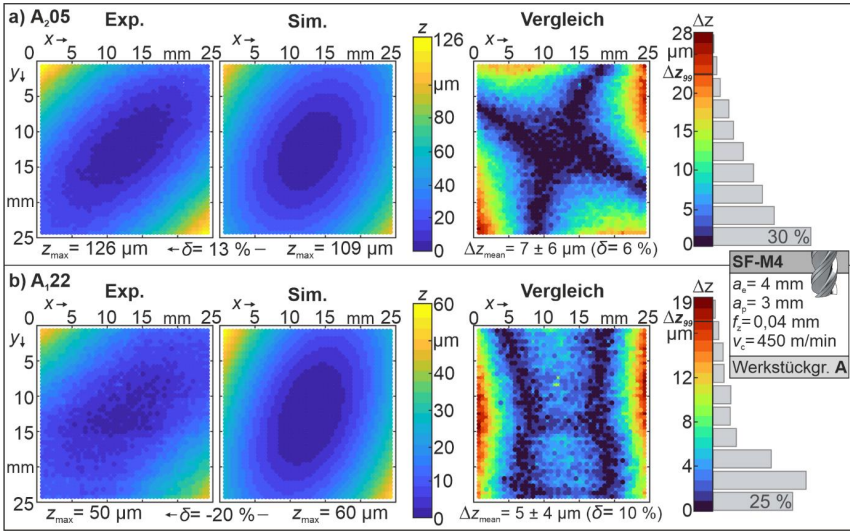


Abbildung 7-8: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M4 Wafer A<sub>205</sub> (a) und A<sub>122</sub> (b)

In Abbildung 7-9 ist der gemessene Verzug der WSP-M5 gefrästen Wafer A<sub>206</sub>, A<sub>105</sub>, und der jeweilige simulierte Verzug aufgrund der gemessenen P-ES  $\bar{\sigma}_{A105}(z)$  bzw.  $\bar{\sigma}_{A206}(z)$  abgebildet.

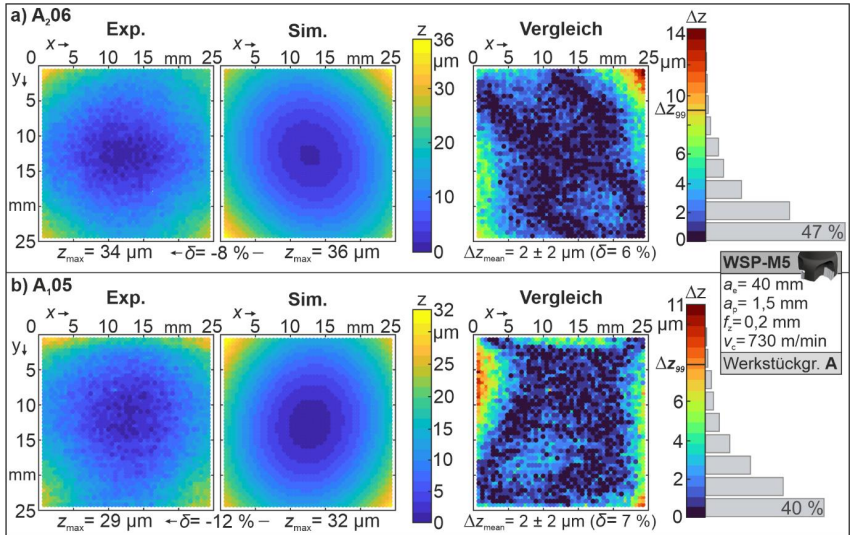


Abbildung 7-9: Validierung FEM-Verzug-Modell WSP-M5 Wafer A<sub>206</sub> (a) und A<sub>105</sub> (b)

Trotz des geringen Verzugs ist es möglich sowohl dessen Form als auch dessen Niveau erfolgreich mit dem FEM-Verzug-Modell vorherzusagen. Die mittlere Abweichung beträgt für beide Fälle  $\Delta z_{\text{mean}} = 2 \pm 2 \mu\text{m}$  ( $\delta_{\text{mean}} = 6\%$  bzw.  $7\%$ ) mit  $z_{99, A206} = 9 \mu\text{m}$  bzw.  $z_{99, A105} = 8 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird um  $2 \mu\text{m}$  (A<sub>206</sub>) bzw.  $3 \mu\text{m}$  (A<sub>105</sub>) leicht überschätzt, was allerdings im Bereich der Messungenauigkeit liegt. Die größten Abweichungen treten in Bereichen der

Ecken auf. Aufgrund der sehr geringen P-ES, haben die auf der Unterseite induzierten ES des EDM Prozesses einen größeren Einfluss auf den Verzug im Vergleich zu den Wafern, die im SF-Modus gefräst wurden. Insbesondere kleinste Änderungen der Schubspannungen im Bereich der Messunsicherheit beeinflussen hier die Verzugsform und die max. Verformung deutlich.

In Abbildung 7-10 ist der Verzug der drei Wafer, die aus einem SF-M3 gefrästen Werkstück der Gruppe B mit hohen I-ES stammen, dargestellt (siehe Kapitel 5.1). In Bereichen neutraler I-ES nahe 0 MPa (Position h) ähnelt der Verzug, sowohl die Form als auch der Betrag, dem der Wafer aus Werkstücken A (vgl. z. B. A<sub>2</sub>04 in Abbildung 7-6). Die leicht veränderte Form und der erhöhte Betrag sind durch die erhöhten Druck- bzw. Zug-I-ES im oberen bzw. unteren Bereich des Wafers zu erklären. In anderen Bereichen ist eine deutlich veränderte Verzugsform und ein veränderter Betrag im Vergleich zu den Wafern mit niedrigen I-ES (Werkstücke A) ersichtlich. Der Grund hierfür sind die höheren I-ES. Diese wirken wie eine zusätzliche Belastung. Wenn die Wafer in Bereichen mit Zug-I-ES entlang der Fräsrichtung beansprucht werden, verformt sich das Material stärker in Zugrichtung, was zu einer Rotation der konvexen Verformung weg von der Diagonalen hin zur Fräsrichtung führt (Position i, Abbildung 7-10b) [Chig22b, Jons21]. Zudem steigt der Betrag des Verzugs. Bei Wafern in Bereichen mit Druck-I-ES tritt das Gegenteil ein: Die konvexe Verformung dreht sich noch weiter von der Fräsrichtung weg (Position k, Abbildung 7-10b). Der Betrag des Verzugs sinkt.

Wie in Kapitel 7.1 beschrieben wurden Simulationen mit bereichsweiser Betrachtung der ES durchgeführt. Als Simulationseingabe dienten in der Wafer-Randzone die P-ES, die an Werkstücken der Gruppe A (SF-M3) gemessen wurden, und im Wafer-Inneren die I-ES, die an Werkstücken der Gruppe B gemessen wurden. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Verzugsmessungen zeigt, dass sowohl die Form als auch der Betrag des Verzugs mit einer ähnlichen Genauigkeit wie für Wafer der Werkstückgruppe A vorausgesagt werden (siehe Abbildung 7-10). Für Position h liegt die mittlere Abweichung bei  $\Delta z_{\text{mean,h}} = 7 \pm 5 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean,h}} = 3 \%$ ) mit  $z_{99,h} = 25 \mu\text{m}$  und die max. Verformung wird von der Simulation unterschätzt ( $z_{\text{max,h}} = 209 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,h-sim}} = 190 \mu\text{m}$ ). Für Position i liegt die mittlere Abweichung etwas höher bei  $\Delta z_{\text{mean,i}} = 11 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean,i}} = 4 \%$ ) mit  $z_{99,i} = 42 \mu\text{m}$  und die max. Verformung wird von der Simulation deutlicher unterschätzt ( $z_{\text{max,i}} = 271 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,i-sim}} = 218 \mu\text{m}$ ). Für Position k liegt die mittlere Abweichung bei  $\Delta z_{\text{mean,k}} = 9 \pm 8 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean,k}} = 5 \%$ ) mit  $z_{99,k} = 34 \mu\text{m}$  und die max. Verformung wird von der Simulation überschätzt ( $z_{\text{max,k}} = 162 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,k-sim}} = 179 \mu\text{m}$ ). Es ist zwar, wie in Kapitel 5.1 gezeigt, ein Einfluss der hohen I-ES (Gruppe B: T74) auf die P-ES vorhanden. Dieser kann jedoch bei der Verzugsmodellierung vernachlässigt werden, wenn die P-ES (gemessen an Werkstücken mit niedrigen I-ES Gruppe A) und die hohen I-ES (Gruppe B) bereichsweise getrennt verwendet werden. Die Simulationengenauigkeit ist dabei ähnlich oder sogar höher als bei der Verwendung der gemessenen P-ES in Werkstücken mit hohen I-ES (vgl. Anhang Abbildung 11-7 bzw. [Chig22b]); Hier wurde der P-ES-Wert der letzten gemessenen Tiefe dem Rest des Wafer-Inneren zugeordnet; vgl. Anhang Abbildung 11-7). Es zeigt sich somit, dass die positionsabhängige Modellierung der I-ES, die in diesem Fall von x und y abhängen, zu genaueren Verzugsvorhersagen führt.

Prinzipiell ist es somit möglich zur Verzugsvorhersage von komplexen Bauteilen auf eine Datenbank von P-ES, welche an einfachen gefrästen Werkstücken mit niedrigen I-ES gemessen

wurden, und I-ES der zu untersuchenden Werkstückgruppe zurückzugreifen (siehe nachfolgendes Unterkapitel „Validierung der Taschegeometrie“).

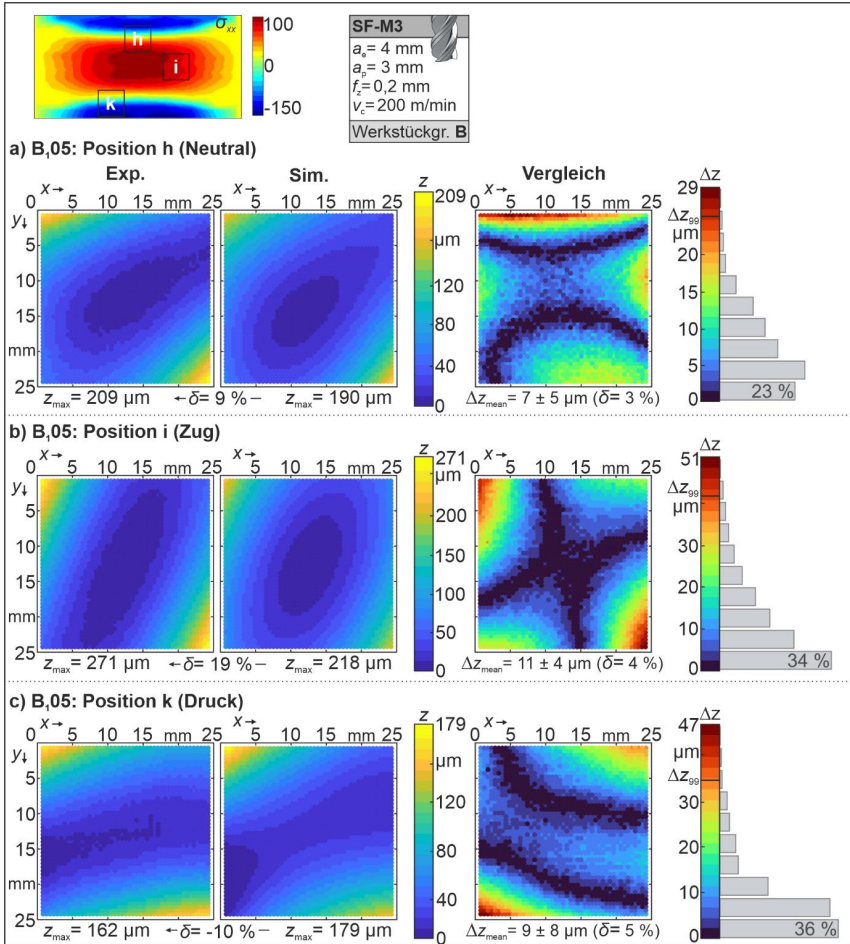


Abbildung 7-10: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M3 Wafer B, Position h (a), i (b), k (c)

In Abbildung 7-11 wird der Verzug eines herausgetrennten Wafers aus einem Werkstück der Gruppe C, der mit den Fräsparametern SF-M3 bearbeitet wurde, dargestellt. Als Eingabe der Simulation dienten die in A120 gemessenen P-ES. Ein Vergleich mit Abbildung 7-7 zeigt, dass die Änderung der Orientierung der I-ES lediglich einen geringen Einfluss auf die max. Wafer-Verformung hat. Diese wird reduziert. Das FEM-Verzug-Modell ist fähig diese Reduktion abzubilden. Die mittlere Abweichung liegt bei  $\Delta z_{\text{mean},C03} = 3 \pm 3 \text{ } \mu\text{m}$  ( $\delta_{\text{mean},C03} = 2 \%$ ) mit  $z_{99,C03} = 11 \text{ } \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird von der Simulation leicht überschätzt ( $z_{\max,\text{exp}} = 131 \text{ } \mu\text{m}$  vs.  $z_{\max,\text{sim}} = 139 \text{ } \mu\text{m}$ ). Dies entspricht einer Abweichung  $\delta_{z_{\max},C03}$  von  $-6 \%$ .

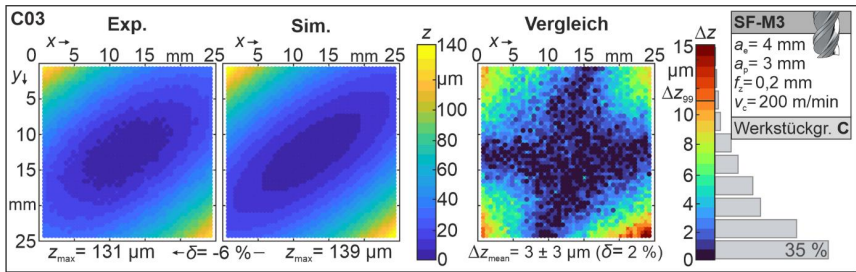


Abbildung 7-11: Validierung FEM-Verzug-Modell SF-M3 Wafer C03

### Validierung Taschengeometrie

Für die Verzugmodellierung der Wafer wurden überwiegend die am entsprechenden Bauteil selbst gemessenen P-ES als Eingabe genutzt. Da mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells zukünftig Vorhersagen getroffen werden, wurde für die Taschengeometrie auf vorherige Messwerte, bestehend aus den Mittelwerten der P-ES über mehrere Werkstücke je Fräsmodus (siehe Kapitel 5.2.2), zurückgegriffen. Die Validierung des FEM-Verzug-Modells der Taschengeometrie erfolgte für unterschiedliche Konfigurationen, die sich durch unterschiedliche P-ES in den Taschenböden, Wandstärken, Bearbeitungsstrategien und I-ES auszeichnen. Zur statistischen Absicherung wurden je drei Bauteile pro Konfiguration gefertigt.

In Abbildung 7-12 ist der gemittelte Verzug der SF-M1 in Zick-Strategie gefrästen Taschengeometrie aus Werkstückgruppe A (geringe I-ES  $\sigma(x, y)$ ) mit einer Wandstärke von 3 mm und der entsprechende simulierte Verzug dargestellt. Die simulierte Form des Verzugs, die zuvor für die Zick-Frästrategie beschriebene charakteristische tordierte X-förmige Verformung, stimmt mit der gemessenen sehr gut überein. Die mittlere Abweichung liegt bei  $\Delta z_{\text{mean}} = 3 \pm 3 \mu\text{m}$ , was 3 % der gemessenen max. Verformung entspricht ( $\delta z_{\text{mean}}$ ). Dabei haben 99 % der  $z$ -Verformungen eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 12 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird von der Simulation um 22 % unterschätzt ( $z_{\text{max,exp}} = 87 \pm 10 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,sim}} = 68 \mu\text{m}$ ). Die Abweichungen liegen somit im Bereich der experimentellen Wiederholbarkeit (siehe Kapitel 6.2: Tabelle 6-1). Die größten Abweichungen zwischen Simulation und Messung befinden sich in Nähe der rechten oberen bzw. linken unteren Ecke. Sie sind auf die Unsicherheiten der induzierten Schubspannungen, insbesondere nahe der Oberfläche in den Taschen (SF-M1) und vor allem auf der Unterseite des Werkstücks (WSP-M5, siehe Abbildung 7-3), zurückzuführen. Wie bereits in Kapitel 5.2.2 beschrieben weist die BLM für Messungen kleiner  $20 \mu\text{m}$  und sehr geringe ES-Werte die größte Standardabweichung auf. In Kapitel 7.1.4 wird näher auf diese Fehlerquelle eingegangen und der daraus resultierende Fehler quantifiziert. Außerdem treten wie in Kapitel 6.2 aufgezeigt bereits geringe  $z$ -Verformungen auf der Bauteilunterseite nach dem Planen und vor dem Taschenfräsen auf (siehe PRE-Messung in Abbildung 6-6d). Diese sind für Werkstücke der Gruppe A hauptsächlich auf die Fräskinetik zurückzuführen und werden nicht von der Simulation abgebildet. Durch Subtraktion der PRE von der POST-Messung (POST-PRE) können die experimentellen Daten um diese Effekte bereinigt werden. Jedoch ändern sich die Kennzahlen der Simulationsgüte dadurch nur geringfügig. Eine Ausnahme bilden dabei Konfigurationen mit sehr geringen max. Verformungen (siehe Tabelle 7-4).

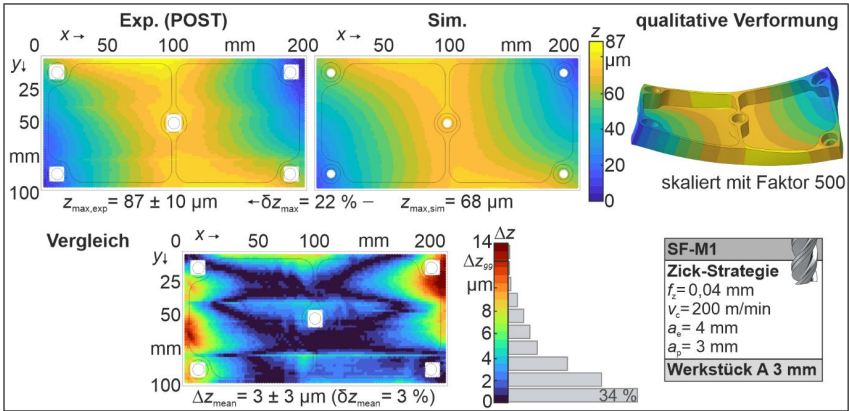


Abbildung 7-12: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie A, 3 mm, SF-M1, Zick

Tabelle 7-4: Validierung FEM-Verzug-Modell – Kennzahlen für Taschengeometrie

|                                   | $z_{max,Exp}$<br>in $\mu m$ | $z_{max,Sim}$<br>in $\mu m$ | $\Delta z_{max}$ in<br>$\mu m$ ( $\delta z_{max}$ ) | $\Delta z_{mean}$ in $\mu m$<br>( $\delta z_{mean}$ ) | $z_{99}$ in<br>$\mu m$ |
|-----------------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------------------------------|-------------------------------------------------------|------------------------|
| A 3 mm SF-M1 Zick (POST)          | 87 ± 10                     | 68                          | 19 (22 %)                                           | 3 ± 3 (3 %)                                           | 12                     |
| A 3 mm SF-M1 Zick (POST-PRE)      | 88 ± 9                      |                             | 20 (22 %)                                           | 3 ± 3 (3 %)                                           | 12                     |
| A 3 mm SF-M3 Zick (POST)          | 121 ± 9                     |                             | 31 (-26 %)                                          | 6 ± 5 (5 %)                                           | 21                     |
| A 3 mm SF-M3 Zick (POST-PRE)      | 118 ± 7                     | 152                         | 33 (-28 %)                                          | 6 ± 5 (5 %)                                           | 26                     |
| A 7 mm SF-M3 Zick (POST)          | 43 ± 3                      | 42                          | 1 (2 %)                                             | 4 ± 3 (9 %)                                           | 11                     |
| A 7 mm SF-M3 Zick (POST-PRE)      | 36 ± 1                      |                             | 6 (-18 %)                                           | 2 ± 2 (7 %)                                           | 9                      |
| A 3 mm SF-M3 Spiral (POST)        | 75 ± 5                      | 47                          | 28 (38 %)                                           | 6 ± 5 (8 %)                                           | 21                     |
| A 3 mm SF-M3 Spiral (POST-PRE)    | 66 ± 5                      |                             | 19 (29 %)                                           | 5 ± 4 (7 %)                                           | 15                     |
| B 3 mm SF-M1 Zick (POST)          | 583 ± 19                    | 550                         | 33 (6 %)                                            | 11 ± 9 (2 %)                                          | 39                     |
| B 3 mm SF-M1 Zick (POST-PRE)      | 574 ± 36                    |                             | 24 (4 %)                                            | 10 ± 10 (2 %)                                         | 40                     |
| B 3 mm SF-M3 Zick (POST)          | 630 ± 26                    | 602                         | 28 (5 %)                                            | 11 ± 10 (2 %)                                         | 39                     |
| B 3 mm SF-M3 Zick (POST-PRE)      | 617 ± 6                     |                             | 15 (3 %)                                            | 10 ± 9 (2 %)                                          | 39                     |
| B 7 mm SF-M3 Zick (POST)          | 586 ± 36                    | 510                         | 76 (13 %)                                           | 11 ± 9 (2 %)                                          | 38                     |
| B 7 mm SF-M3 Zick (POST-PRE)      | 555 ± 15                    |                             | 45 (8 %)                                            | 7 ± 7 (1 %)                                           | 29                     |
| C z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST)     | 108 ± 5                     | 96                          | 12 (11 %)                                           | 3 ± 2 (3 %)                                           | 9                      |
| I-ES nach [Prim02]                |                             | 46                          | 62 (57 %)                                           | 11 ± 9 (11 %)                                         | 38                     |
| I-ES: Messung C                   |                             | 60                          | 48 (44 %)                                           | 8 ± 7 (8 %)                                           | 28                     |
| C z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST-PRE) | 73 ± 3                      | 96                          | 23 (-31 %)                                          | 7 ± 4 (10 %)                                          | 19                     |
| I-ES nach [Prim02]                |                             | 46                          | 27 (37 %)                                           | 6 ± 4 (8 %)                                           | 17                     |
| I-ES: Messung D                   |                             | 60                          | 13 (18 %)                                           | 3 ± 2 (4 %)                                           | 8                      |
| C z1.5 3 mm SF-M3 Spiral (POST)   | 146 ± 10                    | 112                         | 34 (23 %)                                           | 5 ± 6 (4 %)                                           | 17                     |
| I-ES nach [Prim02]                |                             | 80                          | 66 (45 %)                                           | 12 ± 9 (8 %)                                          | 37                     |
| I-ES: Messung D                   |                             | 110                         | 36 (25 %)                                           | 6 ± 6 (4 %)                                           | 21                     |

In Abbildung 7-13 ist der gemittelte Verzug der SF-M3 in Zick-Strategie gefrästen 3 mm Taschengeometrie der Werkstückgruppe A und der entsprechende simulierte Verzug dargestellt.

Die Verzugsform sowie die im Vergleich zu SF-M1 erhöhten Verformungen und die Verschiebung der max. Verformung in Richtung der Ecken werden mithilfe des FEM-Verzug-Modells korrekt vorhergesagt. Dabei beträgt die mittlere Höhenabweichung von Simulation zu Experiment  $\Delta z_{\text{mean}} = 6 \pm 5 \mu\text{m}$ , was bezogen auf die max. experimentelle Verformung  $\delta z_{\text{mean}} = 5 \%$  entspricht. Dabei haben 99 % der simulierten  $z$ -Verformungen eine Abweichung kleiner als  $21 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird um 26 % überschätzt ( $z_{\text{max,exp}} = 121 \pm 9 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,sim}} = 152 \mu\text{m}$ ). Ähnlich wie bei der SF-M1 Bearbeitung sind die größten  $z$ -Abweichungen in den Ecken vorzufinden, was auf die Unsicherheit der induzierten Schubspannungen der Unterseite zurückzuführen ist (siehe auch Kapitel 7.1.4).

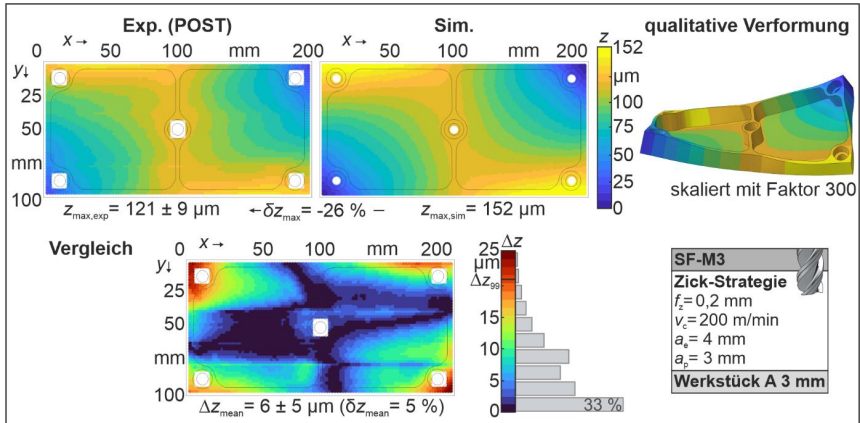


Abbildung 7-13: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie A, 3 mm, SF-M3, Zick  
Der Verzug der Taschengeometrie wird bei einer Änderung der Wandstärke von 3 auf 7 mm trotz niedriger  $z$ -Verformungen erfolgreich mithilfe des FEM-Verzug-Modells abgebildet. Dabei beträgt die mittlere Abweichung  $\Delta z_{\text{mean}} = 4 \pm 3 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 9 \%$ ) mit  $z_{99} = 11 \mu\text{m}$  (siehe Abbildung 7-14). Die max. Verformung wird lediglich um  $1 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{max}} = 2 \%$ ) unterschätzt.

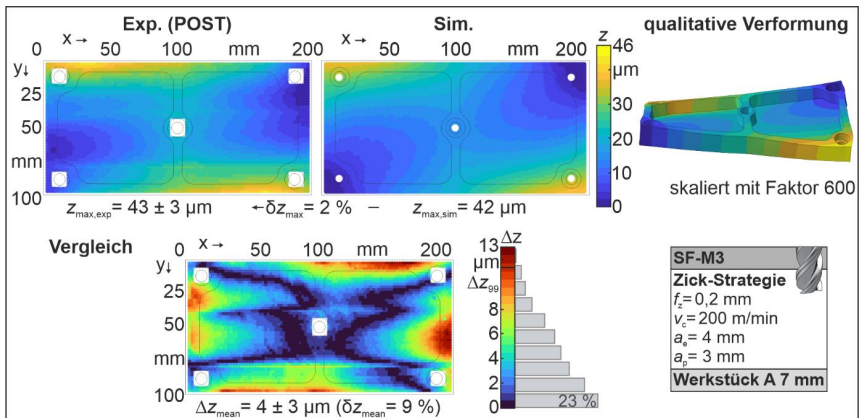


Abbildung 7-14: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie A, 7 mm, SF-M1, Zick

In Abbildung 7-15 ist der gemittelte Verzug der SF-M3 in Spiral-Strategie gefrästen 3 mm Taschengeometrie der Werkstückgruppe A und der entsprechende simulierte Verzug dargestellt. Die im Vergleich zur Zick-Strategie geänderte Verzugsform und der reduzierte Betrag der Verformung werden mithilfe des FEM-Verzug-Modells vorhergesagt. Dabei beträgt die mittlere Höhenabweichung von Simulation zu Experiment  $\Delta z_{\text{mean}} = 6 \pm 5 \mu\text{m}$ , was bezogen auf die max. experimentelle Verformung  $\delta z_{\text{mean}} = 8 \%$  entspricht. Dabei haben 99 % der vorhergesagten  $z$ -Verformungen eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 21 \mu\text{m}$ . Die max. Verformung wird um 38 % unterschätzt ( $z_{\text{max,exp}} = 75 \pm 5 \mu\text{m}$  vs.  $z_{\text{max,sim}} = 47 \mu\text{m}$ ). Aufgrund der Aufhebung der Schubspannungen im Boden der Taschen und dem einhergehenden reduzierten Verzug, führt die Unsicherheit der induzierten Schubspannungen der Unterseite zu größeren Abweichungen im Vergleich zur Zick-Strategie (siehe auch Kapitel 7.1.4). Zudem ist ersichtlich, dass in Bereichen, in denen das Werkzeug in das Material eintaucht (Mitte der Taschen), eine Differenz von Simulation und Experiment auftritt. Dies könnte auf das Vorhandensein von abweichenden P-ES in diesen Regionen aufgrund der unterschiedlichen Prozesskinematik zurückzuführen sein. Außerdem spielen besonders für niedrige Verformungen die Abweichungen vor dem Taschenfräsen (PRE) aufgrund der Prozesskinematik des Planfräsen oder Ungenauigkeiten des Maschinensystems eine Rolle. Beachtet man diese (POST-PRE) reduziert sich die max. gemessene Verformung auf  $66 \mu\text{m}$  und somit deren Abweichung zur Simulation auf 29 % bzw.  $\Delta z_{\text{mean}}$  auf  $5 \pm 4 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 7 \%$ ) (siehe Tabelle 7-4 und Anhang Abbildung 11-8).

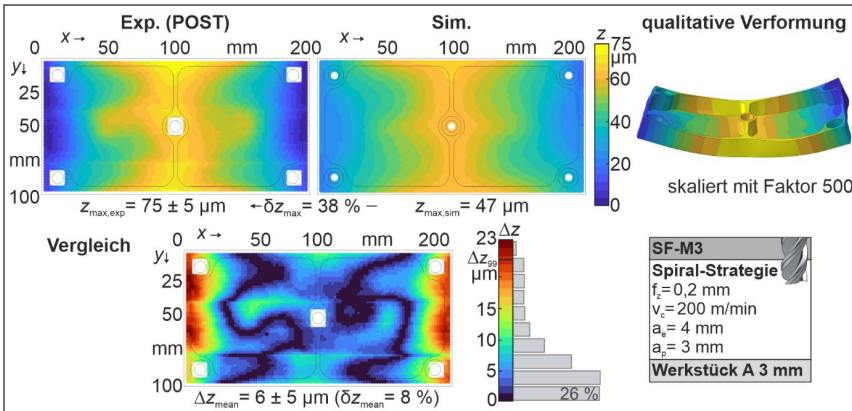


Abbildung 7-15: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie A, 3 mm, SF-M3, Spiral Die Änderung der Verzugsform und des -betrags aufgrund von vorliegenden hohen I-ES der Werkstücke aus Gruppe B wurde durch das FEM-Verzugs-Modell für unterschiedliche P-ES (SF-M3 siehe Abbildung 7-16 vs. SF-M1 siehe Abbildung 7-17) und Wandstärken (3 mm siehe Abbildung 7-17 vs. 7 mm siehe Abbildung 7-18) abgebildet. Dabei liegt die mittlere Abweichung zwischen Simulation und Experiment für alle drei Fälle bei  $\Delta z_{\text{mean}} = 11 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 2 \%$ ). Die Abweichungen der max. Verformung  $\delta z_{\text{max}}$  betragen 5 % (SF-M3, 3 mm), 6 % (SF-M1, 3 mm) und 13 % (SF-M1, 7 mm). Werden die PRE-Messdaten subtrahiert, verbessern sich die Abweichungen zu  $\delta z_{\text{max}} = 3 \%$  (SF-M3, 3 mm), 4 % (SF-M1, 3 mm) und 8 % (SF-M1, 7 mm) (siehe Tabelle 7-4).

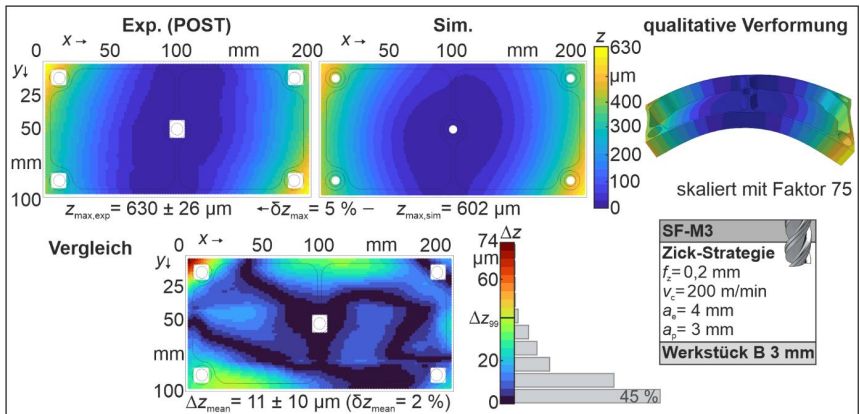


Abbildung 7-16: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie B, 3 mm, SF-M3, Zick

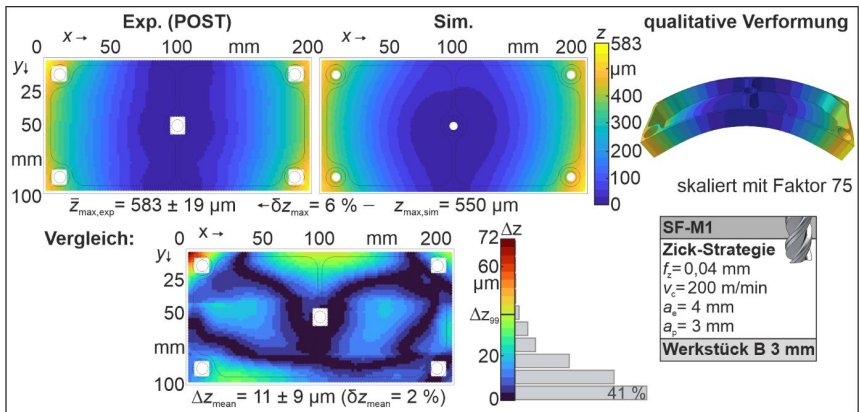


Abbildung 7-17: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie B, 3 mm, SF-M1, Zick

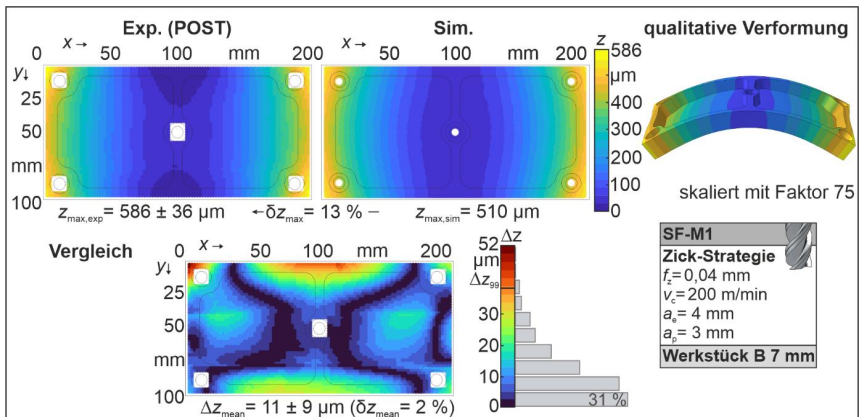


Abbildung 7-18: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie B, 7 mm, SF-M1, Zick

In Abbildung 7-19 ist der gemessene mittlere Verzug der Werkstücke aus Gruppe C mit einer symmetrischen  $z$ -Positionierung  $z_5$  und in SF-M3 Spiral-Strategie gefräst sowie drei Simulationsergebnisse dargestellt. Für die drei Simulationen wurden, wie in Kapitel 7.1.1 beschrieben, unterschiedliche I-ES als Eingabe verwendet: Literaturwerte nach [Prim02], Messung am Werkstück der Gruppe C und D. Die U-förmige Verzugsform, einschließlich der Position der max. Verformung mittig im Werkstück, wird von allen drei Simulationen qualitativ korrekt vorhergesagt. Die mittlere Höhenabweichung  $\Delta z_{\text{mean}}$  von Simulation zu Experiment beträgt  $3 \pm 2 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 3 \%$ ) (I-ES: Literaturwerte), bzw.  $11 \pm 9 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 11 \%$ ) (I-ES: Messung C) und  $8 \pm 7 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 8 \%$ ) (I-ES: Messung D). 99 % der vorhergesagten  $z$ -Verformungen haben eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 9 \mu\text{m}$  (I-ES: Literaturwerte) bzw.  $38 \mu\text{m}$  (I-ES: C) und  $28 \mu\text{m}$  (I-ES: D). Analog zu den in Spiral-Strategie gefrästen Werkstücken A ist in den Bereichen, in denen das Werkzeug in das Material eintaucht (Mitte der Taschen), aufgrund der unterschiedlichen Prozesskinematik eine deutliche Differenz von Simulation und Experiment ersichtlich. Der Betrag der vorhergesagten max. Verformung variiert überraschenderweise erheblich bei Verwendung unterschiedlicher I-ES als Eingabe, obwohl der Betrag der I-ES lediglich Änderungen von etwa 5 MPa aufzeigte. Der Grund hierfür sind die leicht variierenden ES-Verläufe (siehe Kapitel 5.1). Die max. Verformung  $z_{\text{max}}$  wurde teilweise deutlich unterschätzt mit  $\delta z_{\text{max}} = 11 \%$  (I-ES: Literaturwerte), 57 % (I-ES: C) und 44 % (I-ES: D). Ein Grund für die hohen Abweichungen aus Simulation und Experiment war u.a. eine mangelhafte Einspannung während des Planfräsens der Unter- und Oberseite, die zu einer „verfälschten“ Verformung des Bauteils vor dem Taschenfräsen (PRE) in der Realität führte. Diese Fehlerquelle wird in nachfolgendem Kapitel 7.1.4 näher erläutert. Um trotzdem die tatsächliche Simulationsgüte abschätzen zu können, wurden zusätzlich die Kennzahlen für die POST-PRE-Messdaten abgeleitet und mit den Simulationsergebnissen verglichen (siehe Tabelle 7-4). Dies ist für Werkstückgruppe C (I-ES  $\sigma(z)$ ) nur für den Fall der symmetrischen Positionierung  $z_5$  sinnvoll, da hier in Theorie unter Annahme einer sym. I-ES-Verteilung kein Verzug nach den Planfräsen-Schritten vorliegen sollte (siehe nachfolgendes Kapitel 7.1.4). Durch Abzug der PRE-Verformung von der POST-Verformung ergibt sich eine reduzierte gemessene max. Verformung von  $z_{\text{max,exp}} = 73 \pm 3 \mu\text{m}$ . Dadurch wird der Verzug von der Simulation, die Literaturwerte als I-ES nutzte, deutlich überschätzt ( $\delta z_{\text{max}} = -31 \%$  statt 11 %) und von den Simulationen, welche Messwerte nutzen, weiterhin unterschätzt. Die Abweichungen  $\delta z_{\text{max}}$  reduzierten sich von 57 % auf 37 % (I-ES: C) und von 44 % auf 18 % (I-ES: D). Auch die mittleren Höhenabweichung  $\delta z_{\text{mean}}$  von Simulation zu Experiment reduzierten sich teilweise deutlich für die Simulationen, die Messungen als I-ES nutzten:  $\delta z_{\text{mean}} = 8 \%$  (I-ES: C) und  $\delta z_{\text{mean}} = 4 \%$  (I-ES: D). Die Simulation, welche Literaturwerte als I-ES Eingabe nutzte, verschlechterte sich auf  $\delta z_{\text{mean}} = 10 \%$  (siehe Tabelle 7-4).

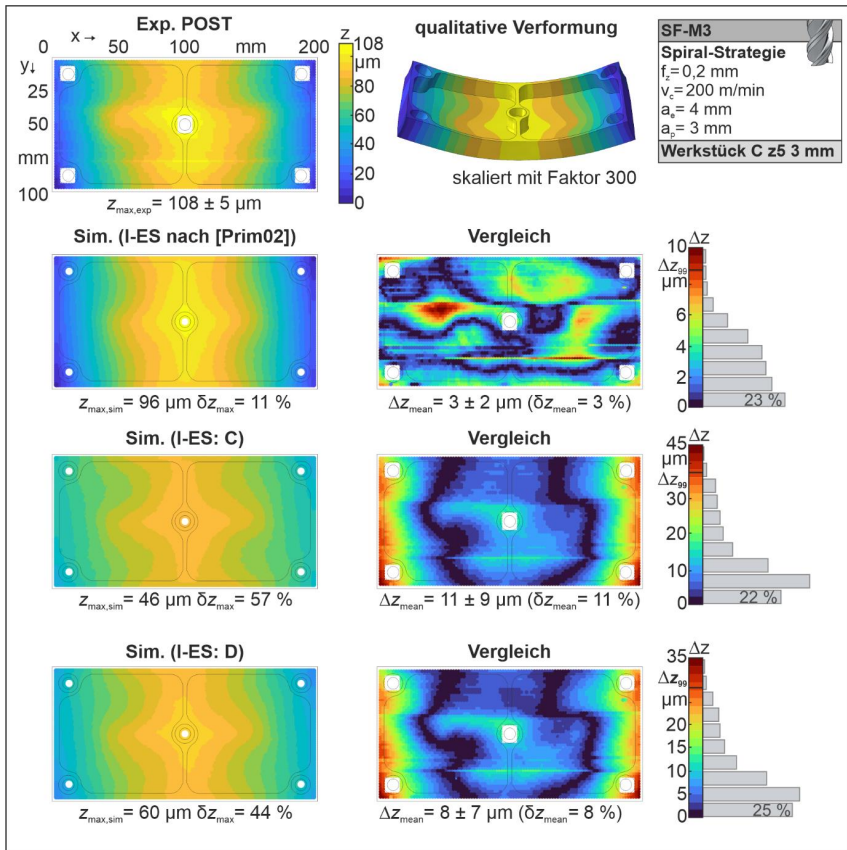


Abbildung 7-19: Validierung für Taschegeometrie C, z5, 3 mm, SF-M3, Spiral

In Abbildung 7-20 ist der gemessene mittlere Verzug der Werkstücke aus Gruppe C mit SF-M3 in Spiral-Strategie gefräst für eine asymmetrische  $z$ -Positionierung z1.5 und die drei Simulationsergebnisse dargestellt. Die im Vergleich zur Position z5 erhöhte max. Verformung wird mithilfe des Verzug-Modells abgebildet. Dabei beträgt die mittlere Höhenabweichung  $\Delta z_{\text{mean}}$  von Simulation zu Experiment  $5 \pm 6 \mu\text{m}$  (4 %) (I-ES: Literaturwerte) bzw.  $12 \pm 9 \mu\text{m}$  (8 %) (I-ES: Messung C) und  $6 \pm 6 \mu\text{m}$  (4 %) (I-ES: Messung D, siehe Tabelle 7-4). 99 % der vorhergesagten  $z$ -Verformungen haben eine Abweichung kleiner als  $z_{99} = 17 \mu\text{m}$  (I-ES: Literaturwerte) bzw.  $37 \mu\text{m}$  (I-ES: C) und  $21 \mu\text{m}$  (I-ES: D). Auch für diesen Fall wurde die max. Verformung  $z_{\max}$  aufgrund der mangelhaften Einspannung während des Planfräsens teilweise deutlich unterschätzt mit  $\delta z_{\text{mean}} = 23 \%$  (I-ES: Literaturwerte),  $45 \%$  (I-ES: C) und  $25 \%$  (I-ES: D). Im Gegensatz zur symmetrischen Positionierung (z5) kann bei der asymmetrischen Positionierung (z1.5) zur Bestimmung des Fehlers keine Subtraktion der PRE-Messdaten erfolgen, da bereits nach dem Planfräsen der Unter- und Oberseite ein von den I-ES induzierter Verzug auftritt.

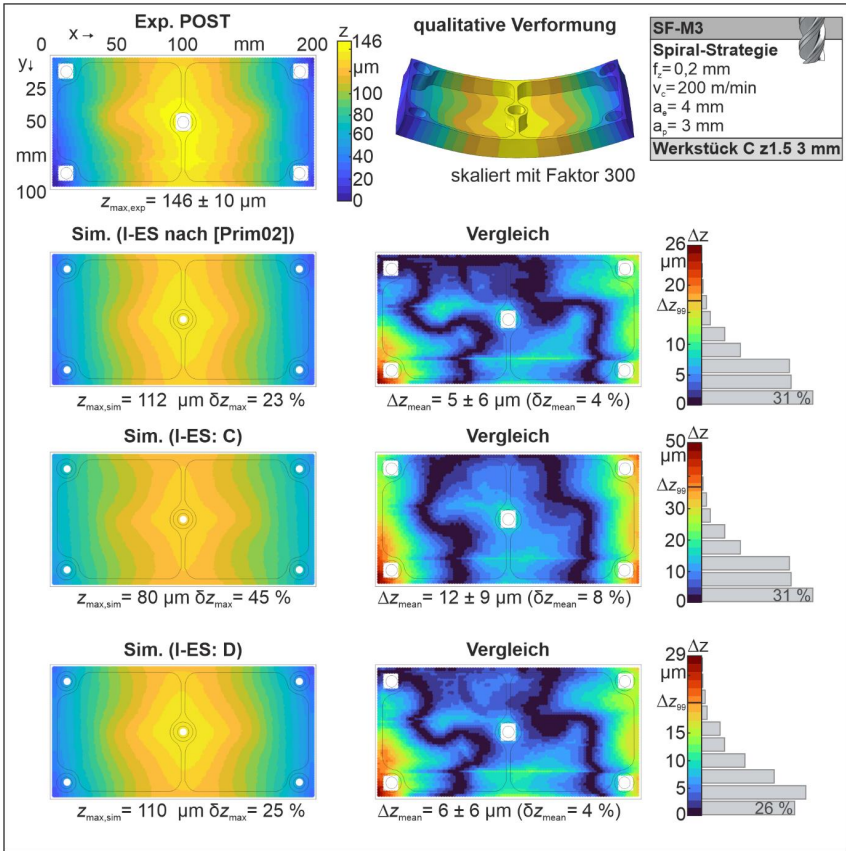


Abbildung 7-20: Validierung für Taschegeometrie C, z1.5, 3 mm, SF-M3, Spiral

Es lässt sich zusammenfassen, dass sowohl bei Verwendung von Literaturwerten als auch Messdaten für die I-ES die Verzugsform erfolgreich vorausgesagt wird ( $\delta z_{mean} < 10 \%$ ). Bei der max. Verformung treten größerer Abweichungen für die Nutzung der Literaturwerte ( $\delta z_{max}$  bis zu  $-31 \%$ ) im Vergleich zu Messdaten auf. Dabei führte die Nutzung der I-ES aus Messung D zu den besten Ergebnissen ( $\delta z_{mean} < 4 \%$ ,  $\delta z_{max} < 25 \%$ , siehe Tabelle 7-4).

**Validierung Skalierte Flügelrippe**

In Abbildung 7-21 ist der gemessene (a) und simulierte Verzug (POST) der 3 mm dicken skalierten Flügelrippe (Werkstückgruppe D), deren Taschen mit SF-M3 in Zick-Strategie gefräst wurden, dargestellt. Dabei sind analog zu den Taschegeometrien der Werkstückgruppe C drei Simulationsergebnisse (Abbildung 7-21b, c, d), die auf unterschiedlichen I-ES als Modell-Eingabe beruhen, abgebildet. Ähnlich zu den Beobachtungen des Verzugs der kleineren Taschegeometrie, stellt sich die für die Zick-Strategie charakteristische tordierte Verzugsform aufgrund der induzierten Schubspannungen mit einer max. Verformung von  $z_{max,exp} = 753 \mu\text{m}$  ein. Dabei wurde die Verzugsform von allen drei Simulationen qualitativ korrekt mit einer mittleren Höhenabweichung  $\Delta z_{mean}$  von Simulation zu Experiment von  $24 \pm 19 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{mean} = 3 \%$  mit 299

= 89  $\mu\text{m}$ ) bei Verwendung der I-ES aus der Literatur,  $94 \pm 70 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 13 \%$  mit  $z_{99} = 284 \mu\text{m}$ ) bei Verwendung der gemessenen I-ES an Werkstückgruppe C und  $75 \pm 56 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 10 \%$  mit  $z_{99} = 231 \mu\text{m}$ ) bei Verwendung der gemessenen I-ES an Werkstückgruppe D vorhergesagt. Die max. Verformung wurde um  $\delta z_{\text{max}} = 13 \%$  (I-ES: Literaturwerte),  $46 \%$  (I-ES: C) und  $38 \%$  (I-ES: D) teilweise deutlich unterschätzt. Der Grund hierfür war wiederum eine mangelhafte Einspannung während des Planfräsens der Unter- und Oberseite, die zu einer „verfälschten“ Verformung des Bauteils vor dem Taschenfräsen (PRE) in der Realität führte (siehe Abbildung 7-22). Diese Fehlerquelle wird in nachfolgendem Kapitel 7.1.4 näher erläutert. Um trotzdem die tatsächliche Simulationsgüte abschätzen zu können, wurden analog zum Vorgehen bei der Taschegeometrie zusätzlich die Kennzahlen für die POST-PRE-Messdaten der symmetrischen Positionierung z5 abgeleitet und mit den Simulationsergebnissen verglichen (siehe Abbildung 7-22).

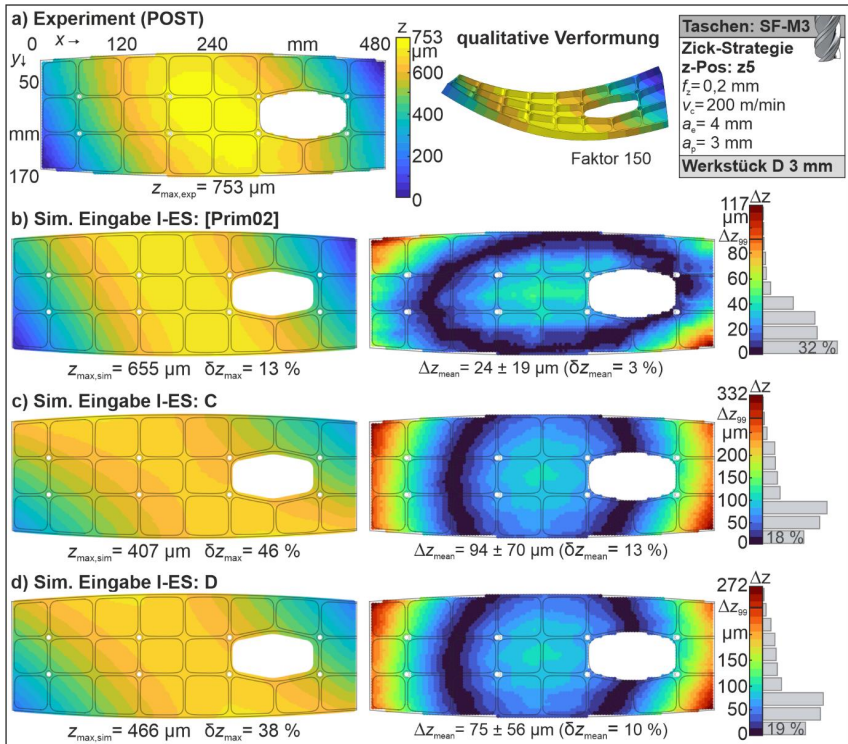


Abbildung 7-21: Validierung FEM-Verzug-Modell skalierte Flügelrippe D, 3 mm, z5, SF-M3, Zick für POST Messung

Nach Abzug der PRE- von der POST-Verformung ergab sich eine reduzierte gemessene max. Verformung von  $z_{\text{max,exp}} = 553 \mu\text{m}$  (siehe Abbildung 7-22). Dadurch wird der Verzug von der Simulation mit Literaturwerten als I-ES überschätzt ( $\delta z_{\text{max}} = -19 \%$  statt  $13 \%$ ) und von den Simulationen, welche Messwerte nutzten, weiterhin unterschätzt. Wobei sich die Abweichungen  $\delta z_{\text{max}}$  von  $46 \%$  auf  $26 \%$  (I-ES C) und von  $38 \%$  auf  $15 \%$  (I-ES D) reduzierten. Auch die mittleren Höhenabweichung  $\delta z_{\text{mean}}$  von Simulation zu Experiment reduzierten sich teilweise

deutlich auf  $\delta z_{\text{mean}} = 4 \%$  (Literaturwerte),  $\delta z_{\text{mean}} = 10 \%$  (I-ES: C) und  $\delta z_{\text{mean}} = 6 \%$  (I-ES: D, siehe Abbildung 7-22).

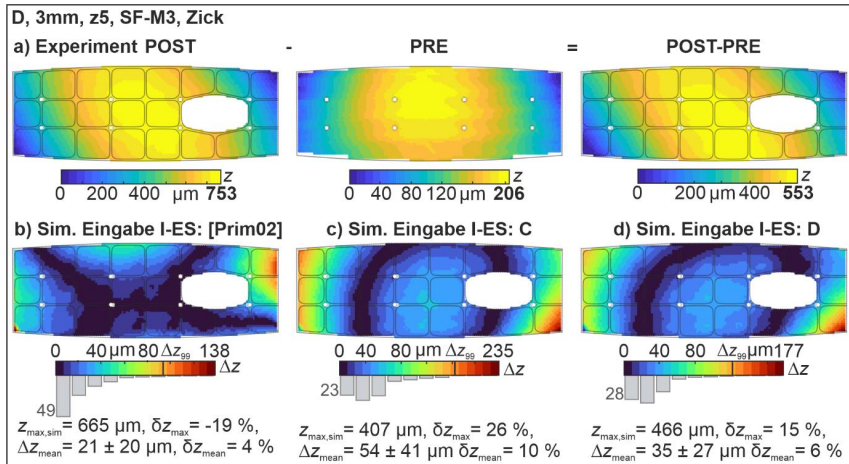


Abbildung 7-22: Validierung FEM-Verzug-Modell skalierte Flügelrippe D, 3 mm, z5, SF-M3, Zick für POST-PRE Messung

In Abbildung 7-23 ist der gemessene und simulierte Verzug (POST) der skalierten Flügelrippe, deren Taschen mit SF-M3 in Spiral-Strategie gefräst wurden, dargestellt. Auch hier stellt sich die für die spiralförmige Bearbeitung der Taschen charakteristische Verzugsform (U-Form) ein. Die max. gemessene Verformung beträgt  $z_{\text{max, exp}} = 693 \mu\text{m}$ . Sowohl die Abweichung der mittleren Höhendifferenz  $\delta z_{\text{mean}}$  (6 %, 16 %, 13 %) als auch der max. Verformung  $\delta z_{\text{max}}$  (31 %, 71 %, 60 %) von Simulation zu Experiment sind im Vergleich zur Zick-Bearbeitung deutlich gestiegen, da hier der Effekt der I-ES auf den Verzug überwiegt. Wie oben beschrieben führte auch hier eine mangelhafte Einspannung während des Planfräsens der Unter- und Oberseite zu einer „verfälschten“ PRE-Verformung (siehe Abbildung 7-24). Durch Bereinigung dieses Effekts durch Subtraktion der PRE Messdaten (POST-PRE) verbesserte sich die Vorhersagegüte der Simulationen deutlich zu  $\delta z_{\text{mean}} = 3 \%$  (Literaturwerte), 14 % (I-ES: C), 11 % (I-ES: D) und  $\delta z_{\text{max}} = 2 \%$  (Literaturwerte), 59 % (I-ES: C), 43 % (I-ES: D, siehe Abbildung 7-24).

Es ist festzuhalten, dass es mithilfe des FEM-Verzug-Modells möglich ist den Verzug der skalierten Flügelrippe qualitativ und quantitativ vorherzusagen. Interessant ist dabei, dass im Gegensatz zur Taschengeometrie für beide Strategien die besten Ergebnisse mittels Simulationen, welche die Literaturwerte als I-ES nutzen, erzielt wurden [Webe24]. Für die Zick-Strategie weisen ebenfalls die Simulationen, welche die I-ES-Messung D als Eingabe nutzten, eine gute Übereinstimmung mit der Verzugsmessung auf. Mögliche Gründe für dieses Verhalten werden in der nachfolgenden Fehleranalyse betrachtet.

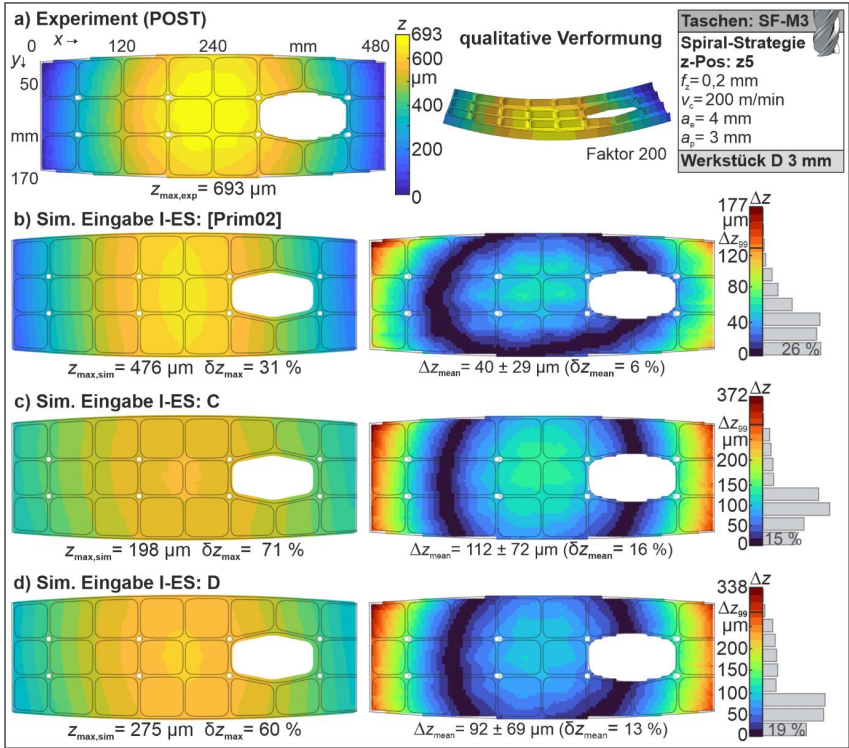


Abbildung 7-23: Validierung für skalierte Flügelrippe D, 3 mm, z5, SF-M3, Spiral (POST)

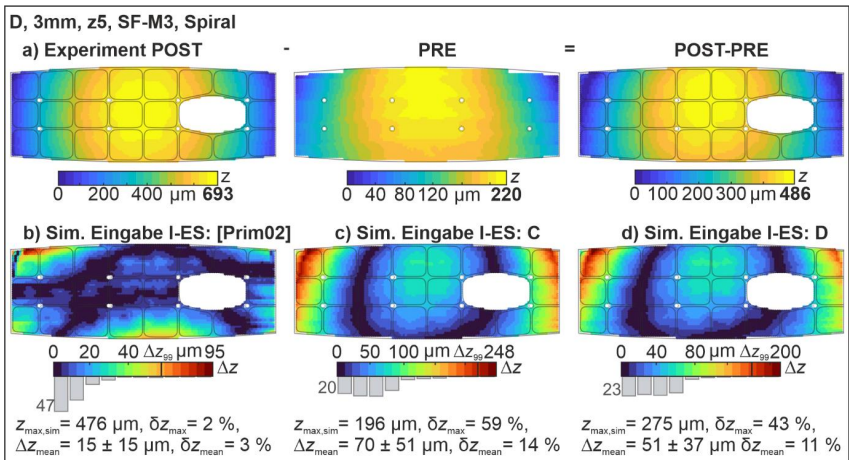


Abbildung 7-24: Validierung für skalierte Flügelrippe D, 3 mm, z5, SF-M3, Spiral (POST-PRE)

### 7.1.4 Fehleranalyse

In diesem Kapitel werden unterschiedliche Fehlermöglichkeiten untersucht, um die Vorhersagegüte des FEM-Verzug-Modells noch besser einordnen zu können. So wird differenziert, welche Abweichungen auf die Simulationsmethodik und welche auf die experimentellen Ausführungen zurückzuführen sind. Es werden folgende Fehlermöglichkeiten analysiert:

- Verzug während des Planfräsens aufgrund der gewählten Einspannstrategie
- Abweichung der Bodendicke vom Soll-Wert
- Abweichung der  $z$ -Position im Halbzeug vom Soll-Wert
- Variation der P-ES

#### **Verzug während des Fräsens aufgrund der gewählten Einspannstrategie**

Sowohl bei der Vorhersage des Verzugs der Taschengeometrie für Werkstücke der Gruppe C als auch der skalierten Flügelrippe (Werkstückgruppe D) ist eine deutliche Abweichung des vorhergesagten und gemessenen Betrags des Verzugs zu beobachten: Die max. Verformung  $z_{\max}$  wird teilw. deutlich unterschätzt. Aufgrund der Orientierung der I-ES dieser Werkstückgruppen (I-ES von der Bauteiltiefe  $z$  abhängig), wurde ein Verzug dieser Bauteile während des Planfräsens der Werkstückoberseite und -unterseite festgestellt. Die Einspannstrategie in diesen Bearbeitungsschritten, die lediglich aus den Nutenseitenspannern bestand (siehe Kapitel 4.4), war somit nicht ausreichend, um eine Verformung während des Planfräsens zu verhindern. Im FEM-Verzug-Modell wurde jedoch eine ideale Einspannstrategie (kein Verzug während der Bearbeitung) angenommen. In Abbildung 7-25 wird der resultierende Fehler aufgrund einer mangelhaften Einspannung qualitativ dargestellt: Bei einem ideal eingespannten Bauteil (siehe Abbildung 7-25a) tritt während des Planfräsens der Unterseite kein Verzug auf (Schritt 1). Dieser stellt sich erst nach dem Lösen der Einspannung ein (Schritt 2). Durch die ideale Einspannung der Unterseite wird ein Biegemoment aufgebracht, sodass die flache Oberseite in Schritt 3 ohne auftretende Verformungen bearbeitet wird. Da in dem diskutierten Fall eine symmetrische Positionierung ( $z_5$ ) des finalen Bauteils im Halbzeug vorliegt, hebt sich die entstehende Durchbiegung unter Annahme einer symmetrischen I-ES-Verteilung nach dem Lösen der Einspannung in Schritt 4 mit der ursprünglichen Durchbiegung aus Schritt 2 auf. Das Resultat ist ein nicht verformtes Bauteil. Im vorliegenden realen Fall biegt sich das Bauteil bereits während des Planfräsens der Unterseite im ersten Schritt durch. In Abbildung 7-25b ist die Durchbiegung während der Zerspannung dargestellt. Da diese Durchbiegung im Vergleich zur Materialabnahme von 5 mm (bzw.  $a_p = 1.5$  mm) klein ist, entsteht im Extremfall eine vollständig ebene Fläche bzw. eine geminderte Durchbiegung auf der Unterseite und eine vollständige Durchbiegung der Oberseite (Schritte 2). Ein analoges Verhalten ist beim Planfräsen der Unterseite (Schritt 3) zu beobachten. Da jedoch keine (Extremfall) bzw. eine geminderte Vorbiegung der Unterseite vorhanden ist, entsteht im letzten Schritt 4 eine Durchbiegung der Unterseite. D.h. der Anteil des Verzugs, welcher sich bereits während des Planfräsens der Unterseite einstellt, wird zerspannt und „fehlt“ somit als entgegengesetztes Biegemoment nach dem Planfräsen der Oberseite.

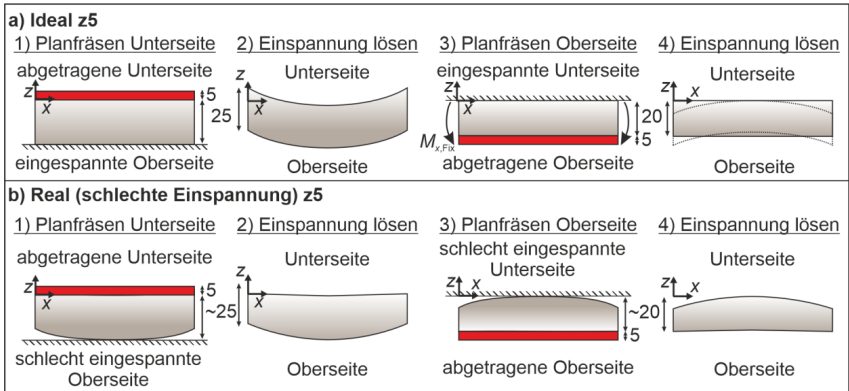


Abbildung 7-25: Verformung während des Planfräsens ideal (a) vs. real bei „schlechter“ Einspannung (b) für Position  $z_5$

Mithilfe des FEM-Verzug-Modells lässt sich der Extremfall einer maximalen Durchbiegung nach Schritt 4 vorhersagen. Dies kann entweder durch Simulation von Schritt 1+2, was in diesem speziellen Fall der inversen Verformung nach Schritt 4 entspricht, oder durch Simulation der Einzelschritte geschehen. In Abbildung 7-26 ist der gemessene und simulierte Verzug nach dem Planfräsen der Oberseite des Halbzeugs der skalierten Flügelrippe aufgrund unterschiedlicher I-ES dargestellt. Es ist festzuhalten, dass alle drei Simulationen den gemessenen PRE-Verzug qualitativ richtig vorhersagen. Es wurden mittlere Höhenabweichungen  $\Delta z_{\text{mean}}$  von Simulation zu Experiment von  $16 \pm 13 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 8 \%$  mit  $z_{99} = 63 \mu\text{m}$ ) bei Verwendung der I-ES aus der Literatur,  $7 \pm 7 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 3 \%$  mit  $z_{99} = 33 \mu\text{m}$ ) bei Verwendung der gemessenen I-ES an Werkstückgruppe C und  $8 \pm 7 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 4 \%$  mit  $z_{99} = 30 \mu\text{m}$ ) bei Verwendung der gemessenen I-ES an Werkstückgruppe D erreicht. Die max. Verformung wurde um 48 % (Literaturwerte), 25 % (Messung C) und 6 % (Messung D) unterschätzt. Die größten Abweichungen treten in den beiden oberen (Literaturwerte, C) bzw. unteren Ecken (D) auf. Ein möglicher Grund hierfür ist, dass in der Realität die Durchbiegung während der Zerspannung mit fortlaufendem Materialabtrag in negativer  $y$ -Richtung größer wird. Dieses transiente Phänomen wird im Simulationsmodell nicht berücksichtigt. Es wird lediglich der Extremfall abgebildet.

Durch die Erweiterung des Simulationsmodells um einen vorgelagerten Schritt, in welchem die reale Einspannung modelliert wird, kann der tatsächliche maximale Fehler aufgrund der mangelhaften Einspannung im Vorhinein besser abgeschätzt werden. Nachfolgend wird der Bauteilverzug während des Planfräsens der Unterseite bei Nutzung der realen Einspannstrategie für die skalierte Flügelrippe analysiert. Dabei wird die Bewegung der mit Nuten-Seitenspannern gepressten Kontaktflächen mittels Randbedingungen eingeschränkt. Die Kraftereinwirkung bzw. entstehenden Momente der realen Einspannung und damit deren Einfluss auf die ES werden vernachlässigt.

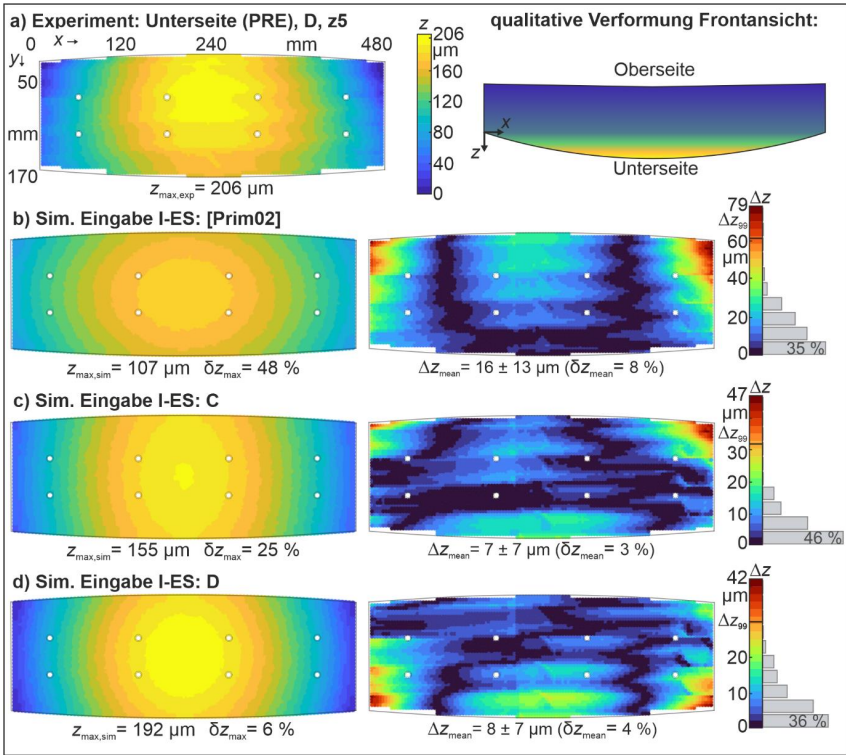


Abbildung 7-26: Validierung FEM-Verzug-Modell PRE – Extremfall eines „schlecht“ eingespannten Werkstücks beim Planfräsen

In Abbildung 7-27 ist der simulierte Verzug nach dem Planfräsen (nach Schritt 1) der Unterseite mit der realen Einspannung mittels Nutenseitenspannern für die drei unterschiedlichen I-ES als Eingabe für die Position z5 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass ein Verzug bereits vor dem Lösen der Einspannung auftritt.

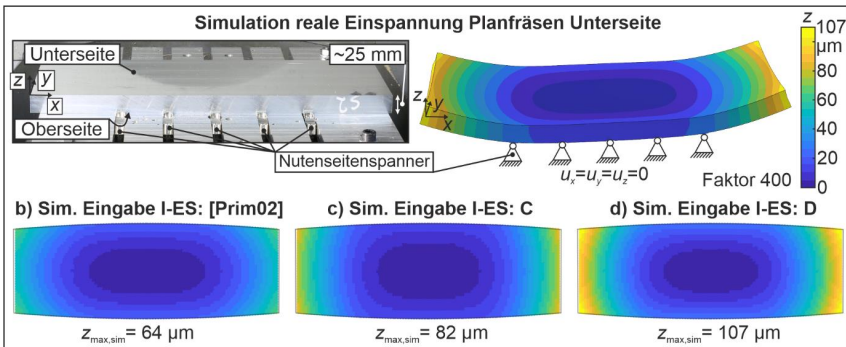


Abbildung 7-27: Simulation des Verzugs nach dem Planfräsen der Unterseite unter realen Einspannbedingungen

Eine max. Verformung von  $z_{\max} = 64 \mu\text{m}$  (Literaturwerte) bzw.  $82 \mu\text{m}$  (Messung C) bzw.  $107 \mu\text{m}$  (Messung D) stellt sich ein. Dieser ist geringer als für den oben ermittelten Extremfall ( $107 \mu\text{m} / 155 \mu\text{m} / 192 \mu\text{m}$ ). Die Differenz aus Extremfall und dem dargestellten simulierten Ergebnis ergibt den tatsächlichen Fehler nach dem Taschenfräsen. Dieser ist geringer als der gemessene (siehe Abbildung 7-26:  $z_{\max, \text{PRE}} = 206 \mu\text{m}$ ). Daher werden nachfolgend weitere mögliche Fehlerquellen diskutiert. In Kapitel 8.2.2 wird zudem die Einspannstrategie mithilfe der Erweiterung des FEM-Verzug-Modells optimiert und in einem Experiment umgesetzt.

### Abweichung der Bodendicke vom Soll-Wert

Eine schlechte Einspannung oder Abweichungen des Bauteils von der Soll-Höhe können zu Abweichungen der Bodendicke führen. Analog zur Modellierung des Verzugs beim Planfräsen mit realer Einspannung kann der Verzug während (bzw. am Ende) des letzten Schritts, dem Taschenfräsen, unter realen Einspannbedingungen und der daraus resultierende Fehler simuliert werden. Es ist eine max. Verformung während des Taschenfräsen in Zick-Strategie von  $67 \mu\text{m}$  (I-ES: Literaturwerte) bzw.  $50 \mu\text{m}$  (I-ES: Messung D) durch Anheben der linken und rechten Randbereiche zu beobachten (siehe Abbildung 7-28). Daher wurden in einer weiteren Simulation die Auswirkungen eines zusätzlichen Materialabtrags von bspw.  $100 \mu\text{m}$  beim Taschenfräsen (Bodenstärke  $2,9 \text{ mm}$  statt  $3 \text{ mm}$ ) auf den Verzug untersucht. Dabei stieg die max. Verformung im Vergleich zu einer Bodenstärke von  $3 \text{ mm}$  um  $29 \mu\text{m}$  ( $4 \%$  bezogen auf  $z_{\max, 3\text{mm}}$  mit I-ES: Literaturwerte) bzw. um  $24 \mu\text{m}$  ( $5 \%$ , I-ES: Messung D) an. Im Vergleich zu den aufgetretenen Abweichungen der max. Verformung (siehe Kapitel 7.1.3) und dem Fehler der mangelhaften Einspannung ist eine  $100 \mu\text{m}$  Abweichung der Bodendicke vom Soll-Wert als gering einzustufen.

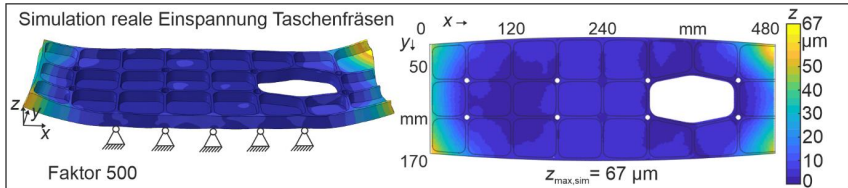


Abbildung 7-28: Simulation des Verzugs nach dem Taschenfräsen unter der realen Einspannbedingungen

### Abweichung der z-Position im Halbzeug

Aufgrund der symmetrischen Positionierung des finalen Bauteils im Rohteil (z5), hat bereits eine geringe Änderung der z-Position erhebliche Auswirkungen auf die max. Verformung. Grund sind die I-ES, deren Gleichgewicht bei einer symmetrischen Positionierung nicht gestört wird. So konnte mithilfe des FEM-Verzug-Modells gezeigt werden, dass eine Änderung der z-Position um  $0,3 \text{ mm}$  ( $1 \%$  der Materialdicke des Halbzeugs bzw.  $10 \%$  der Bodenstärke) beim Planfräsen eine Erhöhung der max. Verformung von  $40 \mu\text{m}$  (PRE) und der finalen Flügelrippe von  $31 \mu\text{m}$  (POST) zur Folge hat. Diese Tatsache bekräftigt, dass Abweichungen von Simulation und Experiment nicht zwangsläufig aufgrund der Modellierung, sondern auch auf Ungenauigkeiten in der Fertigung des Bauteils zurückzuführen sein können.

### Variation der P-ES auf der Bauteilrückseite

In Kapitel 5.2.2 wurde aufgezeigt, dass kleine Unterschiede in den P-ES innerhalb der SF-Fräsmodi ebenfalls zu geringen, aber messbaren Abweichungen der max. Verformung ( $\delta z_{\max} <$

29 %) führten. Außerdem wurden die P-ES auf der Bauteilunterseite aufgrund des Planfräsens analysiert. Es wurden sehr geringe maximale Schubspannungen von 10 MPa nahe der Oberfläche und eine geringe Eindringtiefe von 40  $\mu\text{m}$  im Mittel gemessen – wobei im Vergleich zu den Absolutwerten hohe Standardabweichungen auftraten (siehe Abbildung 5-14). In diesem Kapitel wird untersucht welchen Einfluss diese Unsicherheit, resultierend aus der Messung, auf die Verzugsvorhersage hat. In Abbildung 7-32 ist der vorhergesagte Verzug aufgrund dreier unterschiedlicher Schubspannungsprofile (Referenz, keine Schubspannung, doppelte max. gemessene Schubspannung) für die skalierte Flügelrippe (Konfig.: z5, SF-M3, Spiral, I-ES: Literaturwerte) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass alle drei Verzüge eine ähnliche, jedoch leicht rotierte Form aufweisen. Diese Rotation ist auf die unterschiedlichen Vorzeichen der Torsionsmomente zurückzuführen. Bereits geringe Änderungen der Schubspannungen führen zu Änderungen der max. Verformung im Bereich von 5 % (15  $\mu\text{m}$  bzw. 11  $\mu\text{m}$ ). Für die Taschegeometrie resultieren diese Änderungen der Schubspannungen sogar in Änderungen der max. Verformung bis zu 10 %.

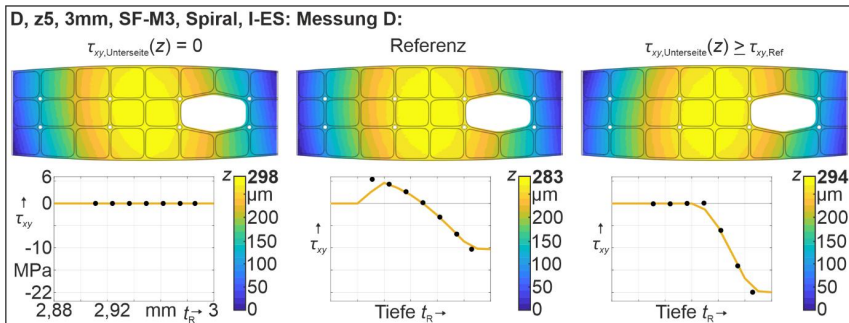


Abbildung 7-29: Verzug aufgrund unterschiedlicher Schubspannungen auf der Unterseite

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass mithilfe des FEM-Verzug-Modells sowohl die Verzugsform als auch das Verzugsniveau in Übereinstimmung mit den Messungen vorhergesagt wurden. Es wurde nachgewiesen, dass die auftretenden Abweichungen nicht auf eine fehlerhafte Modellierung, sondern maßgeblich auf experimentelle Unsicherheiten zurückzuführen sind. Es ist somit nicht das Ziel mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells den Verzug betragsmäßig exakt vorherzusagen. Dies ist aufgrund gezeigter Unsicherheiten nicht möglich. Es sollen vielmehr grundlegende Mechanismen des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs identifiziert und verstanden werden (siehe Kapitel 8.1), sodass dadurch Kompensationstechniken abgeleitet werden können (siehe Kapitel 8.2). Außerdem wird nachfolgend untersucht, inwieweit die Unsicherheiten durch weitere Simulationsmodelle eingegrenzt werden können.

## 7.2 Wärmeübertragungssimulation: Modellierung der initialen Eigenspannungen

### 7.2.1 Modellbeschreibung

Wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben ist das Abschrecken bei der Wärmebehandlung T74 für die hohen I-ES verantwortlich. Der Abschreckvorgang der Al7050 Brammen in Wasser von 475  $^{\circ}\text{C}$  auf 20  $^{\circ}\text{C}$  (für 500 s) wurde mithilfe eines transienten thermo-mechanischen FEM-Modells in ABAQUS simuliert, um die I-ES vorherzusagen. Das anschließende Zusägen der Werkstücke

wurde durch Elementlöschung erreicht. Bei der T7451 Bezeichnung wurde das abgeschreckte Material zusätzlich gereckt. Das Warmauslagern wurde vernachlässigt, da es keinen signifikanten Einfluss auf die I-ES hat [Koc06]. Es wurden Simulationen für alle drei Werkstückgruppen (A, B, C, siehe Kapitel 4.3) durchgeführt. Mithilfe des Modells A (C) wurde das Abschrecken, kontrollierte Recken und Zusägen der Bramme  $1245 \times 1245 \times 102 \text{ mm}^3$  ( $2500 \times 1250 \times 30 \text{ mm}^3$ ) auf Versuchswerkstücke A (C) modelliert (siehe Abbildung 7-30). Aufgrund mangelnder Angaben des Herstellers bzgl. des Reckverhältnisses, wurde das Recken in dem typischen Bereich von 1,5 % bis 3 % modelliert [Prim02]. Das Recken erfolgte in Walzrichtung durch Aufbringen einer einheitlichen Verschiebung der Knoten an beiden Rändern von je 9,34 mm (1,5 %) und 1,87 mm (3 %) der Bramme. Mithilfe des Modells B wurde das Abschrecken und Zusägen des bereits teilweise gesägten Blocks  $660 \times 206 \times 102 \text{ mm}^3$  auf Versuchswerkstück B (T74) simuliert. Allen drei Modellen wurden die temperaturabhängigen Materialdaten aus der Literatur zugeordnet (siehe Tabelle 11-4 bis Tabelle 11-7 im Anhang) [Jean85, Bamb86, Koc06]. Diese wurden zwar für Al7075 und nicht 7050 bestimmt. Dies ist jedoch eine valide Annahme, da sich die Aluminiumlegierungen 7050 und 7075 bzgl. ihrer Zusammensetzung kaum unterscheiden [Koc06]. Aufgrund vorliegender symmetrischer Gegebenheiten wurde jeweils nur 1/8 der Bramme bzw. Platte modelliert. Es wurden 58.280 (Modell A), 173.349 (Modell B) bzw. 39.975 (Modell C) Elemente des Typs C3D8RT verwendet. In Bereichen der zugesägten Werkstücke wurde eine feinere Netzaufösung im Vergleich zum Rest der Bramme bzw. Platte gewählt (siehe Abbildung 7-30). Die simulierten I-ES wurden mit den gemessenen (siehe Kapitel 7.2.2) verglichen. Darüber hinaus wurde untersucht, inwieweit sie die gemessenen I-ES als Eingabe der Verzug-Modellierung substituieren können.

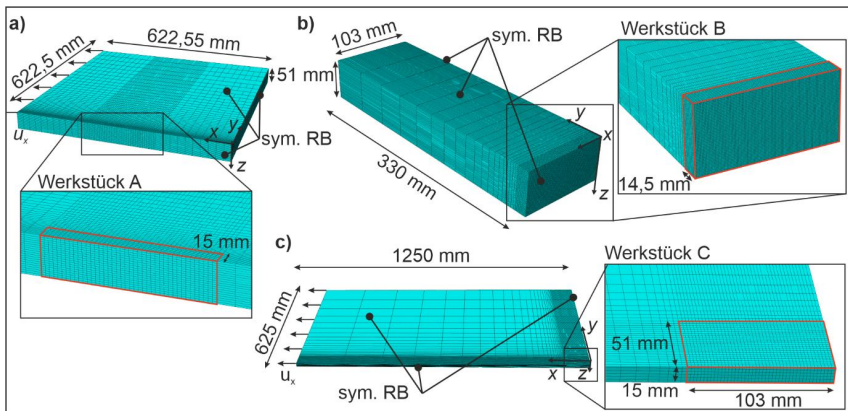


Abbildung 7-30: Modell Werkstück A (a), B (b) und C (c)

## 7.2.2 Validierung

### Modell Werkstück A

In Abbildung 7-31 ist der Vergleich der gemessenen und simulierten I-ES mit einem Streckverhältnis von 1,5 % und 3 % für Werkstückgruppe A dargestellt. Die typischen I-ES mit Zug-ES im Inneren und Druck-ES an den Rändern sowie der Betrag der I-ES wurden mithilfe der Simulation abgebildet. Dabei wurden für ein Streckverhältnis von 1,5 % (3 %) maximal 12,5

MPa (10,6 MPa) und minimal  $-13,7$  MPa ( $-10,4$  MPa) in  $x$ -Richtung vorhergesagt im Vergleich zu gemessenen  $13,1$  MPa bzw.  $-12,8$  MPa. In  $y$ -Richtung wurden maximale Zugspannungen von  $3,8$  MPa ( $2,8$  MPa) und minimale Druckspannungen von  $-10,4$  MPa ( $-9,0$  MPa) erreicht im Vergleich zu gemessenen  $1,2$  MPa bzw.  $-5,6$  MPa. Dabei zeigt die Simulation, bei welcher ein Streckverhältnis von  $1,5\%$  eingesetzt wurde, eine geringere Abweichung der I-ES zu den gemessenen Werten in  $x$ -Richtung, wohingegen mit einem Streckverhältnis von  $3\%$  geringere Abweichungen in  $y$ -Richtung erzielt werden. Das simulierte ES-Profil weist eher eine  $\cap$ -Form als eine M-Form auf, was auf eine in der Realität vorliegende variierende Festigkeit über die Materialdick zurückzuführen sein könnte [Prim02]. Diese wird im Simulationsmodell nicht berücksichtigt. Die Abweichungen der I-ES von Simulation und Messung in Bereichen der Ränder können auf die Effekte des Zusägens oder des Warmauslagerns zurückgeführt werden, welche im Simulationsmodell vernachlässigt wurden.

Die Berechnungsdauer betrug  $42$  h auf dem Hochleistungsrechner „Elwetritsch“ der RPTU Kaiserslautern (parallele Rechnung auf  $16$  CPUs).

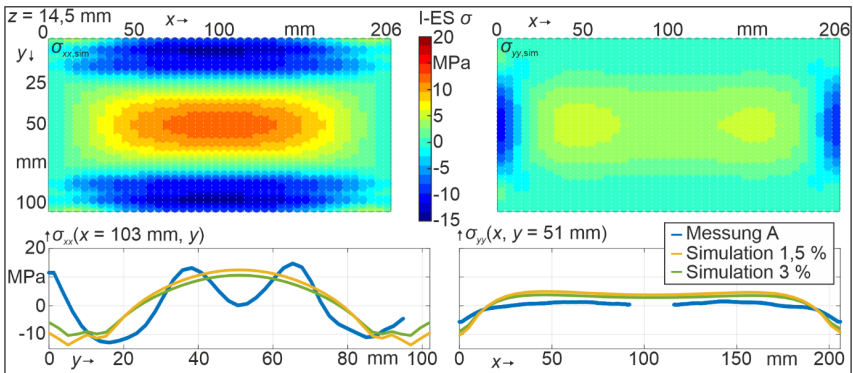


Abbildung 7-31: Gemessene nach [Chig22a, b] und simulierte I-ES des Werkstücks A

### Modell Werkstück B

In Abbildung 7-32 ist der Vergleich der gemessenen und simulierten I-ES für Werkstückgruppe B dargestellt. Auch hier wurde die Verteilung und der Betrag der I-ES qualitativ mithilfe der Simulation vorhergesagt. Das ES-Maximum bzw. -Minimum wurde überschätzt:  $141$  MPa (Simulation) vs.  $96$  MPa (Messung) und  $-179$  MPa (Simulation) vs.  $-163$  MPa (Messung) in  $x$ -Richtung bzw.  $59$  MPa (Simulation) vs.  $37$  MPa (Messung) und  $-170$  MPa (Simulation) vs.  $-113$  MPa (Messung) in  $y$ -Richtung. Die Abweichungen der I-ES von Simulation und Messung in Bereichen der Ränder können wieder auf die Effekte des Zusägens oder des Warmauslagerns zurückgeführt werden, welche im Simulationsmodell vernachlässigt wurden.

Die Berechnungsdauer betrug  $149$  h auf dem Hochleistungsrechner „Elwetritsch“ der RPTU Kaiserslautern (parallele Rechnung auf  $16$  CPUs).

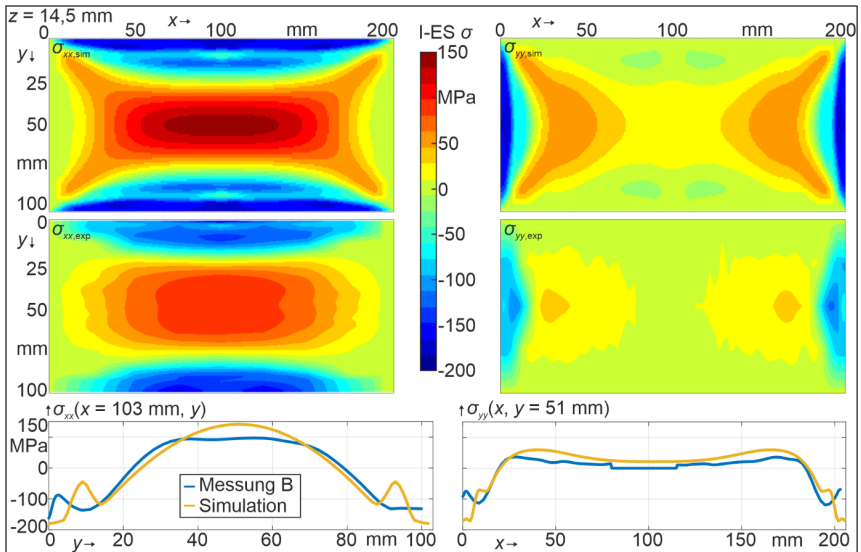


Abbildung 7-32: Gemessene nach [Chig22a, b] und simulierte I-ES des Werkstücks B

### Modell Werkstück C/D

In Abbildung 7-33 ist der Vergleich der gemessenen und simulierten I-ES mit einem Streckverhältnis von 1,5 % und 3 % für Werkstückgruppe C bzw. D dargestellt. Auch hier wurde die Verteilung und der Betrag der I-ES qualitativ mithilfe der Simulation vorhergesagt. Dabei wiesen die Ergebnisse der Simulation mit einem Streckverhältnis von 3 % eine gute Übereinstimmung mit der Messung D auf: Maximale Zug-ES von 9,1 MPa (Simulation) vs. 12,6 MPa (Messung) und minimal  $-9,8$  MPa (Simulation) vs.  $-11,4$  MPa (Messung) in x-Richtung bzw. 12,2 MPa (Simulation) vs. 8,9 MPa (Messung) und  $-17,8$  MPa (Simulation) vs.  $-11,1$  MPa (Messung) in y-Richtung. Abweichungen sind analog zu Werkstückgruppe A zu benennen.

Die Berechnungsdauer betrug 5 h auf dem Hochleistungsrechner „Elwetritsch“ der RPTU Kaiserslautern (parallele Rechnung auf 16 CPUs).

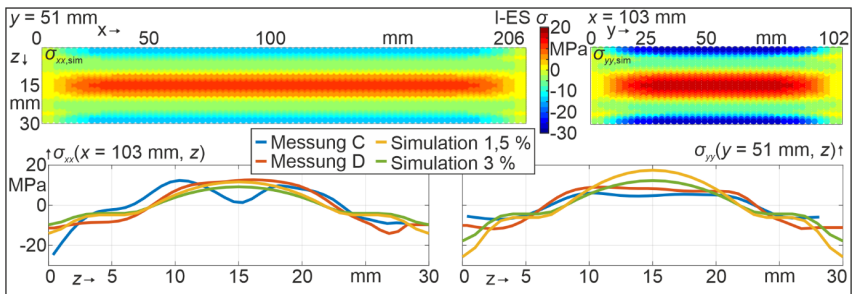


Abbildung 7-33: Gemessene und simulierte I-ES des Werkstücks C

### Auswirkungen auf den Verzug

In Abbildung 7-34 ist der Verzug aufgrund der gemessenen und simulierten I-ES der Taschen-geometrie mit einer Wandstärke von 3 mm ( $z_5$ ) für jede Werkstückgruppe dargestellt. Dabei wurden die P-ES vernachlässigt, um die Auswirkungen der Unterschiede der simulierten und gemessenen I-ES auf den Verzug zu analysieren. Nur bei Werkstückgruppe A stellte sich aufgrund der beschriebenen Abweichungen der I-ES eine unterschiedliche Verzugsform ein (U vs.  $\cap$ -Form, siehe Abbildung 7-34a). Für Werkstückgruppe B und C wurde die richtige Form vorhergesagt, was einen quantitativen Vergleich ermöglicht. Die mittlere Höhenabweichung  $\Delta z_{\text{mean},B}$  beträgt  $30 \pm 29 \mu\text{m}$  (5 % bezogen auf die maximale Verformung) mit  $z_{99} = 130 \mu\text{m}$  für die Werkstückgruppe B (siehe Abbildung 7-34b). Die max. Verformung wurde bei der Simulation mit vorhergesagten I-ES als Eingabe um 24 % überschätzt ( $z_{\text{max},B} = 706 \mu\text{m}$  vs.  $567 \mu\text{m}$ ), da die ES auch höher als die gemessenen waren. Die mittlere Höhenabweichung  $\Delta z_{\text{mean},C}$  beträgt  $5 \pm 4 \mu\text{m}$  (10 % bezogen auf  $z_{\text{max}}$ ) mit  $z_{99} = 15 \mu\text{m}$  für die Werkstückgruppe C (siehe Abbildung 7-34c). Wurden vorhergesagte I-ES als Modell-Eingabe benutzt, war das Biegemoment um die y-Achse größer als um die x-Achse, wohingegen bei der Eingabe von gemessenen I-ES die Biegemomente ausgeglichen waren. Die max. Verformung ist bei der Nutzung von vorhergesagten I-ES 35 % kleiner als bei der Nutzung von gemessenen I-ES als Simulationseingabe.

Abgesehen von den Werkstücken A, die vermutlich eine starke Variation der Festigkeit über die Breite aufwiesen, können die vorhergesagten I-ES als Eingabe des Verzug-Modells zur Abschätzung der Verzugsform und des Betrags genutzt werden. Jedoch können sie die Messdaten quantitativ nicht ersetzen. Eine Möglichkeit, das Simulationsmodell zu verbessern, besteht darin, die mögliche Variation der Festigkeit über die Materialdicke zu berücksichtigen.

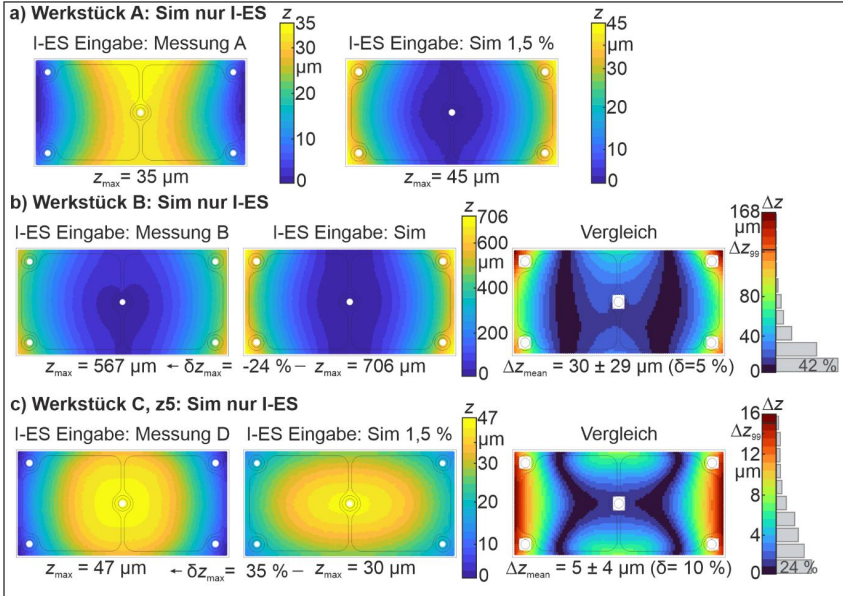


Abbildung 7-34: Simulierter Verzug aufgrund vorhergesagten und gemessenen I-ES

## 7.3 Zerspannsimulation: Modellierung der prozessinduzierten Eigenspannungen

### 7.3.1 Modellbeschreibung

Mittels expliziter, dynamischer, elastisch-plastischer, dreidimensionaler FEM-Zerspannungssimulationen wurde die Werkzeug-Werkstück-Interaktion in ABAQUS modelliert, um die P-ES vorherzusagen [Webe21c]. Es wurden zwei verschiedene Fräsprozesse, SF-M3 und WSP-M5 (siehe Tabelle 4-2), modelliert (siehe Abbildung 7-35). Als Eingangsdaten des Simulationsmodells dienten die Prozesseingangsgrößen Vorschubgeschwindigkeit  $v_f$  und Drehzahl  $n$ . Die vom Werkzeughersteller verfügbaren vereinfachten CAD-Daten der Werkzeuge und die mechanischen Werkstoffdaten aus der Literatur (siehe Tabelle 11-8 im Anhang) wurden verwendet. Die Werkzeuge selbst wurden als starre Körper angenommen, sodass Verschleiß vernachlässigt wurde. Diese Annahme ist zutreffend, da nur eine Umdrehung (SF-M3) bzw. zwei (WSP-M5) simuliert wurden und der E-Modul der Werkzeuge deutlich höher im Vergleich zum Aluminiumwerkstück ist, was zu einer geringen elastischen Durchbiegung im Vergleich zu der großen plastischen Verformung des Werkstücks führt. Um zudem Rechenzeit einzusparen wurde der Schaftfräser auf eine Länge von 5 mm gekürzt, die zwei gegenüberliegenden Wendeschneidplatten wurden ohne Halter modelliert, die Werkstücke wurden im Vergleich zum Experiment (siehe Kapitel 4) verkleinert ( $10 \times 8 \times 15 \text{ mm}^3$  bzw.  $50 \times 45 \times 20 \text{ mm}^3$ ) und mit einer runden Ausparung entsprechend des Werkzeugdurchmessers versehen. Um thermische und mechanische Effekte zu berücksichtigen, wurden für das Werkstück 1.705.935 (883.971) thermo-mechanische Elemente (C3D8RT Rechteckelemente bzw. C3D6T Dreieckselemente) gewählt. In der Schnittzone wurde ein feines Netz realisiert (siehe Abbildung 7-35), insbesondere im oberflächennahen Bereich, um das P-ES-Tiefenprofil genau aufzulösen. Das Werkstück wurde mithilfe von Randbedingungen (RB) fixiert, die alle Freiheitsgrade an den in Abbildung 7-35 markierten Flächen einschränken ( $u = 0$ ). Außerdem wurde die Verschiebung der Knoten der Bogenfläche in  $x$ - und  $y$ -Richtung eingeschränkt, da hier in der Realität Material vorzufinden ist. Der Schaftfräser (Wendeschneidplatte) bestand aus 29.217 (27.206) C3D4T Tetraederelementen mit einer globalen Elementgröße von 0,5 mm und einem feineren Netz in der Nähe der Schneidenecke (siehe Abbildung 7-35). Der Kontakt zwischen Werkstück und Werkzeug wurde durch eine allgemeine Kontaktwechselwirkung mit Coulomb-Reibung ( $\mu = 0,3$  [Jin12]) modelliert. Das elastisch-plastische Materialverhalten wurde temperaturabhängig mit Werten aus der Literatur [Koc06] modelliert (siehe Kapitel 7.2.1 bzw. Tabelle 11-4 bis Tabelle 11-7 im Anhang). Die Materialschädigung wurde durch das Johnson-Cook-Schadenseinleitungskriterium implementiert (siehe Kapitel 2.3.3). Die Schadensparameter wurden entsprechend der Literatur [Lesu99] bestimmt (siehe Tabelle 11-9 im Anhang). Eine lineare Entwicklung der Schadensvariable und ein Distanzkriterium für endgültiges Versagen wurden gewählt: Die effektive plastische Verschiebung am Versagenspunkt  $\bar{u}_f^{pl}$  wurde zu  $20 \mu\text{m}$  entsprechend der kleinsten Elementlänge bestimmt. Die I-ES wurden vernachlässigt. Die durch die Verformung des Materials mit hohen unelastischen Dehnungen entstehende Wärme wurde mittels eines volumetrischen Wärmestroms („inelastic heat fraction  $\beta^*$ “) modelliert. Entsprechend Literaturwerten wurde angenommen, dass 90 % der durch die Verformung verursachten Energie in thermische Energie umgewandelt wird [Liu00]. Weiterhin wurde definiert, dass die gesamte durch Reibung dissipierte Energie als Wärme freigesetzt wird. Neben der Simulation des Zerspanvorgangs

selbst, wurden zwei Entlastungsschritte (Abkühlvorgang und das Lösen der fixierten RB) am Ende durchgeführt, um zu gewährleisten, dass sich die ES im Gleichgewicht befinden.

Die P-ES, die aus der plastischen Verformung und den Temperaturgradienten während des Zerspanungsprozesses resultieren, wurden in der Randzone der bearbeiteten Oberfläche analysiert. Dazu wurden die Spannungen an den Knotenpunkten in einem Bereich, welcher der Größe des Messbereichs der BLM entspricht (siehe Kapitel 4.5.2), mittels eines entwickelten MATLAB-Skriptes extrahiert und für jede Elementtiefe über den Auswertungsbereich gemittelt. Außerdem wurde die Standardabweichung der ES über den ausgewerteten Bereich berechnet. Darüber hinaus wurden simulierte Kräfte und Temperaturen mit gemessenen Daten verglichen.

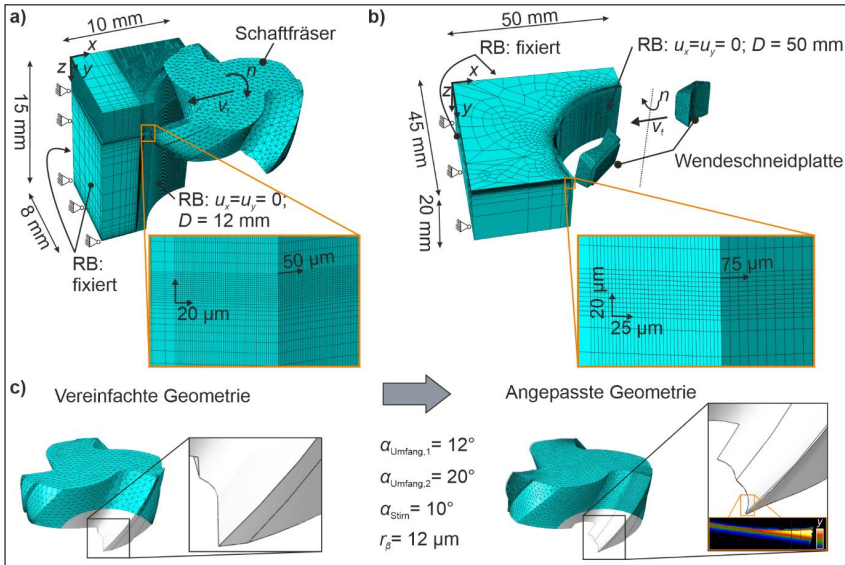


Abbildung 7-35: Zerspanmodell für SF-M3 (a) und WSP-M5 (b) nach [Webe23]

Außerdem wurde in einer weiteren Studie die Auswirkungen der Veränderungen der Schneidmikrogeometrie auf die P-ES untersucht. Dazu wurde die Mikrogeometrie des Schaftfräasers mittels digitaler Streifenprojektion (GFM MikroCAD) gemessen (Freiwinkel an der Haupt- und Nebenschneide sowie die Schneidkantenverrundung) und das CAD-Modell inkl. der Vernetzung entsprechend angepasst (siehe Abbildung 7-35c und vgl. Tabelle 5-1). Die Schneidkantenverrundung wurde zu  $r_\beta \approx 6$   $\mu$ m gemessen und im Modell mit softwareseitig minimal möglichen 12  $\mu$ m realisiert.

### 7.3.2 Validierung

In Abbildung 7-36 sind die simulierten und gemessenen Prozesskräfte für SF-M3 (a) und WSP-M5 (b) für je eine Umdrehung abgebildet. Die drei bzw. zwei Kraftausschläge je Kraftkomponente entsprechen dem Eingriff der drei Schneiden des Schaftfräasers bzw. den zwei Wendeschneidplatten des Messerkopfs. Die Kräfte  $F_y$  waren jeweils am größten, da die Schnittbewegung hauptsächlich in dieser Richtung erfolgte. Für SF-M3 (siehe Abbildung 7-36a) wurden die Prozesskräfte überschätzt, z. B. in y-Richtung um 250 N (588 N vs. 828 N). Der Verlauf der

Kräfte wurde in  $y$ - und  $z$ -Richtung korrekt vorhergesagt. In  $x$ -Richtung wurde teilweise ein entgegengesetztes Vorzeichen im Vergleich zur Messung festgestellt. Aufgrund der vereinfachten CAD-Geometrie in Form eines nicht vorhandenen Freiwinkels der Umfangsschneiden, überwog der Anteil des Drückens der Hauptfreifläche in Vorschubrichtung (negative  $x$ -Richtung) dem eigentlichen Schneidvorgang in positive  $x$ -Richtung. Abgesehen von dieser Beobachtung wurde eine gute Übereinstimmung von simulierten und gemessenen Prozesskräften erreicht. Die in einer Tiefe von  $100\ \mu\text{m}$  unterhalb der gefrästen Oberfläche gemessenen Temperaturen ( $\bar{T}_{\text{max}} = 32,2\ \text{°C}$ , siehe Kapitel 5.2.1) wurden ungefähr von der Simulation abgebildet ( $T_{\text{sim}} = 40,5\ \text{°C}$ ).

Für das Planfräsen mit Wendeschneidplatten wurden die Prozesskräfte deutlich unterschätzt, z. B. in  $y$ -Richtung um  $231\ \text{N}$  ( $89\ \text{N}$  vs.  $320\ \text{N}$ ). Auch hier spielen die Abweichungen der vereinfachten CAD-Werkzeuggeometrie von der Realgeometrie eine entscheidende Rolle. Zusätzlich wurde die Spanbildung aufgrund der Elementlöschung der sehr kleinen Elemente in der Schnittzone nicht realitätsnah abgebildet. Ein weiterer möglicher Grund ist die abweichende Werkstückgeometrie von der realen Geometrie, insbesondere durch den runden Ausschnitt. So wurde der Hinterschnitt (zweite nicht im Eingriff befindliche WSP bewegte sich auf der neu gefrästen Oberfläche) nicht im Simulationsmodell abgebildet.

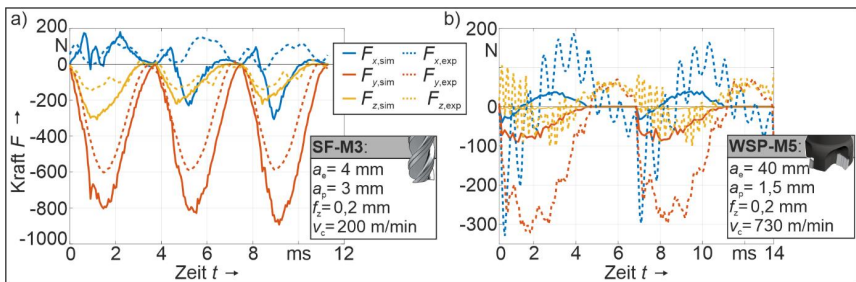


Abbildung 7-36: Vergleich simulierte und gemessene Kräfte für SF-M3 (a) und WSP-M5 (b)

In Abbildung 7-37 sind die gemessenen und simulierten P-ES Tiefenverläufe für SF-M3 und WSP-M5 dargestellt. Das fürs Fräsen charakteristische wurzelförmige ES-Tiefenprofil mit dem maximalen Druck-ES nahe der Oberfläche wurde mithilfe der Simulation erzielt. Auch das durch die Prozesskinematik bedingte Vorzeichen der induzierten Schubspannungen wurde jeweils korrekt vorhergesagt. Der Betrag der simulierten P-ES weicht signifikant von den gemessenen ab. Für SF-M3 wurden niedrigere Werte für die  $\sigma_{\text{Pmax}}$  und eine geringere Eindringtiefe vorhergesagt (siehe Abbildung 7-37a und vgl. Tabelle 5-1):  $\sigma_{\text{Pmax},x,\text{sim}} = -50 \pm 76\ \text{MPa}$  ( $\Delta\sigma_{\text{Pmax}} = 81\ \text{MPa}$  bzw.  $62\ \%$ ) bei  $t_{\text{Pmax},\text{sim}} = 50\ \mu\text{m}$  in  $x$ -Richtung;  $\sigma_{\text{Pmax},y,\text{sim}} = -180 \pm 124\ \text{MPa}$  ( $\Delta\sigma_{\text{Pmax}} = 43\ \text{MPa}$  bzw.  $-31\ \%$ ) bei  $t_{\text{Pmax},\text{sim}} = 30\ \mu\text{m}$  in  $y$ -Richtung;  $\tau_{\text{Pmax},\text{sim}} = -31 \pm 42\ \text{MPa}$  ( $\Delta\tau = 17\ \text{MPa}$  bzw.  $35\ \%$ ) bei  $t_{\text{Pmax},\text{sim}} = 30\ \mu\text{m}$ ; Eindringtiefe von  $t_{\sigma,\text{sim}} = 90 \pm 20\ \mu\text{m}$  (normal) und  $t_{\sigma,\text{sim}} = 70 \pm 20\ \mu\text{m}$  (Schub). Die sich unterscheidenden  $\sigma_{\text{Pmax}}$  für die  $x$ - und  $y$ -Richtung können auf die auftretenden Prozesskräfte zurückgeführt werden, welche ebenfalls Unterschiede in ihren Maximalbeträgen aufwiesen. Besonders auffällig sind die hohen Standardabweichungen der simulierten P-ES für geringe Tiefen ( $< 50\ \mu\text{m}$ ), welche auf eine inhomogene Verteilung der P-ES über den Spannungsquerschnitt hinweisen. Neben den bereits oben aufgeführten Gründen für die Abweichungen der Kräfte (diskontinuierliche Spanbildung, Elementverzerrung bzw. -löschung, Hinterschnitt, abweichende Mikrogeometrie), spielt bei den Abweichungen der ES

die Nähe des Auswertungsbereiches zum Rand eine Rolle (Randbedingungen). Die ES-Messungen wurden in einem ausreichend großen Abstand zum Rand durchgeführt, um ungewünschte Randeffekte (z. B. kein ebener ES-Zustand) auszuschließen (siehe Kapitel 2.3.2). Eine Simulation weiterer Umdrehungen ist aufgrund der hohen Rechenzeit nicht möglich. Außerdem wurden mögliche Auswirkungen konsekutiver Bearbeitungsdurchgänge in orthogonaler Vorschubrichtung auf die P-ES nicht von der Simulation erfasst. Zudem basierte die Modellierung des Materialverhaltens und der Reibung auf Literaturwerten.

Für das Planfräsen WSP-M5 traten trotz geringerer simulierter Prozesskräfte höhere Werte für  $\sigma_{Pmax}$  und eine höhere Eindringtiefe auf (siehe Abbildung 7-37b). Allerdings handelt es sich hierbei wie in Kapitel 5.2.2 erläutert um sehr geringe P-ES:  $\sigma_{Pmax,x,sim} = -37 \pm 29$  MPa ( $\Delta\sigma_{Pmax,sim} = 13$  MPa bzw.  $-54$  %) bei  $t_{Pmax,x,sim} = 20$   $\mu\text{m}$  in  $x$ -Richtung;  $\sigma_{Pmax,y,sim} = -62 \pm 21$  MPa ( $\Delta\sigma_{Pmax} = 38$  MPa bzw.  $-158$  %) bei  $t_{Pmax,y,sim} = 40$   $\mu\text{m}$  in  $y$ -Richtung;  $\tau_{Pmax,sim} = -31 \pm 42$  MPa ( $\Delta\tau_{Pmax} = 21$  MPa bzw.  $-110$  %) bei  $t_{Pmax,sim} = 80$   $\mu\text{m}$ ; Eindringtiefe von  $t_{\sigma,sim} = 60$   $\mu\text{m}$  ( $x$ -Richtung) bzw.  $t_{\sigma,sim} > 200$   $\mu\text{m}$  ( $y$ - und Schubrichtung).

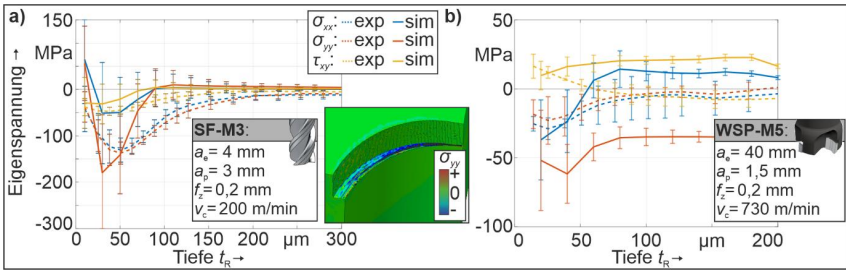


Abbildung 7-37: Vergleich der simulierten und gemessenen P-ES für SF-M3 (a) und WSP-M5 (b) nach [Webe23]

Die Berücksichtigung der gemessenen Mikrogeometrie führte unter anderem zu einer Verbesserung des ES-Tiefenprofil in  $x$ -Richtung (siehe Abbildung 7-38). Die Beträge und Tiefe der  $\sigma_{Pmax}$  in Normalenrichtung werden im Mittel sehr gut vorhergesagt:  $\sigma_{Pmax,sim} = -130 \pm 162$  MPa ( $\Delta\sigma_{Pmax} = 5$  MPa bzw.  $4$  %) in  $x$ -Richtung,  $\sigma_{Pmax,sim} = -139 \pm 155$  MPa ( $\Delta\sigma_{Pmax} = 2$  MPa bzw.  $1$  %) bei  $t_{Pmax,sim} = 50$   $\mu\text{m}$  für beide Richtungen;  $\tau_{Pmax,sim} = -32 \pm 25$  MPa ( $\Delta\tau_{Pmax} = 16$  MPa bzw.  $33$  %) bei  $t_{Pmax,sim} = 50$   $\mu\text{m}$ . Die Eindringtiefe wird leicht unterschätzt mit  $t_{\sigma,sim} = 130 \pm 20$   $\mu\text{m}$ . Die hohen Standardabweichungen bleiben unverändert.

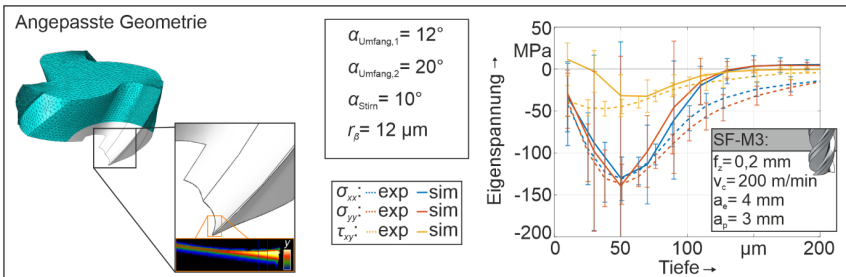


Abbildung 7-38: Vergleich simulierte und gemessene P-ES für angepasste Werkzeuggeometrie (SF-M3)

Obwohl die Simulationen auf dem Hochleistungsrechner "Elwetritsch" an der RPTU Kaiserslautern durchgeführt wurden, betrug die Rechenzeit 15 Tage (parallele Rechnung auf 32 CPUs). Eine Modellierung der Zerspanung mit kleineren Vorschüben pro Zahn als den analysierten  $f_z = 0,2$  mm würde kleinere Elemente im Schnittbereich erfordern, was die ohnehin schon hohe Simulationszeit weiterhin drastisch erhöhen würde. Zudem wäre eine erneute Validierung nötig. Darüber hinaus sind die Zerspanmodelle von der Existenz guter Material- und CAD-Modelle abhängig.

### Auswirkungen auf den Verzug

In Abbildung 7-39a ist der Verzug der Taschengeometrie mit einer Wandstärke von 3 mm in Zick-Strategie (SF-M3) gefräst aufgrund der gemessenen (I) und simulierten P-ES (II: vereinfachte CAD-Geometrie und III: angepasste CAD-Geometrie des Schafffräasers) dargestellt. In Abbildung 7-39b ist der Verzug aufgrund der gemessenen (I) und simulierten P-ES (II) auf der Bauteilunterseite (WSP-M5) dargestellt. Es wurden jeweils nur die simulierten P-ES in der für den entsprechenden Fall relevanten Randzone aufgebracht (keine I-ES und andere P-ES), um die Auswirkungen der Unterschiede der simulierten und gemessenen P-ES auf den Verzug zu analysieren. Bei der Verwendung der mithilfe des Zerspanmodells vorhergesagten P-ES (SF-M3) als Eingabe für das Verzug-Modell wurde die gleiche X-förmige Verzugsform wie bei der Nutzung der gemessenen P-ES als Eingabe erreicht. Die mittlere Höhenabweichung  $\Delta z_{\text{mean,I-II}}$  betrug  $14 \pm 12 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{max}} = 8 \%$ ). Bei der Verwendung der angepassten Werkzeugmikrogeometrie wurde eine leichte Verbesserung auf  $\Delta z_{\text{mean,I-III}} = 12 \pm 12 \mu\text{m}$  ( $\delta z_{\text{mean}} = 7 \%$ ) erzielt. Die größten Abweichungen sind im Bereich der Ecken zu finden, da für beide Fälle die max. Verformung deutlich unterschätzt wurde:  $\delta z_{\text{max,I-II}} = 74 \%$  bzw.  $\delta z_{\text{max,I-III}} = 66 \%$  (siehe Abbildung 7-39b). Dieses Verhalten ist auf die geringen vorhergesagten  $\sigma_{\text{Pmax}}$ , insbesondere  $\tau_{\text{Pmax}}$ , und die unterschätzte Eindringtiefe zurückzuführen. Im Gegensatz dazu wurde der vorhergesagte Verzug der WSP-M5 induzierten ES auf der Unterseite deutlich überschätzt, wenn mithilfe der Zerspansimulation vorhergesagte und überschätzte P-ES als Eingabe genutzt wurden (siehe Abbildung 7-39b).

Diese Ergebnisse der Verzug-Simulationen lassen nur den Schluss zu, dass eine Substitution der gemessenen P-ES durch Vorhersage der P-ES mittels vorgelagerter Zerspanmodellierung nicht sinnvoll ist. Sie können einzig zur groben Einschätzung der induzierten Verzugsform dienen. Stattdessen ist eine Nutzung von Mess- und Literaturdaten der P-ES, die in einer Datenbank gesammelt werden können, als Eingabe für das FEM-Verzug-Modell sinnvoller. Wie in dieser Arbeit gezeigt, können zukünftig die Messungen der P-ES ressourcenschonend an einfachen Proben (z. B. kleine Quader), welche mit den gleichen Schnittparametern wie das Bauteil selbst bearbeitet wurden, erfolgen. Eine Messung an den finalen komplexen Bauteilen selbst ist nicht nötig, sodass Ausschuss im Vorhinein vermieden werden kann (siehe Kapitel 8.2).

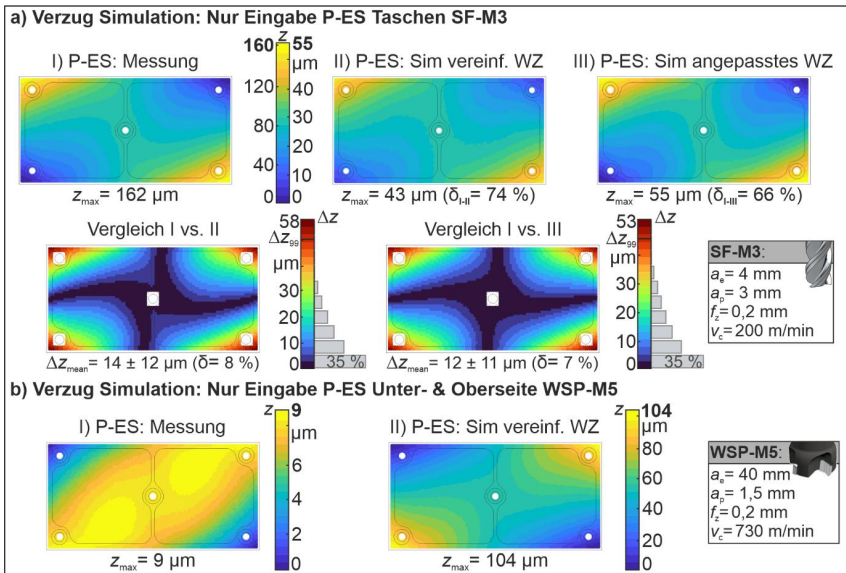


Abbildung 7-39: Simulierter Verzug aufgrund vorhergesagter und gemessener P-ES; beachte unterschiedliche Skalen

## 7.4 Fazit zur Simulationsmethodik

Mithilfe des statisch, linear-elastischen FEM-Verzug-Modells wurde bei Verwendung von gemessenen ES als Eingabe sowohl die Verzugsform als auch der -betrag unterschiedlicher Anwendungsfälle (Geometrien, I-ES-Orientierungen, Fräswegstrategien) in Übereinstimmung mit den Messergebnissen vorhergesagt. Dabei wurde die Verzugsform mit einer höheren Genauigkeit im Vergleich zur max. Verformung bestimmt. Bei der Wafer-Verformung (Taschengeometrie) wurden max. relative mittlere Abweichungen  $\delta z_{\text{mean}}$  von 10 % (7 %) zwischen Simulation und Experiment erzielt. Die max. Verformung wurde mit relativen Abweichungen  $\delta z_{\text{max}}$  bis 20 % (29 %) vorhergesagt. Bei der skalierten Flügelrippe wurden unter Berücksichtigung der PRE-Verformung mittlere Abweichungen  $\delta z_{\text{mean}}$  von 4 % (Zick-Strategie, I-ES: Literaturwerte nach [Prim02]) bzw. 3 % (Spiral Strategie, I-ES: Literaturwerte) und relative Abweichungen  $\delta z_{\text{max}}$  von -19 % (Zick-Strategie, I-ES: Literaturwerte) bzw. 2 % (Spiral Strategie, I-ES: Literaturwerte) erreicht. Die Abweichung aus vorhergesagter und gemessener max. Verformung ist nicht zwangsläufig auf die Modellierung zurückzuführen. Es wurden unterschiedliche Fehlerquellen identifiziert: In den Versuchen war bereits ein Verzug während des Planfräsens aufgrund der gewählten Einspannstrategie zu beobachten. Dieser führte zu Abweichungen des finalen Verzugs von dem berechneten. Mithilfe der Erweiterung des FEM-Verzug-Modells um die reale Einspannstrategie konnte der Fehler nachgewiesen werden. Außerdem führte bereits eine geringe Abweichung der  $z$ -Position des finalen Bauteils im Halbzug oder der Bodenstärke vom Soll-Wert zu Abweichungen des vorhergesagten und gemessenen Bauteilverzugs. Zudem beeinflussen Ungenauigkeiten in der P-ES Messung, insbesondere bei niedrigen P-ES nahe der Oberfläche (z. B. auf der Bauteilunterseite), den Betrag des Verzugs.

Eine geringfügige Variation des Betrags ( $\sim 5$  MPa) und des Tiefenverlaufs der I-ES der Werkstückgruppe C bzw. D hatte signifikante Auswirkungen auf die max. Verformung  $z_{\max}$  der Bauteile. Dagegen wurden kaum Auswirkungen auf die Verzugsform festgestellt.

Es wurde zudem gezeigt, dass zur Charakterisierung des Bauteilverzugs und zur Beurteilung der Güte des FEM-Verzug-Modells die gesamte verzogene Bauteilfläche untersucht werden muss. Punktuelle oder linienartige Darstellungen bzw. Vergleiche von Messung und Experiment, wie überwiegend in der Literatur vorkommend, sind unzureichend.

Mithilfe des Wärmeübertragungsmodells und des Zerspanmodells konnten die I-ES und P-ES qualitativ abgeschätzt werden. Eine Substitution der ES-Messdaten als Eingabe des Verzug-Modells ist hingegen nicht sinnvoll, da die Ergebnisse lediglich einen qualitativen Charakter bei gleichzeitig hohem Aufwand (Modellerstellung, Rechenzeit, Validierung) aufweisen. Stattdessen ist eine Nutzung von Mess- und Literaturdaten beider ES-Typen, welche beispielsweise in einer Datenbank gesammelt werden, als Eingabe für das FEM-Verzug-Modell sinnvoller. Wie in dieser Arbeit gezeigt, können zukünftig die Messungen der P-ES ressourcenschonend an einfachen Proben (z. B. kleine Quader), welche mit den gleichen Schnittparametern wie das Bauteil selbst bearbeitet wurden, erfolgen. Trotzdem ist zu beachten, dass durch das FEM-Verzug-Modell aufgrund genannter Unsicherheiten nicht der betragsmäßig exakte reale Bauteilverzug bestimmt werden kann. Stattdessen dient das Modell vielmehr dazu grundlegende Mechanismen des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs zu identifizieren und zu verstehen, so dass die verzugbestimmenden Faktoren und Kompensationstechniken abgeleitet werden können (siehe nachfolgendes Kapitel 8).

## 8 Simulationsgestützte Minimierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs

Die Grundlage der Ableitung von Kompensationstechniken bildet die Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells. Teile der Ergebnisse wurden bereits veröffentlicht [Webe22a, Webe22b].

### 8.1 Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren

#### 8.1.1 Prozessinduzierte Schubspannungen

Um den Einfluss der prozessinduzierten Schubspannungen bei einer Zick-Bearbeitungsstrategie quantitativ zu beurteilen, wurden Simulationen zur Vorhersage des Verzugs, die zum einen nur die prozessinduzierten Schubspannungen und zum anderen nur die prozessinduzierten Normalspannungen berücksichtigten, gegenübergestellt. In Abbildung 8-1 ist der simulierte Wafer-Verzug der beiden Fälle und der Referenz (Kombination bzw. Superposition beider Fälle) in gewohnter Draufsicht dargestellt. Es wird deutlich, dass die Schubspannungen für die globalen Maxima in den gegenüberliegenden Ecken, welche aufgrund des induzierten Torsionsmoment entstehen, verantwortlich sind. Die relative Abweichung der max. Verformung  $\delta_{z_{\max,\tau}}$  (bezogen auf die Referenz) beträgt lediglich 11 %. Werden dagegen nur Normalspannungen berücksichtigt stellen sich Maxima in allen vier Ecken aufgrund der ähnlich großen Biegemomente in  $x$ - und  $y$ -Richtung ein. Die Position des Minimums in der Mitte des Wafers stimmt mit der Referenz überein. Die relative Abweichung der max. Verformung  $\delta_{z_{\max,\sigma}}$  bezogen auf die Referenz beträgt hingegen 44 %.

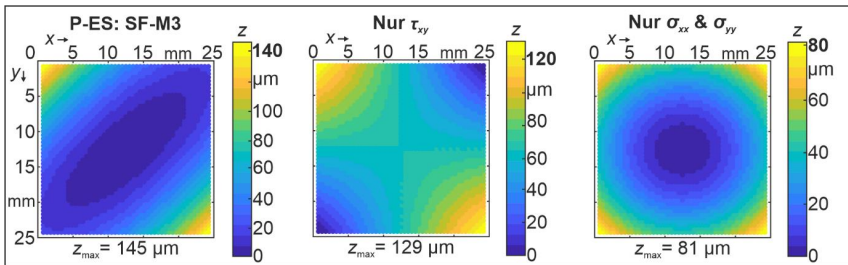


Abbildung 8-1: Simulation des Wafer-Verzugs für unterschiedliche P-ES Eingaben; beachte unterschiedliche Skalen

In Abbildung 8-2 ist der simulierte Verzug der Taschengeometrie (a) bzw. der skalierten Flügelrippe (b) für die oben beschriebenen drei Fälle dargestellt. Es ist zu erkennen, dass hier die Schubspannungen hauptverantwortlich für den Verzug, sowohl den Betrag als auch die Form, sind. Die Normalspannungen haben einen geringen Einfluss, da beide Bauteile in diesen Richtungen durch die Rippen bzw. Wände versteift sind.

Eine Vernachlässigung der Schubspannungen würde zu deutlichen Abweichungen der vorhergesagten Form und des Betrags des Bauteilverzugs im Vergleich zur Realität führen. Aufgezeigte Phänomene gelten nur für die betrachteten Zick-Bearbeitungsstrategien. Eine Änderung zur spiralen Bearbeitungsstrategie führt zu einem differenzierten Verhalten aufgrund des Ausgleichs der Torsionsmomente durch die Richtungsänderung (siehe Kapitel 8.1.2 und 8.2.2).

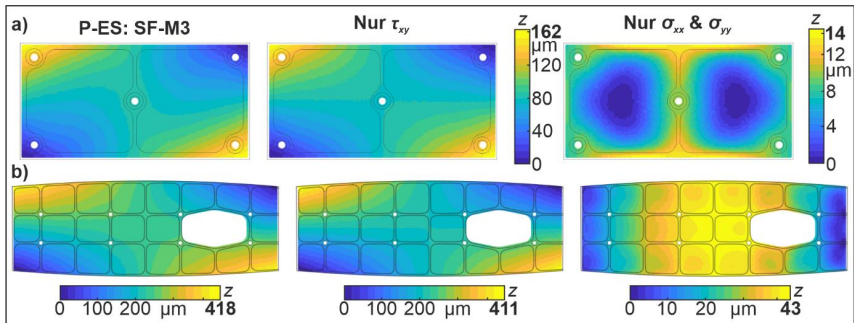


Abbildung 8-2: Simulation Taschengeometrie-Verzug (a) und skalierte Flügelrippe (b) für unterschiedliche P-ES Eingaben; beachte unterschiedliche Skalen

### 8.1.2 Prozessinduzierte vs. initiale Eigenspannungen

Um zu beurteilen, wie die unterschiedlichen ES-Typen (initiale und prozessinduzierte) zum Bauteilverzug beitragen, wurden folgende Simulationen für unterschiedliche P-ES, Bearbeitungsstrategien (Weg: Zick, Spiral; z-Position im Rohteil: z5, z1.5) und Wandstärken (3 mm, 7 mm) sowohl für die Taschengeometrie als auch für die skalierte Flügelrippe durchgeführt:

- 0) Referenz. Alle ES, einschließlich I-ES und P-ES in Taschenböden, Bauteilunter- und Oberseite und in Wänden (nur Taschengeometrie) wurden berücksichtigt – in Kapitel 7.1.3 an Messdaten validiert
- 1) Nur I-ES wurden berücksichtigt
- 2) Nur P-ES in Taschenböden wurden berücksichtigt
- 3) Nur P-ES auf Bauteilunterseite wurden berücksichtigt
- 4) Nur P-ES auf Bauteiloberseite wurden berücksichtigt
- 5) Nur P-ES in den Wänden wurden berücksichtigt (nur bei Taschengeometrie)

#### Taschengeometrie

In Abbildung 8-3 ist der simulierte Verzug aller oben genannten Fälle beispielhaft für die Taschengeometrie der Werkstückgruppe A mit einer Wandstärke von 3 mm in Zick-Frässtrategie bearbeitet dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich die Form des Verzugs nur unter Berücksichtigung der I-ES (1) von der Referenz (0) und damit der Messung unterscheidet. Statt der X-förmigen Verzugsform stellt sich ein U-förmiger Verzug ein. Zudem beträgt die max. Verformung  $z_{max,1}$  nur 35  $\mu\text{m}$ , was 22 % der Referenz  $z_{max,Ref}$  (156  $\mu\text{m}$ , siehe Abb. 8-3) entspricht. Werden im Gegensatz dazu nur die P-ES in den Taschenböden (2) berücksichtigt, entspricht sowohl die Form als auch der Betrag des Verzugs der Referenz. Die max. Verformung ist an gleichen Positionen zu finden. Sie beträgt  $z_{max,2} = 162 \mu\text{m}$  und übersteigt somit die Referenz leicht um 4 %. Abweichungen der Verzugsform sind lediglich in der Mitte der Geometrie vorzufinden. Die P-ES auf der Bauteilunterseite (3) induzieren trotz ihres geringen Betrags ein entgegengesetztes Biege- bzw. Torsionsmoment, da es sich bei den P-ES (WSP-M5) ebenfalls um Druck-ES bzw. negative Schubspannungen (beachte positives Vorzeichen der gemessenen

Schubspannung, aber nach Koordinatentransformation negativ, da auf Bauteilunterseite vorzufinden, (siehe Kapitel 7.1.1) handelt und diese auf der gegenüberliegenden relativ großen Fläche wirken ( $z_{\max,3} = 9 \mu\text{m}$ ). Auf der Oberseite haben sie jedoch aufgrund der geringen Fläche kaum Auswirkungen ( $z_{\max,4} = 1 \mu\text{m}$ ) (4). Die P-ES in den Wänden haben einen geringen Einfluss auf den Bauteilverzug der Unterseite ( $z_{\max,5} = 7 \mu\text{m}$ , 5 % von  $z_{\max,Ref}$ ) (5).

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass für die Taschengengeometrie mit geringen I-ES A mit einer Wandstärke von 3 mm, deren Taschen mit SF-M3 in Zick-Strategie gefräst wurden, die P-ES in den Taschenböden hauptverantwortlich für den Verzug sind, sowohl was die Form als auch den Betrag betrifft. Der Einfluss der I-ES an der max. Verformung beträgt 22 % (siehe Tabelle 8-1a).

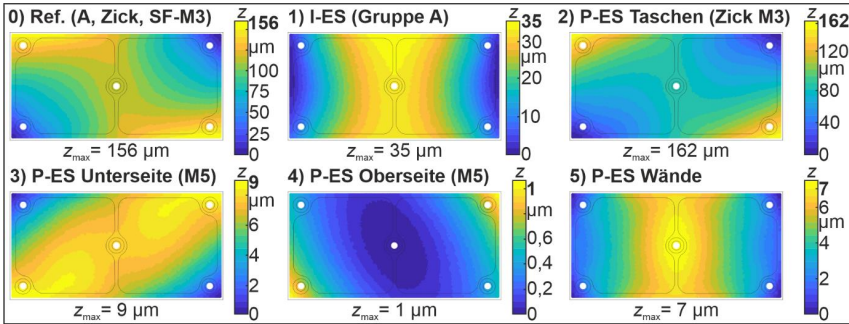


Abbildung 8-3: Simulierter Verzug der Taschengengeometrie aufgrund unterschiedlicher ES für Konfig. A 3 mm Zick SF-M3, beachte unterschiedliche Skalen

Werden die Taschen mit einem geringeren Vorschub pro Zahn (SF-M1 anstatt SF-M3) gefräst, erhöht sich der Anteil der I-ES an  $z_{\max}$  auf 50 % (siehe Tabelle 8-1b). Der Grund hierfür ist der reduzierte Gesamtverzug ( $z_{\max,Ref} = 70 \mu\text{m}$ ) im Vergleich zu SF-M3 aufgrund der betragsmäßig kleineren P-ES und deren reduzierte Eindringtiefe (siehe Kapitel 5.2).

Ähnliches Verhalten ist zu beobachten, wenn die Taschen spiralförmig (SF-M3) anstatt in Zick-Strategie bearbeitet werden. Der Anteil an  $z_{\max}$ , welcher auf die I-ES zurückzuführen ist, erhöht sich auf 73 %, da der Gesamtverzug ( $z_{\max,Ref} = 48 \mu\text{m}$ ) aufgrund des Ausgleichs der Torsionsmomente in den Taschen sinkt (siehe Tabelle 8-1c). Jetzt werden sowohl die Verzugsform als auch der Betrag hauptsächlich durch die I-ES dominiert (siehe Abbildung 8-4).

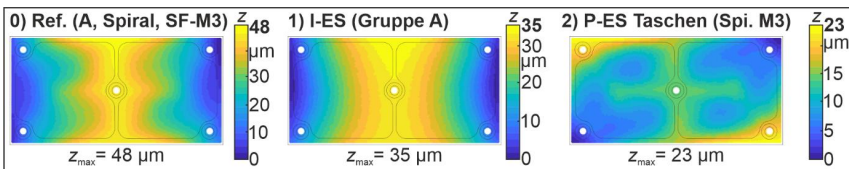


Abbildung 8-4: Simulierter Verzug der Taschengengeometrie aufgrund unterschiedlicher ES für Konfig. A, 3 mm, SF-M3, Spiral; beachte unterschiedliche Skalen

Durch die Änderung der Orientierung der I-ES (bei gleichbleibender SF-M3 Spiral-Bearbeitung) beträgt der Anteil, welcher auf die I-ES zurückzuführen ist, an der max. Verformung 87 % ( $z_5$ , I-ES: Literaturwerte nach [Prim02], siehe Tabelle 8-1d) bzw. 76 % ( $z_5$ , I-ES: D, siehe

Tabelle 8-1d). Eine Änderung der z-Position zu z1.5 führt zu keinen erheblichen Unterschieden (89 % bei Nutzung der Literaturwerte bzw. Messung D, siehe Tabelle 8-1e).

Besonders bei Werkstücken der Gruppe B mit hohen I-ES sind eben diese für den Bauteilverzug hauptverantwortlich. Für die 3 mm Taschengemetrie, in SF-M3 Zick-Strategie bearbeitet, beträgt der Anteil der I-ES an der max. Verformung bspw. 92 % (siehe Tabelle 8-1f).

Aufgrund der höheren Steifigkeit sinkt die max. Verformung bei Erhöhung der Wand- bzw. Bodenstärke von 3 auf 7 mm. Der Anteil der I-ES an der max. Verformung bleibt aber überraschenderweise auf einem ähnlichen Niveau (22 % bzw. 19 %, vgl. Tabelle 8-1a und g).

Tabelle 8-1: Anteil an der max. Verformung

| Konfiguration                                                            | Taschengemetrie                        |                                                      | Skalierte Flügelrippe                  |                                                      |
|--------------------------------------------------------------------------|----------------------------------------|------------------------------------------------------|----------------------------------------|------------------------------------------------------|
|                                                                          | $z_{max,Ref}$                          | $z_{max,I-ES}$<br>( $\delta z_{max,I-ES}$ )          | $z_{max,Ref}$                          | $z_{max,I-ES}$<br>( $\delta z_{max,I-ES}$ )          |
| a) A, 3 mm, SF-M3, Zick                                                  | 156 $\mu\text{m}$                      | 35 $\mu\text{m}$ (22 %)                              | 576 $\mu\text{m}$                      | 347 $\mu\text{m}$ (60 %)                             |
| b) A, 3 mm, SF-M1, Zick                                                  | 70 $\mu\text{m}$                       | 35 $\mu\text{m}$ (50 %)                              | 421 $\mu\text{m}$                      | 347 $\mu\text{m}$ (82 %)                             |
| c) A, 3 mm, SF-M3, Spiral                                                | 48 $\mu\text{m}$                       | 35 $\mu\text{m}$ (73 %)                              | 388 $\mu\text{m}$                      | 347 $\mu\text{m}$ (89 %)                             |
| d) C, z5, 3 mm, SF-M3, Spiral<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung D   | 98 $\mu\text{m}$<br>62 $\mu\text{m}$   | 85 $\mu\text{m}$ (87 %)<br>47 $\mu\text{m}$ (76 %)   | 493 $\mu\text{m}$<br>289 $\mu\text{m}$ | 451 $\mu\text{m}$ (92 %)<br>232 $\mu\text{m}$ (80 %) |
| e) C, z1.5, 3 mm, SF-M3, Spiral<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung D | 115 $\mu\text{m}$<br>113 $\mu\text{m}$ | 102 $\mu\text{m}$ (89 %)<br>101 $\mu\text{m}$ (89 %) | 587 $\mu\text{m}$<br>554 $\mu\text{m}$ | 543 $\mu\text{m}$ (93 %)<br>511 $\mu\text{m}$ (92 %) |
| f) B, 3 mm, SF-M3, Zick                                                  | 615 $\mu\text{m}$                      | 567 $\mu\text{m}$ (92 %)                             | 1226 $\mu\text{m}$                     | 1036 $\mu\text{m}$ (85 %)                            |
| g) A, 7 mm, SF-M3, Zick                                                  | 43 $\mu\text{m}$                       | 8 $\mu\text{m}$ (19 %)                               | 328 $\mu\text{m}$                      | 310 $\mu\text{m}$ (95 %)                             |

### Skalierte Flügelrippe

In Abbildung 8-5 ist der simulierte Verzug aller oben genannter Fälle beispielhaft für die skalierte Flügelrippe mit einer Wandstärke von 3 mm in Zick-Frässtrategie bearbeitet, I-ES der Werkstückgruppe A, dargestellt. Es ist zu erkennen, dass beide ES-Typen, I-ES (1) und P-ES (2), in ähnlichen Anteilen zum Betrag ( $z_{max,1} = 347 \mu\text{m}$ ,  $z_{max,2} = 418 \mu\text{m}$ ,  $z_{max,Ref} = 576 \mu\text{m}$ ) und der Form des Verzugs beitragen. Im Vergleich zur Taschengemetrie steigt der Einfluss der I-ES am Gesamtverzug deutlich von 22 % auf 60 % (siehe Tabelle 8-1a). Dies verdeutlicht, dass der Anteil des jeweiligen ES-Typs am Verzug nicht nur von der Bearbeitungsstrategie, sondern insbesondere auch von der Bauteilgeometrie selbst abhängt. Analog zur Taschengemetrie induzieren die P-ES auf der Bauteilunterseite ein entgegengesetzten Biege- und Torsionsmoment mit  $z_{max,3} = 33 \mu\text{m}$ , (6 % von  $z_{max,Ref}$ ) und die P-ES auf der Oberfläche haben kaum einen Einfluss auf den Betrag des Verzugs ( $z_{max,4} = 6 \mu\text{m}$ , 1 % von  $z_{max,Ref}$ ).

Folgende für die Taschengemetrie beschriebene Trends, lassen sich auch auf die skalierte Taschengemetrie übertragen: Bei einem Wechsel der Fräsparameter von SF-M3 auf SF-M1 (siehe Tabelle 8-1b), bei einer Änderung der Bearbeitungsstrategie von Zick zu Spiral (siehe Tabelle 8-1c) und bei Werkstücken der Gruppe B (siehe Tabelle 8-1f) steigt der Einfluss der I-ES am Gesamtverzug im Vergleich zum Referenzfall (siehe Tabelle 8-1a) signifikant.

Eine Änderung der Orientierung der I-ES von Werkstückgruppe A zu Werkstückgruppe C hat abhängig von der Position des finalen Bauteils im Halbzeug Auswirkungen auf die max. Verformung, jedoch kaum Auswirkungen auf den Anteil der I-ES am Gesamtverzug (siehe Tabelle

8-1d bzw. e und vgl. a). In Kapitel 8.2.2 wird die optimale Positionierung bzw. Ausrichtung des finalen Bauteils im Halbzeug analysiert.

Analog zur Taschengeometrie hat eine Erhöhung der Wandstärke eine Reduktion des Verzugs zur Folge. Im Gegensatz zur Taschengeometrie steigt jedoch der Anteil der I-ES am Gesamtverzug erheblich von 59 % auf 95 % (siehe Tabelle 8-1g).

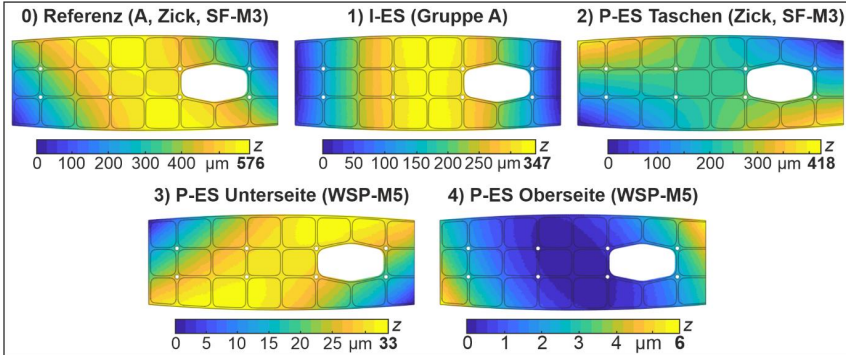


Abbildung 8-5: Simulierter Verzug aufgrund unterschiedlicher ES für Konfiguration A 3 mm Zick SF-M3; beachte unterschiedliche Skalen

### 8.1.3 Fazit zur Identifikation der verzugbestimmenden Faktoren

Mithilfe des FEM-Verzug-Modells konnte nachgewiesen werden, dass eine universelle Aussage nicht sinnvoll bzw. möglich ist, welcher ES-Typ (I-ES oder P-ES) bei einer bestimmten Wandstärke den Verzug der Aluminium-Strukturbauteile dominiert. Dies muss für jeden Fall individuell betrachtet werden, da der Bauteilverzug neben der Bauteilgeometrie und den ES selbst (Betrag und Eindringtiefe) von der Bearbeitungsstrategie, z. B. dem Bearbeitungsweg oder der Positionierung des finalen Bauteils im Halbzeug, abhängt. Allerdings lassen sich bauteilübergreifend gewisse Trends erkennen.

Im speziellen Fall der bearbeiteten Taschengeometrie lässt sich festhalten, dass die P-ES in den Taschenböden, insbesondere die Schubspannungen, den Verzug bei der Zick-Strategie dominieren. Im Gegensatz dazu sind die I-ES bei einer spiralförmigen Bearbeitungsstrategie für den Verzug hauptverantwortlich, da sich die prozessinduzierten Schubspannungen in den Taschenböden fast vollständig ausgleichen. Dennoch ist bei beiden Strategien die Überlagerung von I-ES und P-ES ersichtlich. Außerdem müssen die P-ES auf der Bauteilunterseite berücksichtigt werden, da sie auf einer großen Fläche wirken. Eine geeignete Auslegung der Bearbeitungsstrategie bietet somit Potential den Verzug zu minimieren. Bei der skalierten Flügelrippe sind ähnliche Phänomene zu beobachten, jedoch ist der Einfluss der I-ES im Vergleich zur Taschengeometrie größer einzustufen.

## 8.2 Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs

Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs können in erfahrungsbasierte („Trail-and-Error“-Prinzip) und simulationsgestützte unterteilt werden. Die abgeleiteten simulationsgestützten Kompensationstechniken zur Minimierung des Bauteilverzugs unterteilen

sich in die Auswahl einer geeigneten Einspannstrategie, die Optimierung der Bearbeitungsstrategie (Auswahl ortsabhängiger Schnittparameter, des Bearbeitungswegs und der Positionierung im Halbzeug), die Topologieoptimierung und das inverse Freiformfräsen.

### 8.2.1 Auswahl der Einspannstrategie

Mithilfe des FEM-Verzug-Modells und der Erweiterung um die reale Einspannung kann bei bekannten I-ES abgeschätzt werden, ob die gewählte Spannstrategie ausreichend, im Sinne einer vollständigen Unterdrückung des Verzugs während der Zerspanung, ist. Beispielhaft wurden vier unterschiedliche Einspannstrategien untersucht. Dabei orientiert sich die Auswahl der untersuchten Einspannungen am Design der Flügelrippe (Position der Bohrungen im Bereich der Rippen und Position der Seitenspanner im Bereich der Nuten der T-Nutenplatte). In Abbildung 8-6 ist der simulierte Verzug nach dem Planfräsen (nach Schritt 1) der Unterseite der skalierten Flügelrippe für unterschiedliche Einspannungen dargestellt. Aufgrund des vorliegenden initialen ES-Zustands strebt das Bauteil nach einem Materialabtrag von 5 mm an der Unterseite eine Durchbiegung um die  $y'$ -Achse mit einer max. Verformung von  $z_{max} = 194 \mu\text{m}$  an (siehe Abbildung 8-6a). Eine Einspannung nur mit Nutenseitenspannern reduziert zwar die max. Verformung ( $z_{max} = 107 \mu\text{m}$ ), reicht aber allein nicht zur vollständigen Unterdrückung des Verzugs während der Zerspanung aus (siehe Abbildung 8-6b). Mithilfe des zusätzlichen Einsatzes von acht M6 Schrauben kann  $z_{max}$  auf  $42 \mu\text{m}$  reduziert werden (siehe Abbildung 8-6c). Durch Einbringen von insgesamt 26 statt acht M6 Schrauben (speziell vier im Bereich der Ränder) kann die max. Verformung während des PlanfräSENS auf  $z_{max} = 9 \mu\text{m}$  reduziert werden (siehe Abbildung 8-6d).

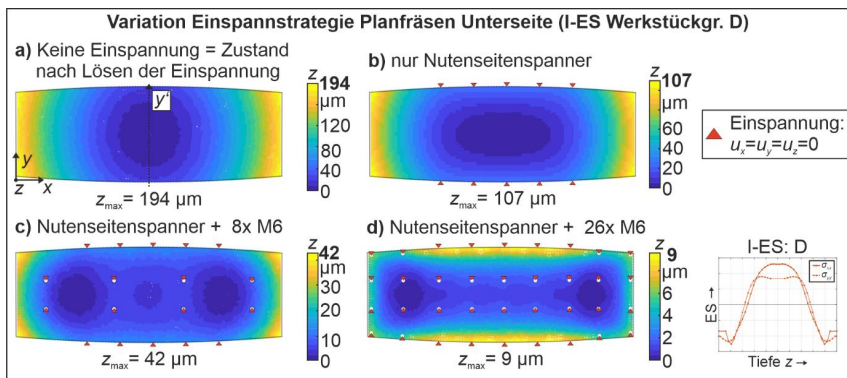


Abbildung 8-6: Simulation unterschiedlicher Einspannungen für das Planfräsen der Unterseite; beachte unterschiedliche Skalen

Zur Validierung wurde eine skalierte Flügelrippe mit der optimierten Einspannstrategie (Nutenseitenspanner und 26x M6 Schrauben) gefertigt. In Abbildung 8-7 ist der gemessene Verzug nach dem Taschenfräsen dargestellt. Die max. Verformung liegt bei  $z_{max} = 405 \mu\text{m}$  und ist somit um 42 % im Vergleich zur Einspannung nur mit Nutenseitenspannern ( $z_{max} = 693 \mu\text{m}$ ) reduziert (siehe Anhang Tabelle 11-10). Dies zeigt, dass eine gute Einspannstrategie für jeden Fertigungsschritt Grundvoraussetzung für einen geringen Verzug ist.

Diese Beobachtungen sind unabhängig von der Bauteilgeometrie. Für die Taschengeometrie der Werkstückgruppe C der Konfiguration z5 (z1.5), in Spiral-Strategie SF-M3 bearbeitet,

konnte durch die Änderung der Einspannstrategie während des Planfräsens (Hinzufügen von 5x M8 Schrauben) die max. Verformung von  $z_{\max} = 108 \mu\text{m}$  (146  $\mu\text{m}$ ) um 44 % (17 %) auf  $z_{\max} = 61 \mu\text{m}$  (121  $\mu\text{m}$ ) reduziert werden (siehe Anhang Tabelle 11-11).

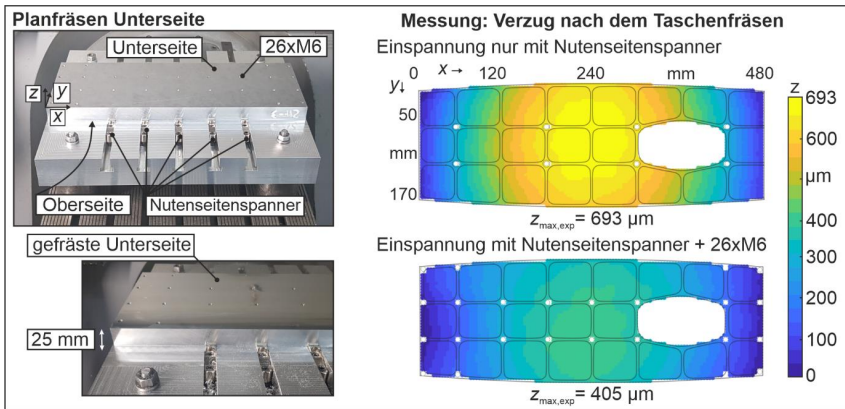


Abbildung 8-7: Verzug nach dem Taschenfräsen aufgrund unterschiedlicher Einspannungen

### 8.2.2 Optimierung der Bearbeitungsstrategie

Die Optimierung der Bearbeitungsstrategie kann durch eine geeignete ortsabhängige Auswahl der Schnittparameter und damit der Beeinflussung der P-ES und induzierten Biegemomente, der Auswahl eines geeigneten Bearbeitungswegs und/ oder einer geeigneten Positionierung des finalen Bauteils im Halbzeug erfolgen.

#### Auswahl der ortsabhängigen Schnittparameter

Im Allgemeinen führt wie bereits in Kapitel 6, 7.1.3 und 8.1 aufgezeigt eine Reduktion der P-ES und deren Eindringtiefe zu einer Minimierung des Bauteilverzugs aufgrund reduzierter Biegemomente. Dies ist vor allem durch eine Reduktion des Vorschubs pro Zahn und der damit einhergehenden Reduktion der mechanischen Belastung aufgrund geringerer Spannungsdicken und Zeitspannvolumina möglich (siehe Kapitel 5.2.2). Eine Änderung der Schnittparameter beim Taschenfräsen von SF-M3 ( $f_z = 0,2 \text{ mm}$ ) zu SF-M1 ( $f_z = 0,04 \text{ mm}$ ) führte zu einer Reduktion der max. Verformung  $z_{\max}$  der Wafer von 50 %, der Taschengeometrie (3 mm, Gruppe A) von 55 % (Zick) und 10 % (Spiral) bzw. der skalierten Flügelrippe (3 mm, Gruppe A) von 24 % (Zick) und 1 % (Spiral – auf die Auswirkungen des Fräsweges wird nachfolgend detailliert eingegangen). Jedoch müssen in der Industrie möglichst kurze Produktions- bzw. Taktzeiten eingehalten werden, wodurch eine Anpassung der Schnittparameter besonders herausfordernd ist. Üblicherweise werden zweistufige Prozesse, bestehend aus Schruppen (hohes Zeitspannvolumen) und Schlichten (geringer Vorschub und Zustellung) eingesetzt. So kann bspw. der Schlichtprozess so ausgelegt werden, dass die Schnitttiefe  $a_p$  die Eindringtiefe der P-ES aus dem Schruppprozess überschreitet. Es wurde ein möglicher Schruppprozess für den Schaftfräser SF-M<sub>Schr</sub> mit einem hohen Zeitspannvolumen ( $Q_w = 993 \text{ cm}^3/\text{min}$ ;  $f_z = 0,2 \text{ mm}$ ;  $v_c = 650 \text{ m/min}$ ;  $a_p = 16 \text{ mm}$ ;  $a_e = 6 \text{ mm}$ , Gleichlauf) untersucht. Die P-ES sind in Abbildung 8-8a abgebildet (BLM mit ESPI). Die Eindringtiefe  $t_\sigma$  der P-ES und somit die minimale Zustellung des Schlichtprozess betrug  $223 \mu\text{m}$ . Es traten aufgrund der hohen mechanischen Belastung (siehe Abbildung 8-8b) hohe Druck-ES mit  $\bar{\sigma}_{\text{Pmax,x}} = -244 \pm 22 \text{ MPa}$  auf.

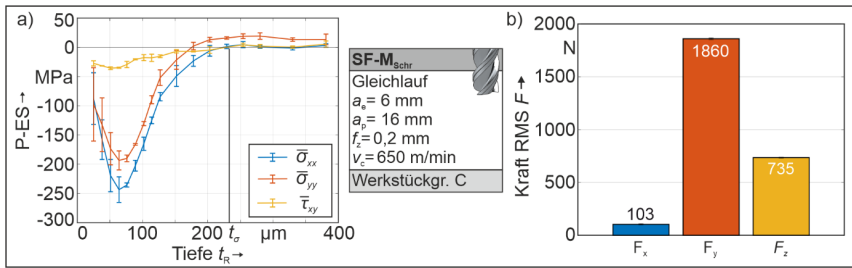


Abbildung 8-8: P-ES SF-M<sub>Schr</sub> mit ESPI-Methode gemessen

Nachteil dieser Methode ist der Verlust der positiven Bauteileigenschaften aufgrund hoher Druck-ES in der Randzone, wie z. B. der Steigerung des Ermüdungsverhaltens und die Beständigkeit gegen die Entstehung und Fortpflanzung von Rissen und gegen Spannungsrissskorrosion.

Eine weitere Möglichkeit den Bauteilverzug zu minimieren, bietet wie in Kapitel 8.1 aufgezeigt das Einbringen gegensätzlicher Biege- und Torsionsmomente in den Taschen und der Bauteilunterseite. So konnte mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells gezeigt werden, dass sich der Verzug durch Fräsen der Unterseite mit den gleichen Schnittparametern wie den Taschen, SF-M3 anstatt WSP-M5, um 39 % reduzierte. In Abbildung 8-9 ist der simulierte Verzug aufgrund der beschriebenen Frässtrategie und die Referenz dargestellt. Um ein sich ausgleichendes Torsionsmoment zu erzielen, musste der linienartige Fräsweg auf der den Taschenböden gegenüberliegenden Unterseite um 90° rotiert werden. Ein Nachteil dieser Methode ist, dass aufgrund des geringeren Zeitspannvolumens bei der Bearbeitung der Rückseite die Bearbeitungszeit um den Faktor 8 steigt.

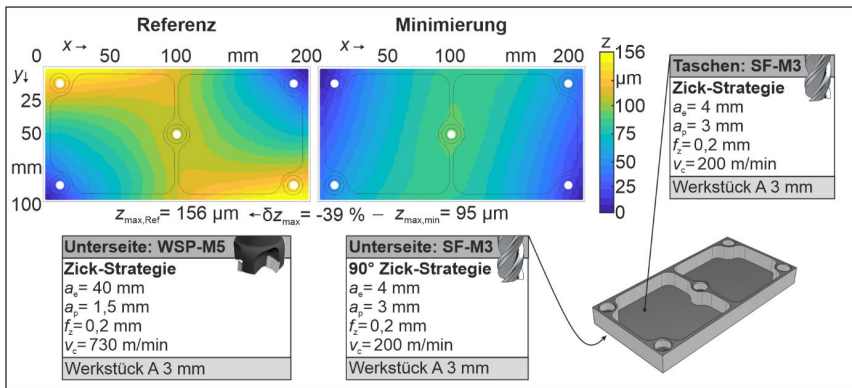


Abbildung 8-9: Minimierung des Verzugs durch gegensätzliche Biegemomente

### Auswahl des Bearbeitungswegs

Wie bereits in Kapitel 6, 7.1.3 und 8.1 aufgezeigt führt die Änderung der Fräswegstrategie in den Taschen von Zick zu Spiral zu einer Reduktion des Bauteilverzugs aufgrund des Ausgleichs der induzierten Torsionsmomente. Diese wird hier simulativ am Beispiel der Taschegeometrie für die unterschiedlichen Wandstärken 2 mm, 3 mm und 7 mm quantifiziert. Mit abnehmender

Wandstärke nimmt der Bauteilverzug aufgrund der abnehmenden Bauteilestifigkeit zu. Unabhängig von der Wandstärke konnte durch die Änderung des Fräsweges von Zick zu Spiral eine Reduktion der max. Verformung  $z_{\max}$  um ca. 70 % erzielt werden (siehe Abbildung 8-10). Auch die Position der maximalen Durchbiegung weg von den Ecken hin zur Mitte ist unabhängig von der Wandstärke. Der Bauteilverzug hängt bei der spiralen Bearbeitung hauptsächlich von den I-ES ab. Während die I-ES bei der Zick-Bearbeitung für 5 / 22 / 19 % (2 / 3 / 7 mm Wandstärke) der max. Verformung  $z_{\max}$  verantwortlich sind, erhöht sich der Anteil zu 50 / 73 / 62 % bei der Spiral-Bearbeitung. Die Bearbeitungszeit der beiden Strategien unterscheidet sich nicht.

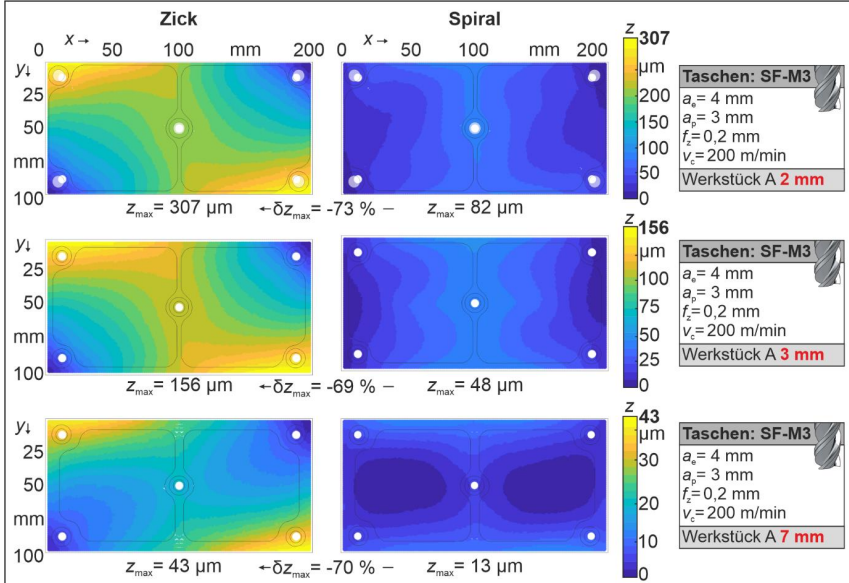


Abbildung 8-10: Minimierung des Verzugs durch Änderung des Fräsweges für unterschiedliche Wandstärken für Taschegeometrie

Auch bei der skalierten Flügelrippe ist eine Minimierung des Verzugs durch Änderung des Fräsweges in den Taschen von einer Zick- zur Spiral-Strategie zu beobachten (siehe Abbildung 8-11). Im Gegensatz zur Taschegeometrie ist diese allerdings von der Wandstärke abhängig. Während bei einer Wandstärke von 3 mm eine Reduktion von 41 % erreicht wurde, tritt bei einer Wandstärke von 7 mm lediglich eine Reduzierung der max. Verformung  $z_{\max}$  von 14 % auf. Dies liegt daran, dass die P-ES einen geringeren Anteil am Verzug für eine Wandstärke von 7 mm im Vergleich zu 3 mm aufweisen (siehe Kapitel 8.1.2).

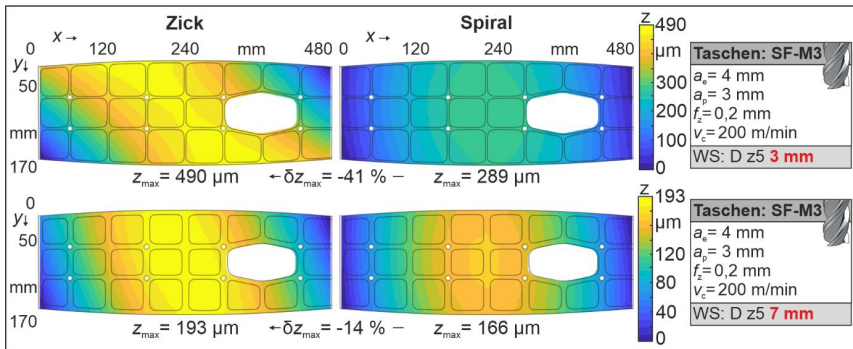


Abbildung 8-11: Minimierung des Verzugs durch Änderung des Fräsweges für unterschiedliche Wandstärken für die skalierte Flügelrippe

Das Aufheben der Torsionsmomente lässt sich ebenso durch lineare Fräsbahnen, die um 90° zueinander gedreht sind, erreichen (siehe Abbildung 8-12). Die max. Verformung  $z_{max}$  kann so bspw. für die Taschegeometrie um 71 % reduziert werden. Dies entspricht dem Minimierungspotential der Spiral-Strategie (69 %).

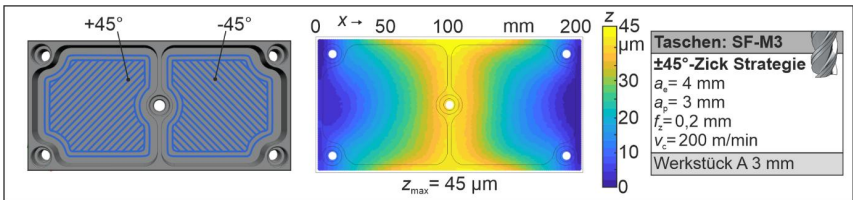


Abbildung 8-12: Minimierung des Verzugs durch Änderung des Fräsweges zu  $\pm 45^\circ$

Auch eine Änderung der Fräskinetik von Gleichlauf zu Gegenlauf führt zu entgegengesetzten Vorzeichen der Schubspannungen und damit zu entgegengesetzten Torsionsmomenten. Die ES-Messungen (BLM mit ESPI) für unterschiedliche Schnittparameter sind in Abbildung 8-13 dargestellt. Wie in Kapitel 5.2 beschrieben, gilt auch beim Gegenlauffräsen, dass mit zunehmendem Vorschub höhere und tiefere P-ES erzielt werden. So könnten bspw. lineare Fräsbahnen abwechselnd in Gleich- und Gegenlauf (Zick-Zack-Strategie) gefräst werden, um die Torsionsmomente annähernd auszugleichen.

Da der Verzug nach Ausgleich der prozessinduzierten Torsionsmomente hauptsächlich von den I-ES abhängt, gilt es weitere Kompensationstechniken in Bezug auf die I-ES abzuleiten.

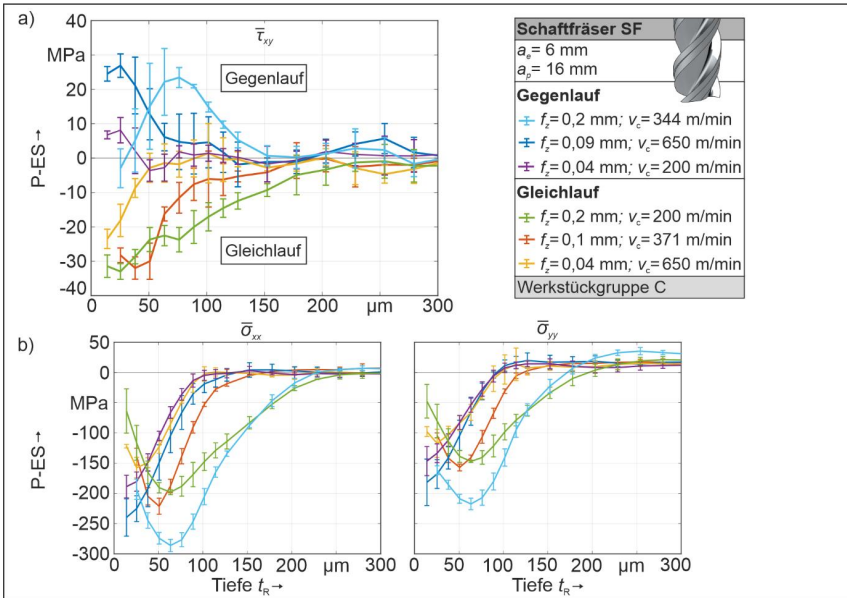


Abbildung 8-13: Schub-ES (a) und Normal-ES (b) für verschiedene Schnittparameter: Gleich- vs. Gegenlauf

### Auswahl der Positionierung im Halbzeug

Wie in Kapitel 6.2 und 7.1.3 aufgezeigt hat die Orientierung der I-ES im Bauteil und die Positionierung des finalen Bauteils im Rohteil einen Einfluss auf den Bauteilverzug. Mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells kann das Potential zur Verzugsminimierung quantifiziert werden. In Abbildung 8-14, ergänzt von Tabelle 8-2, ist der Verzug der 3 mm Tascheometrie aufgrund unterschiedlicher Orientierungen (A vs. C) bzw. Positionierungen ( $C_{z0}$  bis  $C_{z10}$  in 1 mm Abständen) sowohl für die Zick- (Abbildung 8-14a) als auch für die Spiral-Bearbeitung (Abbildung 8-14b) dargestellt. Dabei kamen die I-ES der Messung A und D (siehe Kapitel 5.1 bzw. 7.1.3) zum Einsatz. Die Variable bzw. der Index  $z_U$  ( $C_{zU}$ ) beschreibt dabei den Abstand der Unterseite der Tascheometrie vom Boden des Halbzeugs.

Die Änderung der Orientierung der I-ES von Werkstoffgruppe  $C_{z5}$  zu A hat kaum einen Einfluss auf die Form des Verzugs und lediglich einen geringen Einfluss auf die max. Verformung  $z_{max}$ . Dabei ist sie um 1 % (Zick) bzw. 23 % (Spiral) reduziert. Eine Änderung der  $z$ -Position der Tascheometrie im Halbzeug hat dagegen größere Auswirkungen auf den Verzug. Dabei führt für die beiden untersuchten Anwendungsfälle jeweils eine  $z$ -Positionierung von  $z_U = 7 \text{ mm}$  zum geringsten  $z_{max}$  von 153  $\mu\text{m}$  (Zick) und 21  $\mu\text{m}$  (Spiral). Im Vergleich zum jeweils ungünstigsten Fall der jeweiligen Bearbeitungsstrategie ( $C_{z2}$  – siehe Tabelle 8-2) ist  $z_{max}$  um 19 % (Zick) bzw. 82 % (Spiral) reduziert. Vergleicht man gar (unabhängig von der Bearbeitungsstrategie) den ungünstigsten ( $C_{z2}$  Zick) mit dem günstigsten Fall ( $C_{z7}$  Spiral) wurde eine Reduzierung von  $z_{max}$  von 89 % erreicht. Dies zeigt, dass eine symmetrische Positionierung ( $C_{z5}$ ) des Bauteils im Halbzeug nicht zwangsläufig die beste Positionierung ist. Vielmehr kann das Biegemoment, welches durch asymmetrische Positionierung aufgrund der I-ES entsteht, genutzt

werden, um Biegemomente der P-ES auszugleichen. Das ist wiederum wie gezeigt von der Bearbeitungsstrategie (z. B. vom Fräsweg) abhängig.

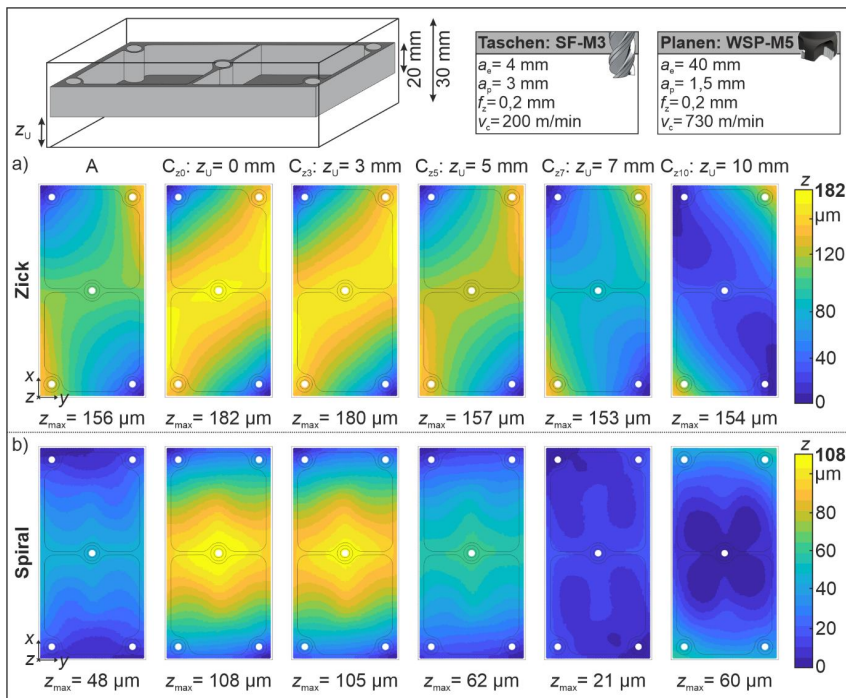


Abbildung 8-14: Verzug der Taschegeometrie aufgrund unterschiedlicher Positionierungen im Halbzeug für Zick- (a) und Spiral-Bearbeitung (b)

Tabelle 8-2: Max. Verformung der 3 mm Taschegeometrie für unterschiedliche Konfig.

| Konfig.*/<br>$z_{\text{max}}$ in $\mu\text{m}$ | A   | $C_{z0}$ | $C_{z1}$ | $C_{z2}$ | $C_{z3}$ | $C_{z4}$ | $C_{z5}$ | $C_{z6}$ | $C_{z7}$ | $C_{z8}$ | $C_9$ | $C_{z10}$ |
|------------------------------------------------|-----|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|-------|-----------|
| SF-M3, Zick                                    | 156 | 182      | 186      | 188      | 180      | 167      | 157      | 153      | 153      | 153      | 153   | 154       |
| SF-M3, Spiral                                  | 48  | 108      | 113      | 116      | 105      | 86       | 62       | 42       | 21       | 31       | 48    | 60        |

\*Für C-Konfigurationen: Messung D als Eingabe für Verzug-Modell (Begründung siehe Kapitel 7.1.3)

Analog zur Taschegeometrie ist in Abbildung 8-15 und Tabelle 8-3 der Verzug der 3 mm skalierten Flügelrippe aufgrund unterschiedlicher Orientierungen (A vs. D) bzw. Positionierungen ( $D_{z0}$  bis  $D_{z10}$ ) sowohl für die Zick- (Abbildung 8-15a) als auch für die Spiral-Bearbeitung (Abbildung 8-15b) dargestellt. Im Gegensatz zur Taschegeometrie führt die Änderung der Orientierung von  $D_{z5}$  auf die Werkstückgruppe A zu einer um 19 % (Zick) bzw. 34 % (Spiral) erhöhten max. Verformung  $z_{\text{max}}$ . Die Verzugsform wird dagegen kaum beeinflusst. Für die Variation der z-Position sind die gleichen Trends wie für die Taschegeometrie zu beobachten: Bei einer z-Positionierung von  $z_U = 7 \text{ mm}$  wurden die geringsten  $z_{\text{max}}$  von 392  $\mu\text{m}$  (Zick) und 48  $\mu\text{m}$  (Spiral) erreicht. Dabei ist der Verzug im Vergleich zum ungünstigsten Fall ( $D_{z2}$ - siehe

Tabelle 8-3) um 46 % (Zick) bzw. 91 % (Spiral) reduziert. Vergleicht man gar den ungünstigsten ( $D_{z2}$  Zick) mit dem günstigsten Fall ( $D_{z7}$  Spiral) wurde eine Reduzierung von  $z_{\max}$  von 93 % erreicht.

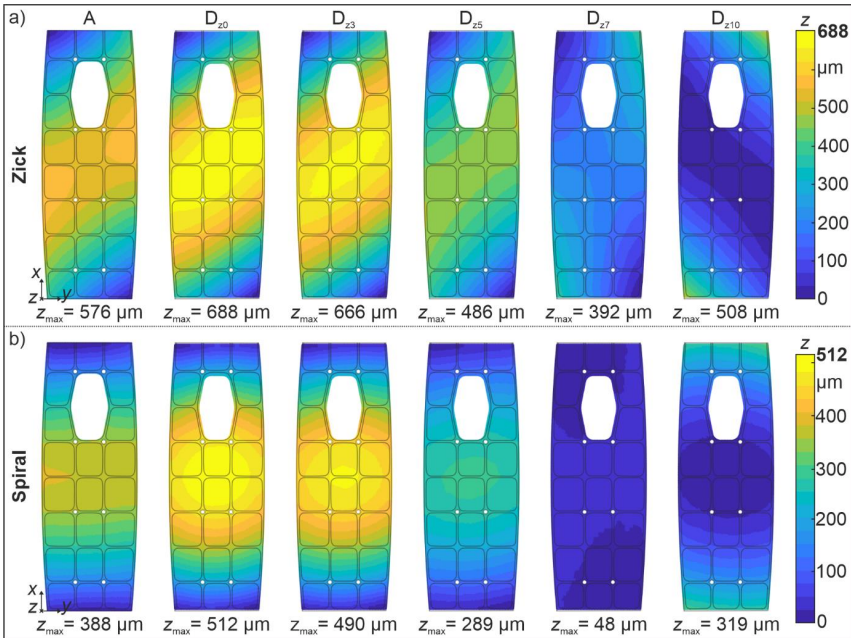


Abbildung 8-15: Verzug der skalierten Flügelrippe aufgrund unterschiedlicher Positionierungen im Halbzeug für Zick- (a) und Spiral-Bearbeitung (b)

Tabelle 8-3: Max. Verformung der 3 mm skalierten Flügelrippe für unterschiedliche Konfig.

| Konfig. / $z_{\max}$ in $\mu\text{m}$ | A   | $D_{z0}$ | $D_{z1}$ | $D_{z2}$ | $D_{z3}$ | $D_{z4}$ | $D_{z5}$ | $D_{z6}$ | $D_{z7}$ | $D_{z8}$ | $D_{z9}$ | $D_{z10}$ |
|---------------------------------------|-----|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|-----------|
| SF-M3, Zick                           | 576 | 688      | 718      | 729      | 666      | 566      | 486      | 404      | 392      | 395      | 449      | 508       |
| SF-M3, Spiral                         | 388 | 512      | 542      | 553      | 490      | 391      | 289      | 169      | 48       | 151      | 247      | 319       |

### 8.2.3 Topologieoptimierung: Auslegung der Bauteilgeometrie

Wie bereits in Kapitel 6, 7.1.3 und 8.1 aufgezeigt, hat die Bauteilgeometrie einen signifikanten Einfluss auf den Bauteilverzug. In diesem Unterkapitel wird der Einfluss der Bauteiltopologie anhand der Taschegeometrie simulativ analysiert. Dabei wurde der Winkel der Versteifungsrippe von  $45^\circ$  über  $90^\circ$  bis  $135^\circ$  variiert (siehe Abbildung 8-16). Zur Vereinfachung wurde bei der Geometrierstellung auf die M8-Bohrungen verzichtet. Bei einer Änderung des Winkels der Versteifungsrippe von  $90^\circ$  auf  $45^\circ$ , reduzierte sich der Betrag des Verzugs beim Fräsen in Zick-Strategie deutlich. Die max. Verformung sank um 78 % von  $z_{\max} = 250 \mu\text{m}$  auf  $54 \mu\text{m}$  (vgl. Abbildung 8-16a zu d), da das Bauteil mit der  $45^\circ$  Rippe entlang der Hauptrichtung der P-ES versteift wurde, in welcher auch die max. Verformung auftrat. Dadurch reduzierte sich der Anteil der P-ES am Gesamtverzug von 86 % auf 28 %. Bei der spiralförmigen Bearbeitung

hingegen wurde eine Erhöhung des Verzugs für die 45°-Versteifung ( $z_{\max} = 87 \mu\text{m}$ , siehe Abbildung 8-16e) beobachtet, da sich die Schubspannungen nicht mehr vollständig entlang des Fräsweges ausgleichen. Der Anteil der P-ES am maximalen Gesamtverzug stieg von 30 % auf 56 %.

Das in Zick-Strategie bearbeitete Bauteil mit einer 135°-Versteifungsrippe wies eine ähnliche Verzugsform und -größe ( $z_{\max} = 212 \mu\text{m}$ ) wie das mit einer 90°-Versteifung auf – unterscheidet sich aber grundlegend vom Bauteil mit einer 45°-Versteifungsrippe, obwohl diese nur gespiegelt wurde (siehe Abbildung 8-16g). Dies ist auf die erwähnte Ausrichtung der 45°-Versteifung mit der Hauptrichtung der ES zurückzuführen. Die P-ES waren für 82 % der max. Verformung verantwortlich. Eine spiralförmige Bearbeitung kann die max. Verformung auf  $z_{\max} = 136 \mu\text{m}$  und den Anteil der P-ES an der max. Verformung auf 72 % reduzieren (siehe Abbildung 8-16h).

Abgesehen von den Auswirkungen des Versteifungswinkels auf den eigenspannungsbedingten Verzug, wird die Steifigkeit des Bauteils selbst beeinflusst. Das bedeutet, dass beim Design des Bauteils sowohl der eigenspannungsbedingte Verzug als auch die benötigte Bauteilsteifigkeit unter realer Beanspruchung im Einsatz berücksichtigt werden muss.

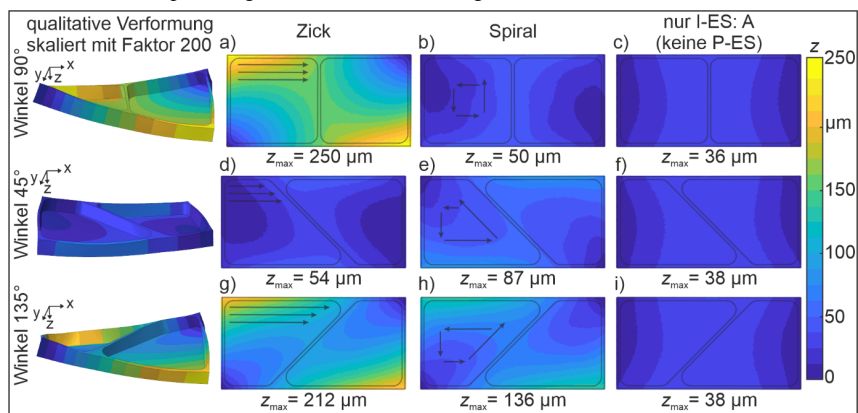


Abbildung 8-16: Variation des Winkels der Versteifungsrippe nach [Webe22b]

In Abbildung 8-17 ist der Einfluss der Anzahl der Versteifungsrippen bei gleichen äußeren Maßen der Taschegeometrie auf den Verzug dargestellt. Eine Erhöhung der Anzahl der Rippen von eins auf zwei reduziert bei der Zick-Bearbeitung die max. Verformung um 16 % (von  $z_{\max} = 250 \mu\text{m}$  auf  $209 \mu\text{m}$ ) aufgrund der Erhöhung der Steifigkeit des Bauteils. Überraschenderweise erhöht sich der Verzug bei der Erhöhung der Anzahl der Rippen von eins auf zwei für die spirale Bearbeitung um 72 % (von  $z_{\max} = 50 \mu\text{m}$  auf  $87 \mu\text{m}$ ). Dies liegt daran, dass bei der Taschegeometrie mit einer Versteifungsrippe die horizontalen und vertikalen Fräswege je Tasche gleich lang sind. Somit gleichen sich die von den Schubspannungen induzierten Torsionsmomente vollständig aus. Bei der Erhöhung der Anzahl der Versteifungsrippen steigt das Taschenlänge zu -breite Verhältnis an. Ein vollständiger Ausgleich der Torsionsmomente ist nicht mehr gegeben. Ein Taschenlänge zu -breite Verhältnis von eins ist somit bei der spiralen Bearbeitung zu bevorzugen.

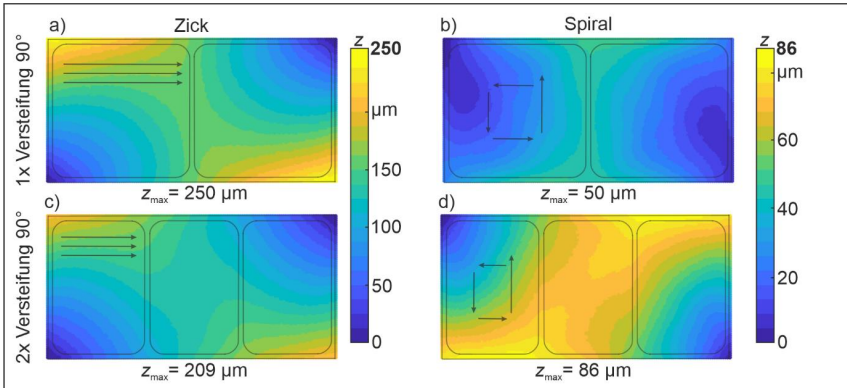


Abbildung 8-17: Variation der Anzahl der Versteifungsrippen

Generell lässt sich festhalten, dass die ideale Wahl des Fräsweges von der Bauteiltopologie in Form des Winkels und der Anzahl der Versteifungen abhängt.

Ist eine größere Anpassung des Bauteildesigns möglich, können klassische Topologieoptimierungsansätze, welche die günstigste Grundgestalt für Bauteile unter mechanischer Belastung vorhersagen, angewandt werden. Dabei resultiert in diesem Fall die mechanische Belastung aus den im Bauteil vorliegenden ES. Mithilfe des in ABAQUS integrierten Topologieoptimierungsalgorithmus von TOSCA wurden zwei unterschiedliche eigenspannungsbedingte Belastungszustände analysiert. Es wurde je eine 3 mm Taschegeometrie, die in Zick-Strategie in SF-M3 bearbeitet wird, für die I-ES-Zustände der Werkstückgruppe A und B untersucht (vereinfacht ohne M8 Bohrungen). Als Optimierungsraum wurde das komplette innere Taschenvolumen definiert. Somit wurden keine Versteifungsrippen als Randbedingungen vorgegeben. Als Referenz diente somit der Bauteilverzug der Taschegeometrie mit nur einer durchgehenden Tasche ohne Versteifungsrippe (siehe Abbildung 8-18). Als Randbedingung wurde vorgegeben, dass lediglich 3 % des Taschenvolumens an Material verbleiben dürfen. Dies entspricht ungefähr dem Volumen einer 3 mm dünnen 90°-Versteifungsrippe. Dabei wurde als Zielgröße die Minimierung der Dehnungsenergie („Strain-Energy“) im Boden der Taschegeometrie definiert und die Ergebnisse nach 150 Iterationen ausgewertet. Das Werkstück B musste aufgrund zu vieler verzerrter Elementreste geometrisch nachbearbeitet bzw. geglättet werden. Die max. Verformung konnte im Vergleich zur Referenz um 26 % (Werkstückgruppe A) bzw. 17 % (Werkstückgruppe B) durch Versteifungen in den Eckenbereichen reduziert werden (siehe Abbildung 8-18). Im Vergleich zur Taschegeometrie mit einer 90° Versteifung ist dies eine Reduktion um 12 % (Werkstückgruppe A, siehe Abbildung 8-17a) bzw. 5 % (Werkstückgruppe B). Jedoch wurde die zuvor vorgestellte Minimierung für Werkstückgruppe A, die sich durch den Einsatz einer 45° Versteifungsrippe einstellt ( $z_{\max} = 54 \mu\text{m}$ ), nicht vom Topologieoptimierungsalgorithmus erreicht. Nachteil an der Nutzung des kommerziellen Codes von ABAQUS ist, dass eine komplexere Bearbeitung als eine einfache Zick-Strategie, z. B. die Spiral-Strategie für runde Aussparungen, aufgrund der geschlossenen Software-Struktur nicht möglich ist. So kann der Bearbeitungsweg und somit die prozessinduzierte ES im Taschenboden nicht iterativ an die jeweilige neue Geometrie angepasst werden.

Grundsätzlich konnte das Potenzial solcher Topologieoptimierungsansätze zur Minimierung des eigenspannungsbedingten Verzugs aufgezeigt werden. Zukünftig gilt es bspw. durch Anpassung der Randbedingungen diese Simulationen zu optimieren. Abgesehen von der inneren Belastung durch die ES, kann zukünftig zudem die äußere Last im Einsatz des Bauteils bei der Topologieoptimierung berücksichtigt werden.

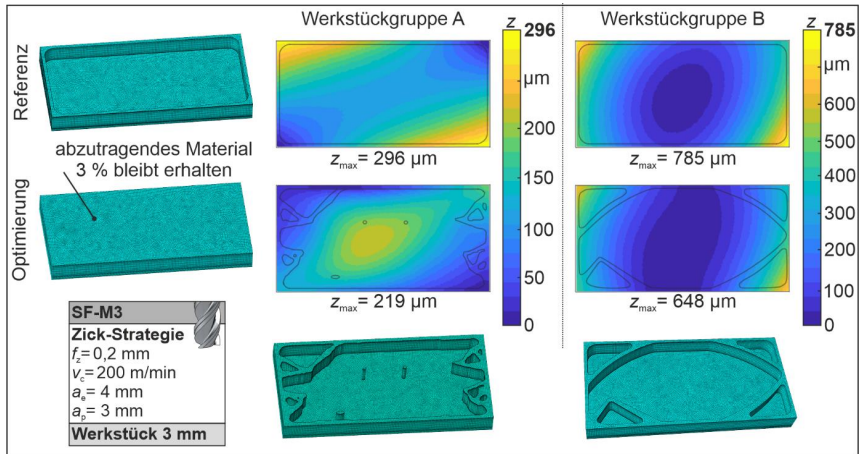


Abbildung 8-18: ABAQUS Topologieoptimierung mit TOSCA Algorithmus

### 8.2.4 Simulationsgestütztes inverses Freiformfräsen

Bei Werkstücken der Gruppe B werden aufgrund der hohen I-ES andere als die bereits vorgestellten Kompensationstechniken benötigt. So wurde die von DENKENA et al. [Denk13] vorgestellte Technik des inversen Freiformfräsens auf der Bauteilunterseite, mit dem Ziel des Ausgleichs der Verzugsform nach dem Taschenfräsen, untersucht. Die inverse Form des vorhergesagten Verzugs der Taschegeometrie (3 mm, Zick, Gruppe B) wurde in einem zusätzlichen Schritt vor dem Taschenfräsen via Freiformfräsen auf die Bauteilunterseite aufgebracht (siehe Abbildung 8-19a). Als Werkzeug wurde der Kugelkopffräser AluPower E5908120 3F Ball Neck eingesetzt (siehe Tabelle 4-1). Die inverse Freiformfläche wurde im CAD-Programm (Siemens NX 1872) durch Import der Koordinaten (vorhergesagte z-Verschiebungen der Unterseite) erzeugt. Zur zusätzlichen Validierung wurde die inverse Fläche vor dem Taschenfräsen gemessen (siehe Abbildung 8-19b). Für den nachfolgenden Schritt des Taschenfräsens, wird das Bauteil fest eingespannt, sodass es eben auf der Bauteilunterseite aufliegt. Durch die Überlagerung des eigenspannungsbedingten Verzugs mit der gefrästen inversen Form konnte der Verzug um 80 % reduziert werden (siehe Abbildung 8-19c). Allerdings muss beachtet werden, dass das Freiformfräsen aufgrund der vielen Fräsbahnen mit sehr geringen Schnittbreiten von  $a_e = 0,08 \text{ mm}$  sehr zeitintensiv (~ 2 h) ist. Die Schnittbreite musste so klein gewählt werden, um die Freiformfläche möglichst genau zu fertigen.

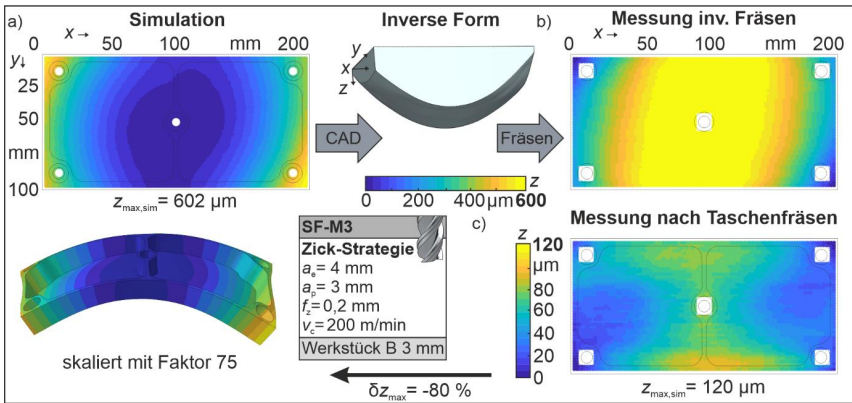


Abbildung 8-19: Inverses Freiformfräsen der Unterseite nach [Webe22a]

### 8.2.5 Einordnung der Kompensationstechniken

Die vorgestellten Methoden zur Verzugsminimierung lassen sich entsprechend der Literatur zu „Vorkontrolle“-Kompensationstechniken [Li16] ordnen. Diese Methoden können weiterhin in drei Kategorien unterteilt werden (siehe Abbildung 8-20):

- Die Prozessparameter, wie z. B. die Werkzeugeigenschaften und Schnittparameter, haben direkten Einfluss auf die P-ES und damit auf den Bauteilverzug.
- Die Prozessstrategie wirkt sich sowohl auf die P-ES als auch auf die I-ES aus. Zum Beispiel hat die Positionierung des fertigen Teils im Rohmaterial einen Einfluss darauf, welche I-ES im finalen Bauteil verbleiben, während die Wahl der Frässtrategie die von den P-ES induzierten Biege- und Torsionsmomente beeinflusst.
- Die Bauteiltopologie bestimmt, wo das Material abgetragen wird, und wirkt sich daher auf die Gleichgewichtsverteilung der I-ES nach dem Materialabtrag und somit den Bauteilverzug aus. Außerdem wird dadurch die Steifigkeit des Bauteils selbst beeinflusst. Zudem wird indirekt die Prozessstrategie, z. B. der Fräsweg, beeinflusst.

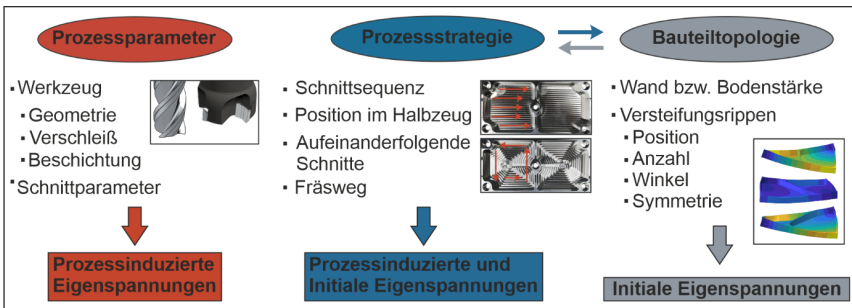


Abbildung 8-20: Identifikation unterschiedlicher Kategorien der “Vorkontrolle“-Kompensationstechniken

## 9 Zusammenfassung und Ausblick

Dünnwandige monolithische Aluminium-Strukturbauteile kommen vor allem in der Luftfahrttechnik zum Einsatz. Sie werden als innere Rumpfstrukturen und Tragflächenrippen in Flugzeugen verbaut. Infolge der fertigungsspezifischen Prozesskette treten hohe Bauteilverzüge auf. Diese sind auf die Eigenspannungen (ES) im Bauteil zurückzuführen, welche im fertigungstechnischen Kontext in prozessinduzierte ES (P-ES) und initiale ES (I-ES) unterteilt werden. Numerische Finite-Elemente-Methode (FEM) Simulationen ermöglichen die Vorhersage des eigenspannungsbedingten Verzugs für komplexe Bauteilgeometrien und verschiedene ES-Zustände. Jedoch müssen hierfür die Wirkzusammenhänge zwischen den P-ES, den I-ES und dem Bauteilverzug bekannt und verstanden sein. Trotz zahlreicher experimenteller und simulativer Untersuchungen in der Literatur besteht bei dünnwandigen Bauteilen im Gegensatz zu dickwandigen, bei denen die I-ES für den Verzug hauptverantwortlich sind, keine Einigkeit darüber, welcher ES-Typ dominiert. Darüber hinaus fehlen bisher statistische Absicherungen bezüglich der Bestimmung der ES und des Verzugs. Es mangelt an einer quantitativen Charakterisierung und Validierung der Modelle. Zudem wurden in den numerischen Verzug-Modellen aus der Literatur die prozessinduzierten Schubspannungen nicht berücksichtigt. Aufgezeigte Kompensationstechniken in der Literatur beruhen meist noch auf dem „Trial-and-Error“-Prinzip und sind noch nicht vollständig verstanden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine validierte Simulationsmethodik zur Vorhersage des eigenspannungsbedingten Verzugs von gefrästen, dünnwandigen Aluminium-Strukturbauteilen entwickelt. Den Kern der Simulationsmethodik bildet das FEM-Verzug-Modell, das sich durch einen linear elastischen Ansatz mit schneller Berechnungszeit sowie die Berücksichtigung beider ES-Typen und der Bearbeitungsstrategie auszeichnet. Es wurde gezeigt, dass für eine umfassende Charakterisierung des Bauteilverzugs und zur Beurteilung der Güte des Modells die gesamte verzogene Bauteilunterseite untersucht werden muss. Punktuelle oder linienartige Darstellungen bzw. Vergleiche von Messung und Simulation, wie überwiegend in der Literatur vorkommend, sind unzureichend. Neben der rein visuellen Beurteilung der Verformungsgrafiken, wurden die Kennzahlen mittlere Abweichung  $\Delta z_{\text{mean}}$  und maximale Verformung  $\Delta z_{\text{max}}$  zur Quantifizierung der Übereinstimmung von Verzugsform und -betrag abgeleitet. Mithilfe des FEM-Verzug-Modells wurde unter Verwendung von gemessenen ES als Eingabe sowohl die Verzugsform als auch der -betrag unterschiedlicher Anwendungsfälle (Geometrien, I-ES, Bearbeitungsstrategien wie z. B. Fräsung) in Übereinstimmung mit den Messungen vorhergesagt. Dabei wurde die Verzugsform mit einer höheren Genauigkeit im Vergleich zur max. Verformung bestimmt. Es wurden drei Bauteilgeometrien untersucht: Wafer (1 mm dünne Scheibe), Taschengeometrie (einfache kleine Geometrie mit einer Rippe und zwei Taschen) und skalierte Flügelrippe (komplexere größere Geometrie mit mehreren Taschen und Rippen). Bei der Wafer-Verformung (Taschengeometrie) wurden max. relative mittlere Abweichungen  $\delta z_{\text{mean}}$  von 10 % (7 %) zwischen Simulation und Experiment erzielt. Die max. Verformung wurde mit relativen Abweichungen  $\delta z_{\text{max}}$  bis zu 20 % (29 %) vorhergesagt. Die Abweichung aus vorhergesagter und gemessener max. Verformung ist nicht zwangsläufig auf die Modellierung zurückzuführen. Als Fehlerquellen wurden neben den Unsicherheiten der ES-Messungen, die Einspannstrategie und die Abweichung der z-Position des finalen Bauteils im Halbzeug oder die Abweichungen der Bodenstärke vom Soll-Wert identifiziert. Die P-ES und der Bauteilverzug

sind prinzipiell wiederholbar, wobei eine geringe Streuung der P-ES unter gleichen Herstellbedingungen auftritt und geringfügige, aber messbare Abweichungen der maximalen Verformung ( $\delta z_{\max} < 29\%$ ) zur Folge hat. Dabei gilt der Zusammenhang, dass größere oder tiefere P-ES zu größeren Bauteilverzügen führen. Traten dagegen Instabilitäten, z. B. Schwingungen, während des Fräsens auf, wurde eine große Streuung der P-ES und somit auch der max. Verformung ( $\delta z_{\max}$  bis zu 60 %) festgestellt.

Die mit der Schlitzmethode gemessenen I-ES unterschiedlicher Werkstückgruppen von Aluminiumblöcken A7050-T7451 stimmten größtenteils mit der typischen M-Form mit Druck-ES nahe der Oberfläche und Zug-ES in der Bauteilmitte überein. Der Betrag der gemessenen I-ES war um etwa 5 MPa kleiner als die Literaturwerte von PRIME und HILL [Prim02]. Mithilfe des FEM-Verzug-Modells konnte gezeigt werden, dass diese geringen Unterschiede der I-ES und die geringen Abweichungen der Tiefenprofile zu deutlichen Änderungen der max. Verformung ( $\delta z_{\max}$  bis zu 58 %), besonders für die skalierte Flügelrippe, führten. Die Verzugsform wurde dagegen kaum beeinflusst. Es wurde gezeigt, dass bei Verwendung der I-ES aus der Literatur im Vergleich zur Nutzung von I-ES-Messdaten als Simulationseingabe vergleichbare (Taschengeometrie) bzw. genauere Ergebnisse (skalierte Flügelrippe) bezüglich des Bauteilverzugs erzielt wurden.

Der Verwendungszweck des FEM-Verzug-Modells besteht nicht darin, den Betrag des Bauteilverzugs exakt vorherzusagen. Dies ist aufgrund gezeigter Unsicherheiten nicht möglich. Vielmehr konnten grundlegende Mechanismen des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs identifiziert und verstanden werden. Dies ermöglichte die Ableitung von Kompensationstechniken. So konnte mithilfe des validierten FEM-Verzug-Modells gezeigt werden, dass eine allgemeingültige Aussage nicht sinnvoll ist, welcher ES-Typ (I-ES oder P-ES) bei einer bestimmten Wandstärke den Bauteilverzug dominiert. Dies muss für jeden Fall individuell betrachtet werden, da der Verzug neben der Bauteilgeometrie und den ES selbst (Betrag und Eindringtiefe) von der Bearbeitungsstrategie, z. B. dem Bearbeitungsweg oder der Positionierung des finalen Bauteils im Halbzeug, abhängt. Bei den untersuchten Bauteilen (Taschengeometrie und skalierte Flügelrippe) und Schnittparametern stellte sich heraus, dass die P-ES in den Taschenböden, insbesondere die durch Schubspannungen induzierten Torsionsmomente, den Verzug bei einem linienförmigen Bearbeitungsweg (Zick-Strategie) erheblich beeinflussen. Dieser Einfluss konnte durch Änderung der Bearbeitungsrichtung, bspw. zu einer spiralförmigen Bearbeitung (Ausgleich der Torsionsmomente), oder einer Änderung der Topologie (Versteifung des Bauteils in Richtung der Torsionsmomente), minimiert werden. Diese Kompensationstechniken gehören der Kategorie „Vorkontrolle“ an. Sie zeichnen sich durch eine Verbesserung der Bearbeitungsbedingungen im Sinne einer Reduktion des Betrags der ES oder einer Veränderung ihrer Verteilung aus. Es konnten drei Untergruppen von Vorkontrolle-Kompensationstechniken identifiziert werden: die Optimierung der Prozessparameter, der Bauteiltopologie und der Prozessstrategie.

Die Prozessparameter, wie z. B. die Werkzeugeigenschaften und Schnittparameter, haben direkten Einfluss auf die P-ES und damit auf den Bauteilverzug. So führte eine Reduktion des Vorschubs pro Zahn beim Taschenfräsen von SF-M3 ( $f_z = 0,2$  mm) zu SF-M1 ( $f_z = 0,04$  mm) zu einer Reduktion der max. Verformung  $z_{\max}$  der Wafer von 50 %, der Taschengeometrie (3 mm, Gruppe A) von 55 % (Zick) bzw. 10 % (Spiral) und der skalierten Flügelrippe (3 mm, Gruppe A) von 24 % (Zick) bzw. 1 % (Spiral).

Durch das Design der Bauteiltopologie wird bestimmt, wo Material abgetragen wird. Dies wirkt sich daher auf das Wiederherstellen des Gleichgewichtszustands der ES nach dem Materialabtrag und somit auf den Bauteilverzug aus. Außerdem wird dadurch die Steifigkeit des Bauteils selbst beeinflusst. Lediglich durch eine Änderung des Winkels der Versteifungsrippe von  $90^\circ$  auf  $45^\circ$ , in Hauptrichtung der P-ES, konnte die max. Verformung der 3 mm Taschengeometrie bei der Zick-Bearbeitung um 66 % reduziert werden. Dadurch reduzierte sich der Anteil der P-ES am Gesamtverzug von 81 % auf 46 %. Dabei hängt die ideale Positionierung der Versteifungen von der gewählten Bearbeitungsrichtung ab. Außerdem ist bei einer spiralen Bearbeitung ein Taschenlängen zu -breiten Verhältnis von eins zu bevorzugen. Somit haben die Bauteiltopologie und die Fräswegstrategie einen wechselseitigen Einfluss auf den Bauteilverzug. Weiterhin konnte aufgezeigt werden, dass klassische Topologieoptimierungsansätze ebenfalls zur Minimierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs eingesetzt werden können. So wurde bspw. eine Reduktion des Verzugs der Taschengeometrie von 26 % erreicht. Abgesehen von der inneren Belastung durch die ES, kann zukünftig zudem die äußere Last im Einsatz des Bauteils bei der Topologieoptimierung berücksichtigt werden.

Die Prozessstrategie wirkt sich sowohl auf die P-ES als auch auf die I-ES aus. Zum Beispiel hat die Positionierung des fertigen Teils im Rohmaterial einen Einfluss darauf, welche I-ES im finalen Bauteil verbleiben, während die Wahl der Fräswegstrategie die von den P-ES induzierten Biege- und Torsionsmomente beeinflusst. So konnte bei der Taschengeometrie durch die Änderung des Fräsweges von Zick zu Spiral eine Reduktion der max. Verformung unabhängig von der Wandstärke von ca. 70 % erzielt werden. Bei der skalierten Flügelrippe wurde bei einer Wandstärke von 3 mm eine Reduktion von 41 % und bei einer Wandstärke von 7 mm von 14 % erzielt. Weiterhin kann durch eine geeignete Auswahl der z-Position des finalen Bauteils im Halbzeug der Verzug minimiert werden. Dabei kann durch eine asymmetrische Positionierung das von den I-ES induzierte Biegemoment genutzt werden, um das Biegemoment der P-ES auszugleichen. So wurde bspw. bei der 3 mm skalierten Flügelrippe, in Spiral-Strategie gefräst, bei einem Abstand der Bauteilunterseite zur Unterseite des Halbzeugs  $z_U = 7$  mm eine Minimierung des Verzugs im Vergleich zur symmetrischen Positionierung ( $z_U = 5$  mm) um 83 % bzw. im Vergleich zur ungünstigsten Positionierung ( $z_U = 0$  mm) um 91 % erzielt.

Das Freiformfräsen der inversen vorhergesagten Verformung ist v.a. für Bauteile mit einem hohen Verzug (z. B. bei Al 7050-T74 mit hohen I-ES) eine weitere Möglichkeit den Bauteilverzug zu minimieren. Mit diesem Verfahren konnte der Verzug einer Taschengeometrie der Werkstückgruppe B um 80 % reduziert werden. Der Nachteil dieser Methode ist die enorm erhöhte Produktionszeit.

Die Erweiterung des FEM-Verzug-Modells um die reale Einspannung ermöglicht zudem eine Abschätzung, ob die gewählte Einspannstrategie ausreichend im Sinne einer vollständigen Unterdrückung des Verzugs während allen Fertigungsschritten ist. Basierend auf den Simulationsergebnissen, konnte die Einspannstrategie optimiert werden. So wurde der Verzug der skalierten Flügelrippe (Taschengeometrie) um 42 % (44 %) reduziert.

Außerdem wurde das FEM-Verzug-Modell durch ein Wärmetransportmodell und ein Zerspanmodell ergänzt. Mit deren Hilfe konnten die I-ES und P-ES qualitativ abgeschätzt werden. Jedoch ist eine Substitution der ES-Messdaten als Eingabe des FEM-Verzug-Modells aktuell aufgrund des hohen zusätzlichen Modellierungsaufwands (Modellerstellung, Rechenzeit, zu-

sätzliche Validierung) und der reduzierten Ergebnisgüte nicht sinnvoll. Stattdessen ist es sinnvoller, Mess- und Literaturdaten beider ES-Typen, die bspw. in einer Datenbank gesammelt werden, als Eingabe für das FEM-Verzug-Modell zu nutzen. Wie in dieser Arbeit gezeigt wurde, können zukünftig die Messungen der P-ES ressourcenschonend an einfachen Proben (z. B. an kleinen Quadern) erfolgen, die mit den gleichen Schnittparametern wie das Bauteil selbst bearbeitet werden.

Trotz des bereits bestehenden hohen Automatisierungsgrads der Simulationsmethodik sind zukünftig weitere Schritte zur Automatisierung des Pre-Processings (z. B. die Netzerstellung) und die Entwicklung einer grafischen Nutzeroberfläche (GUI) zur einfachen Handhabung und Implementierung in Industrieprozessen nötig. Zudem sollten die durchgeführten Analysen der Wiederholbarkeit bzw. Streuung der P-ES und des Bauteilverzugs auf die Untersuchung der Reproduzierbarkeit, d. h. über die Laborgrenze hinweg, erweitert werden. In sog. Round-Robin-Versuchen kann bspw. der Maschineneinfluss berücksichtigt werden. Interessant wäre auch die Untersuchung der I-ES weiterer Chargen von A7050-T7451 und deren Auswirkungen auf den Bauteilverzug. Zudem wäre eine Erweiterung der Datenbank um prozessinduzierte ES-Tiefenverläufe der Fräsbearbeitung weiterer Werkstoffe, wie z. B. Titan (Triebwerksschaufeln), oder unter Einsatz unterschiedlicher Kühlstrategien (Emulsionskühlung, Minimalmengenschmierung, kryogene Kühlung), denkbar. In der Literatur wurde z. B. durch den Einsatz einer kryogenen Kühlung bei der Zerspanung von Aluminiumlegierungen eine Zunahme der Festigkeit, eine Verringerung der Gratbildung sowie eine Verbesserung des Ermüdungsverhaltens und der Oberfläche erreicht. Vor allem die Erhöhung der Festigkeit und die Verbesserung des Ermüdungsverhaltens würden zu einer gewichtseinsparenden und energieeffizienten Bauteilauslegung führen. Die genannten vorteilhaften Eigenschaften sind auf höhere prozessinduzierte Druck-ES in der Randzone der Bauteile zurückzuführen. Allerdings führen diese erhöhten ES auch zu einem größeren Bauteilverzug. Dabei wäre besonders von Interesse, inwieweit durch die im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Kompensationstechniken der Bauteilverzug bei gleichzeitigem Erhalt der hohen Druck-ES minimiert werden kann. Zudem wäre es sinnvoll, den Einsatz des Maschinellen Lernens (ML), insbesondere die Kombination aus physik- und datenbasierten hybriden Modellen, im Gebiet des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs zu untersuchen.

## 10 Quellenverzeichnis

- [Airb16] Airbus SAS, © Airbus SAS 2016 photo by Hergen Deuter: < <https://mediacentre.airbus.com/mediacentre/home> > Airbus Reference: DE-PID0177-2016- 24.07.2022
- [Airb19] Airbus SE: Airbus reports Full-Year (FY) 2019 results (2019).
- [Airb20] Airbus SE: Airbus reports Full-Year (FY) 2020 results (2020).
- [Airb21] Airbus SE: < <https://aircraft.airbus.com/en/aircraft/a320/a321xlr> > - 25.11.2021
- [Akra15] Akram, S.; Jaffery, S.H.I.; Khan, M.; Mubashar, A.; Ali, L.: A numerical investigation of effects of cutting velocity and feed rate on residual stresses in aluminum alloy Al-6061. *Int J Mater Mech Manuf*, 3 (2015), S. 26-30.
- [AMAG24] AMAG Austria Metall AG <<https://www.amag-al4u.com/media/pressemitteilungen/presse-detail/amag-erneuert-mehrjahresvertrag-fuer-walzprodukte-mit-airbus>> - 28.02.2024
- [ASM91] ASM International; Brooks, C.R.: Principles of Heat Treating of Nonferrous Alloys: Heat Treating of Aluminum Alloys. In: *ASM Handbook 4 Heat Treating*, 1991, S. 1861–1960.
- [Asta08] Astakhov, V.P.; Outeiro, J.C.: Metal cutting mechanics, finite element modelling. In *Machining*. London: Springer, 2008.
- [ASTM13] ASTM International E837-13a: Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. West Conshohocken: ASTM International, 2013.
- [Aurr20] Aurrekoetxea, M., López de Lacalle, L.N., Llanos, I.: Machining Stresses and Initial Geometry on Bulk Residual Stresses Characterization by On-Machine Layer Removal. *Materials* 13/6 (2020).
- [Aurr22] Aurrekoetxea, M., Llanos, I., Zelaieta, O., & López de Lacalle, L. N.: Towards advanced prediction and control of machining distortion: a comprehensive review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 122/7-8 (2022), S. 2823-2848.
- [Bamb86] Bamberger, M; Prinz, B: Determination of heat transfer coefficients during water cooling of metals. *Mater. Sci. Technol.* 2 (1986), S. 410–415.
- [Boei23] Boeing: Commercial Market Outlook 2023-2042 (2023).
- [Bett03] Betten, J.: *Finite Elemente für Ingenieure*. Bd. 1 Grundlagen, Matrixmethoden, elastisches Kontinuum. Berlin: Springer-Verlag, 2003.
- [Bi09] Bi, Y.B.; Cheng, Q.L.; Dong, H.Y.; Ke, Y.L.: Machining distortion prediction of aerospace monolithic components. *Journal of Zhejiang University-SCIENCE A* 10/5 (2009): S. 661-668.
- [Brei11] Breidenstein, B.: *Oberflächen und Randzonen hoch belasteter Bauteile*. Habilitation, Leibniz Universität Hannover, 2011.
- [Brin82] Brinksmeier, E.; Cammet, J.T.; König, W.; Leskovar, P.; Peters, J.; Tönshoff, H.K.: Residual Stresses – Measurement and Causes in Machining Processes. In *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 58/1 (1982), S. 491-510.
- [Brin09] Brinksmeier, E.; Sölter, J.: Prediction of shape deviations in machining. *CIRP annals* 58/1 (2009), S. 507-510.
- [Card08] Cardarelli, F.: *Materials handbook: a concise desktop reference*. London, Springer, 2018.
- [Caul15] Cauquil, O.: *WMF - Airbus - 3rd Generation of Composite Materials for Airframe*. World Materials Forum, Nancy, 2015.
- [Chak96] Chakrabarti, D.J.; Weiland, H.; Cheney, B.A.; Staley, J.T.: Through thickness property variations in 7050 plate. *Material Science Forum* 217–222 (1996), S. 1085-1090.
- [Chan13] Chantzis, D.; Van-der-Veen, S.; Zettler, J.; Sim, W.M.: An industrial workflow to minimise part distortion for machining of large monolithic components in aerospace industry. In *Proceedia CIRP 8 – Proceedings of 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations* (2013), S. 281-286.
- [Chat12] Chatelain, J.F.; Lalonde, J.F.; Tahan, A.S.: Effect of residual stresses embedded within workpieces on the distortion of parts after machining. *International Journal of Mechanics*, 6/1 (2012), S. 43-51.
- [Ceru13] Cerutti, X., Hassini, S., Duc, E., & Mocellin, K.: Prediction of the distortions caused by the redistribution of the residual stresses during machining using FEM. In *Materials Science Forum* 768 (2013), S. 398-405.
- [Ceru15] Cerutti, X.; Mocellin, K.: Influence of the machining sequence on the residual stress redistribution and machining quality: analysis and improvement using numerical simulations. *Int J Adv Manuf Technol* 83 (2015).
- [Chig21] Chighizola, C.R.; D’Elia, C.R.; Weber, D.; Kirsch, B.; Aurich, J.C.; Linke, B.S.; Hill, M.R.: Intermethod Comparison and Evaluation of Near Surface Residual Stress in Milled Aluminum. *Experimental Mechanics* 61 (2021), S. 1309-1322.
- [Chig22a] Chighizola, C.R.; Hill, M.R.: Two-dimensional Mapping of Bulk Residual Stress Using Cut Mouth Opening Displacement. *Experimental Mechanics* 62 (2022) 75-86.

- [Chig22b] Chighizola, C.R.; D'Elia, C.R.; Jonsson, J.E.; Weber, D.; Kirsch, B.; Aurich, J.C; Linke, B.S.; Hill, M.R.: The Effect of Bulk Residual Stress on Milling-Induced Residual Stress and Distortion. *Experimental Mechanics* 62/8 (2022), S. 1437-1459.
- [Dahl93] Dahl, W; Kopp, R.; Pawelski, O: Umformtechnik, Plastomechanik und Werkstoffkunde. Stahl Eisen Verlag, Berlin, 1993.
- [D'Alv15] D'Alvise, L.; Chantzis, D.; Schoinochoritis, B.; Salonitis, K: Modelling of part distortion due to residual stresses relaxation: an aeronautical case study. *Procedia CIRP* 31 – Proceedings of the 15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (2015), S. 447-452.
- [Dass14a] Dassault Systèmes. Simulia ABAQUS 6.14 Analysis User's Guide Volume III: Materials, 2014.
- [Dass14b] Dassault Systèmes. Simulia ABAQUS 6.14 Analysis User's Guide - 34.2.1 Initial conditions in Abaqus/Standard and Abaqus/Explicit, 2014
- [Dass16] Dassault Systèmes. Simulia ABAQUS 2016 Getting Started with Abaqus/CAE - 4.4 Mesh convergence, 2016.
- [Denk08a] Denkena, B.; Boehnke, D.; de Leon, L.: Machining induced residual stress in structural aluminium parts. In *Production Engineering* 2 (2008), S. 247-253.
- [Denk08b] Denkena, B.; de Leon, L.: Milling induced residual stresses in structural parts out of forged aluminium alloys. In *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 4/4 (2008), S. 335-344.
- [Denk14] Denkena, B.; Dreier, S.: Simulation of Residual Stress Related Part Distortion. In: Denkena, B. (Ed), *Proceedings of the 4th Machining Innovations Conference*, Hannover, Germany (2014), S. 105–113.
- [Diet20] Dietrich, J.; Richter, A.: *Praxis der Zerspantechnik - Verfahren, Prozesse, Werkzeuge*. 13. überarbeitete und ergänzte Auflage Springer Vieweg, 2020.
- [DIN00] DIN e. V. (Hrsg.): *DIN EN ISO 5436-1: Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren; Normale - Teil 1: Maßwerkkörperungen*. (2000). Berlin: Beuth Verlag, 2000.
- [DIN82] DIN e. V. (Hrsg.): *DIN 6584, Begriffe der Zerspantechnik; Kräfte, Energie, Arbeit, Leistungen*. Berlin: Beuth Verlag, 1982.
- [DIN03a] DIN e. V. (Hrsg.): *DIN 8589-0: Fertigungsverfahren Spanen Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth Verlag, 2003.
- [DIN03b] DIN e. V. (Hrsg.): *DIN 8589-3: Fertigungsverfahren Spanen Teil 3: Fräsen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth Verlag, 2003.
- [DIN09] DIN e. V. (Hrsg.): *Zerstörungsfreie Prüfung – Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen*. Berlin: Beuth Verlag, 2009.
- [DIN17] DIN e. V. (Hrsg.): *ISO 21748:2017-04 - Leitfaden zur Verwendung der Schätzwerte der Wiederholpräzision, der Vergleichpräzision und der Richtigkeit beim Schätzen der Messunsicherheit*. Berlin: Beuth Verlag, 2017.
- [DMG21] DMG Mori < <https://ch-de.dmgmori.com/www8/servlet/resource/image/46090/uncropped/xs/5/app-example-dmc-dmu-portal-structural-component-aerospace.jpg> > - 25.11.2021.
- [Dong06] Dong, H., Ying-lin, K.E.: Study on machining deformation of aircraft monolithic component by FEM and experiment. *Chinese Journal of Aeronautics* 19/3 (2006), S. 247-254.
- [Drei16] Dreier, S.; Brüning, J.; Denkena, B.: Simulation Based Reduction of Residual Stress Related Part Distortion. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 47/8 (2016), S. 710–717.
- [Drei18] Dreier, S.: *Simulation des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs*. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2018.
- [Durs14] Dursun, T.; Soutis, C.: Recent developments in advanced aircraft aluminium alloys. In *Materials and Design* 56 (2014), S. 862-871.
- [Ee05] Ee, K.C.; Dillon Jr, O.W.; Jawahir, I.S.: Finite element modeling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius. *International journal of mechanical sciences*. 47/10 (2005), S. 1611-1628.
- [Fan20] Fan, Z.; Cao, L.; Liu, F.: FEM analysis of the distortion of thin-walled sealing part affected by the machining-induced residual stress. In *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 768/4 (2020).
- [Fan21] Fan, L.; Li, L.; Yang, Y.; Zhao, G.; Han, N.; Tian, H.; He, N: Control of machining distortion stability in machining of monolithic aircraft parts. *Int J Adv Manuf Technol*. 112 (2021), S. 3189-3199.
- [Ferg16] Fergani, O.; Jiang, X.; Welo, T: Analysis of residual stress-induced distortions of thin sheet structures in multi-step milling. In *AIP Conference Proceedings* 1769/1 (2016).
- [Gao22] Gao, H.; Li, X.; Wu, Q.; Lin, M.; Zhang, Y.: Effects of residual stress and equivalent bending stiffness on the dimensional stability of the thin-walled parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2022).

- [Garc17] Garcia, D.R.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.; Linke, B.S.: Characterization of machining distortion due to residual stresses in quenched aluminum. Proceedings of the ASME 2017 12th International Manufacturing Science and Engineering Conference MSEC2017 (2017).
- [Garc20] Garcia, D. R.; Linke, B. S.; Farouki, R. T.: Optimized Routine of Machining Distortion Characterization Based on Gaussian Surface Curvature. In 2nd International Conference of the DFG International Research Training Group 2057–Physical Modeling for Virtual Manufacturing (iPMVM 2020). Schloss Dagstuhl-Leibniz-Zentrum für Informatik, 2020, S.5:1-17.
- [GDA07] GDA Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V.: Aluminium-Zentrale. Merkblatt W7: Wärmebehandlung von Aluminiumlegierungen. Düsseldorf, 2007.
- [Groo10] Groover, Mikell P., 2007. Fundamentals of modern manufacturing: Materials, processes, and systems. 4th ed. Hoboken: J. Wiley & Sons, 2010.
- [Grop06] Groppe, M.: Prozessauslegung für die Hochleistungsfräsbearbeitung von Aluminium-Strukturbauteilen. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2006.
- [Gros21] Gross, D; Hauger, W.; Schröder, J.; Wall, W.A.: Technische Mechanik 2 Elastostatik. Berlin: Springer Vieweg, 2021.
- [Gulp13] Gulpak, M.; Sölter, J.; Brinksmeier, E.: Prediction of shape deviations in face milling of steel. Procedia CIRP 8 – Proceedings of the 14<sup>th</sup> Conference on Modeling of Machining Operations (2013), S. 15-20.
- [Guo09] Guo, H.; Zuo, D.W.; Wu, H.B.; Xu, F.; Tong, G.Q.: Prediction on milling distortion for aero-multi-frame parts. Materials Science and Engineering A 499/1-2 (2009), S. 230-233.
- [Heil21] Heilemann, F.; Dadashi, A.; Wicke, K.: Eeloscope — Towards a Novel Endoscopic System Enabling Digital Aircraft Fuel Tank Maintenance. Aerospace, 8/5 136 (2021).
- [Hill13] Hill, M.R. The Slitting Method. In Schajer, G.S (Ed), Practical Residual Stress Measurement Methods. West Sussex (UK): Wiley, 2013.
- [Hirs03] Hirsch, T.: Entwicklung von Eigenspannungszuständen in Fertigungsprozessen. Härtereitechnische Mitteilungen 58 (2003), S. 110-126.
- [Huan13] Huang, X.M.; Sun, J.; Li, J.; Han X.; Xiong, Q.: An Experimental Investigation of Residual Stresses in High-Speed End Milling 7050-T7451 Aluminum Alloy. Adv in Mech Eng. (2013)
- [Huan15a] Huang, X.M.; Sun, J.; Li, J.F.: Finite element simulation and experimental investigation on the residual stress-related monolithic component deformation. In International Journal of Advanced Manufacturing Technology 77 (2015), S. 1035–1041.
- [Huan15b] Huang, X.M.; Sun, J.; Li, J.F.: Effect of initial residual stress and machining-induced residual stress on the deformation of aluminium alloy plate. In Journal of Mechanical Engineering 612 (2015), S. 131–137.
- [Jaco00] Jacobus, K.; DeVor, R.E.; Kapoor, S.G.: Machining-Induced Residual Stress: Experimentation and Modeling. In Journal of Manufacturing Science and Engineering 122 (2000): S. 20-31.
- [Jawa11] Jawahir, I.S.; Brinksmeier, E.; M'saoubi, R.; Aspinwall, D.K.; Outeiro, J.C.; Meyer, D.; Jayal, A.D.: Surface integrity in material removal processes: Recent advances. CIRP annals 60/2 (2011), S. 603-626.
- [Jaya13] Jayanti, S.; Ren, D.; Erickson, E.; Usui, S.; Marusich, T.; Marusich, K.; Elanvogan, H.: Predictive modeling for tool deflection and part distortion of large machined components. In Procedia CIRP 12 - Proceedings of the 8th CIRP Conf on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering (2013), S. 37–42.
- [Jian13] Jiang, X.; Li, B.; Yang, J.; Zuo, X.Y.: Effects of tool diameters on the residual stress and distortion induced by milling of thin-walled part. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 68/1 (2013), S. 175-186.
- [Jian18] Jiang, X.; Zhu, Y.; Zhang, Z.; Guo, M.; Ding, Z.: Investigation of residual impact stress and its effects on the precision during milling of the thin-walled part. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 97/1 (2018), S. 877-892.
- [Jin12] Jin, X: Mechanics and dynamics of micro-cutting process. In Dissertation, The University of British Columbia-Vancouver, 2012.
- [John83] Johnson, G.R.; Cook, W.H.: A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures, Proceedings of the 7th Int. Symp. Ballistics (1983).
- [Jons21] Jonsson, J.E.; Hill, M.R.; Chighizola, C.R.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Weber, D.; Kirsch, B.; Aurich, J.C.: Milling-Induced Residual Stress and Distortion Under Variations of Bulk Residual Stress. Proceedings of the 31st ASM Heat Treating Society Conference (2021): S. 96-99.
- [Kele11] Keleshian, N.; Kyser, R.; Rodriguez, J.: On the Distortion and Warpage of 7249 Aluminum Alloy After Quenching and Machining. Journal of Materials Engineering and Performance 20 (2011), S. 1230–1234.
- [Kell02] Kelly, J.F.; Cotterell, M.G.: Minimal lubrication machining of aluminium alloys. In J Mater Process Technol 120/ 1–3 (2002), S. 327–334.
- [Kien52] Kienzle O.: Die Bestimmung von Kräften und Leistungen an spanenden Werkzeugen und Werkzeugmaschinen. In: VDI Z 94 (1952), S. 299-305.

- [Kien66] Kienzle, O.: Begriffe und Benennungen der Fertigungsverfahren. In Werkstatttechnik 56 (1966), S. 169-173.
- [Kloc18] Klocke, F.: Fertigungsverfahren 1 – Zerspanung mit geometrisch bestimmter Schneide. Berlin: Springer Vieweg, 2018.
- [Koc06] Koc, M.; Culp, J.; Altan, T.: Prediction of residual stresses in quenched aluminum blocks and their reduction through cold working processes. Journal of materials processing technology, 174/1-3 (2006), S. 342-354.
- [Kron54] Kronenberg M.: Grundzüge der Zerspanungslehre. Bd. 1: Einschneidige Zerspanung, 2. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 1954.
- [Lequ01] Lequeu, P.; Lassince, P.; Warner, T.R.G.M.; Raynaud, G.M.: Engineering for the future: weight saving and cost reduction initiatives. Aircraft Engineering and Aerospace Technology (2001).
- [Leòn10] de Leòn García, L.R.: Residual stress and part distortion in milled aerospace aluminum. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2010.
- [Lesu99] Lesuer, D.R.; Kay, G.J.; LeBlanc, M.M.: Modeling large-strain, high-rate deformation in metals. Third Biennial Tri-Laboratory Engineering Conference Modeling and Simulation, Pleasanton, CA, November 3-5, 1999.
- [Leye86] Leyes, R.: The Wright Flyer engine: A summary of research. In National Air and Space Museum Report 1986, S. 186-197.
- [Li12] Li, B.: A review of tool wear estimation using theoretical analysis and numerical simulation technologies. In International Journal of Refractory Metals and Hard Materials 35 (2012), S. 143-151.
- [Li15] Li, B.; Jiang, X.; Yang, J.; Liang, S.Y.: Effects of depth of cut on the redistribution of residual stress and distortion during the milling of thin-walled part. Journal of Materials Processing Technology 216 (2015), S. 223-233.
- [Li16] Li, J.G.; Wang, S.Q.: Distortion caused by residual stresses in machining aeronautical aluminum alloy parts: recent advances. In International Journal of Advanced Manufacturing Technology 89 (2016), S. 997–1012.
- [Li20] Li, B.; Deng, H.; Hui, D.; Hu, Z.; Zhang, W.: A semi-analytical model for predicting the machining deformation of thin-walled parts considering machining-induced and blank initial residual stress. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 110/1 (2020), S. 139-161.
- [Lin18] Lin, K.; Wang, W.; Jiang, R.; Xiong, Y.: A Numerical Study on the Redistribution of Residual Stress After Machining. In Proceedings of the ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition IMECE2017-71199 (2017).
- [Liu00] Liu, C.R.; Guo, Y.B.: Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. International Journal of Mechanical Sciences, 42 (2000), S. 1069–1086.
- [Liu15] Liu, L.; Sun, J.; Chen, W.; Sun, P.: Study on the machining distortion of aluminum alloy parts induced by forging residual stresses. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 231/4 (2017), S. 618-627.
- [Llan17] Llanos, I.; Lanzagorta, J. L.; Beristain, A.: Part distortion modeling on aluminum slender structural components for aeronautical industry. Procedia CIRP 58 – Proceedings of the 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (2017), S. 158-162.
- [Ma15a] Ma, Y.; Liu, S.; Feng, P.F.; Yu, D.W.: Finite element analysis of residual stresses and thin plate distortion after face milling. 12th International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (2015), S. 67-71.
- [Ma15b] Ma, Y.; Yu, D.; Feng, P.; Wu, Z.; Zhang, J.: Finite element method study on the influence of initial stress on machining process. Advances in Mechanical Engineering 7/3 (2015).
- [Ma19] Ma, Y.; Zhang, J.; Yu, D.; Feng, P.; Xu, C.: Modeling of machining distortion for thin-walled components based on the internal stress field evolution. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 103/9 (2019), S. 3597-3612.
- [Mabr08] Mabrouki, T.; Girardin, F.; Asad M.; Rigal, J.F.: Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminum alloy (A2024-T351). International Journal of Machine Tools and Manufacture 48/11 (2008), S. 1187-1197.
- [Mach61] Macherauch, E., Müller, P.: Das sin<sup>2</sup>ψ-Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung, Zeitschrift für angewandte Physik Bd. 13, Heft 7, Seite 305-312 (1961)
- [Mach73] Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. In Journal of Heat Treatment and Materials 28/3 (1973), S. 201-211.
- [Mada18] Madariaga, A.; Perez, I.; Arrazola, P.J.; Sanchez, R.; Ruiz J.J.; Rubio, F.J.: Reduction of distortions in large aluminum parts by controlling machining induced residual stresses. In International Journal of Advanced Manufacturing Technology 97 (2018), S. 967-978.

- [Mang13] Mang, H.A.; Hofstetter, G.: *Lineare Theorie ebener Flächentragwerke*. Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [Mari18] Marimuthu, P.K.; Prasada T.H.P.; Kumar, C.C.S.: 3D finite element model to predict machining induced residual stresses using arbitrary lagrangian eulerian approach. *Journal of Engineering Science and Technology* 13/2 (2018), S. 309-320.
- [Maru08] Marusich, T.D.; Usui, S.; Marusich, K.J.: Finite element modeling of part distortion. *International Conference on Intelligent Robotics and Applications* (2008), S. 329-338.
- [Mav23] MAV Innovation in der spanenden Fertigung <<https://mav.industrie.de/werkzeuge/mapal-aluminium-strukturteile-mit-hoher-leistung-fraesen/>> - 27.06.2023
- [Mits21] Mitsubishi Carbide <[http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/9214/4855/8891/aerospac\\_mv\\_en-gl.png](http://www.mitsubishicarbide.com/application/files/9214/4855/8891/aerospac_mv_en-gl.png)> - 25.11.2021
- [Nava12] Navalho, D.; Deus, A.M.; Infante, V.: Residual Stress due to quenching in aluminum forging parts for aerospace applications: finite element analysis and contour method measurement. In *Proceedings of the 6th International Quenching and Control Distortion Conference* (2012), S. 281-293.
- [Nerv09] Nervi, S.; Szabó, B.A.; Young, K.A.: Prediction of distortion of airframe components made from aluminum plates. *AIAA journal* 47/7 (2009), S. 1635-1641.
- [Nesp15] Nespör, D.: *Randzonenbeeinflussung durch Rekonturierung komplexer Investitionsgüter aus Ti-6Al-4V*. Dissertation, Leibniz Universität Hannover, 2015.
- [Olso18] Olson M.D.; Hill M.R.: Two-Dimensional Mapping of In-Plane Residual Stress with Slitting. *Exp Mech* 58 (2018): S. 151-166.
- [Özel05] Özel, T.; Zeren, E.: Finite element modeling of stresses induced by high speed machining with round edge cutting tools. In *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition 42231* (2005), S. 1279-1287.
- [Özel07] Özel, T.; Zeren, E.: Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 35/3 (2007), S. 255-267.
- [Pauc08] Paucksch, E.; Holsten, S.; Linß, M.; Tikal, F.: *Zerspantechnik: Prozesse, Werkzeuge, Technologien*. Springer-Verlag (2008).
- [Prim99] Prime, M.B.: Residual stress measurement by successive extension of a slot: the crack compliance method. In: *Applied Mechanics Reviews* 52 (1999): S. 75-96.
- [Prim02] Prime, M.B.; Hill, M.R.: Residual stress, stress relief, and inhomogeneity in aluminum plate. *Scripta Materialia* 46/1 (2002): S. 77-82.
- [Quiz12] Quiza, R.; López-Armas, O.; Davim, J.P.: Finite element in manufacturing processes. In *Hybrid Modeling and Optimization of Manufacturing*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2012.
- [Rai08] Rai, J.K.; Xirouchakis, P.: Finite element method based machining simulation environment for analyzing part errors induced during milling of thin-walled components. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48/6 (2008), S. 629-643.
- [Rao01] Rao, B.; Shin, Y.: Analysis on high-speed face-milling of 7075-T6 aluminum using carbide and diamond cutters. *Int J of Mach Tools & Manuf* 41 (2001), S. 1763-1781.
- [Rich13] Richter-Trummer, V.; Koch, D.; Witte, A.; Dos Santos, J.F.; De Castro, P.M.S.T.: Methodology for prediction of distortion of workpieces manufactured by high speed machining based on an accurate through-the-thickness residual stress determination. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 68/9 (2013), S. 2271-2281.
- [Sand23] Sanders, R.E.; Marshall, G.J.: *Aluminum: Technology, Industry, and Applications*. ASM International, 2023.
- [Sant16] Santos Jr, M.C.; Machado, A.R.; Sales, W.F.; Barrozo, M.A.S.; Ezugwu, E.O.: Machining of aluminum alloys: a review. In *Int J Adv Manuf Technol* 86 (2016), S. 3067-3080.
- [Scha05] Schajer, G.S.; Steinzig, M.: Full-Field Calculation of Hole-Drilling Residual Stresses from ESPI Data. *Experimental Mechanics* (2005): S. 526-532.
- [Scha13a] Schajer, G.S.; Ruud, C.O.: Overview of Residual Stress and Their Measurement. In Schajer, G.S (Ed), *Practical Residual Stress Measurement Methods*. West Sussex (UK): Wiley, 2013. "Figure 1.5: C-17 cargo ramp warped by the release of residual stresses from material removed during the manufacturing process. Courtesy of D. Bowden (Boeing Company)"
- [Scha13b] Schajer, G.S.; Ruud, C.O.: Overview of Residual Stress and Their Measurement. In Schajer, G.S (Ed), *Practical Residual Stress Measurement Methods*. West Sussex (UK): Wiley, 2013.
- [Scha13c] Schajer, G.S.; Whitehead, P.S.: Hole Drilling and Ring Coring. In Schajer, G.S (Ed), *Practical Residual Stress Measurement Methods*. West Sussex (UK): Wiley, 2013.
- [Schu13] Schulze, V.; Arrazola, P.; Zanger, F.; Osterried, J.: Simulation of distortion due to machining of thin-walled components. *Procedia CIRP* 8 – Proceedings of the 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (2013), S. 45-50.

- [Seeb25] Seebeck, T. J.: Über den Nachweis eines thermischen Stromes der Kombination Wismut – Kupfer durch seine Beeinflussung einer Magnetnadel. In: *Abhandlungen der Königlich Preussischen Akademie der Wissenschaften zu Berlin 1822-1823*, (1825), S. 265-373.
- [Shet03] Shet, C.; Deng, X.: Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 43 (2003), S. 573–587.
- [Shih93] Shih, A.J.; Yang, H.T.: Experimental and finite element predictions of residual stresses due to orthogonal metal cutting. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 36/9 (1993), S. 1487-1507.
- [Sim10] Sim, W.M.: Challenges of residual stress and part distortion in the civil airframe industry. In *International Journal of Microstructure and Material Properties* 5 (2010), S. 446–455.
- [Sim11] Sim, W.: Residual Stress Engineering in Manufacture of Aerospace Structural Parts. In *International Conference of distortions engineering* (2011), S. 187-194.
- [Söhn03] Söhnner, J.: Beitrag zur Simulation zerspanungstechnologischer Vorgänge mit Hilfe der Finite Elemente Methode. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2003.
- [Stei03] Steinzig, M., Ponslet, E.: Residual Stress Measurement Using the Hole Drilling Method and Laser Speckle Interferometry: Part I. *Experimental Techniques* (2003): S. 43-46.
- [Stei13] Steinbuck, R.: Finite Elemente - Ein Einstieg. Springer-Verlag, 2013.
- [Stral3] Strauß, T.: Ermittlung von fertigungsprozessbedingten Eigenspannungen bei komplexer Bauteilgeometrie. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, 2013.
- [Tang08] Tang, Z.T.; Liu, Z.Q.; Wan, Y.; Ai, X.: Study on residual stresses in milling aluminium alloy 7050-T7451. In *Advanced design and manufacture to gain a competitive edge* (2008), S. 169-178.
- [Tang13] Tang, Z.T.; Yu, T.; Xu, L.Q.; Liu, Z.Q.: Machining deformation prediction for frame components considering multifactor coupling effects. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 68/1 (2013), S. 187-196.
- [Tair78] Taira, S.; Tanaka, K.; Yamasaki, T.: A Method of X-Ray Microbeam Measurement of Local Stress and its Application to Fatigue Crack Growth Problems. In: *Journal of the Society of Materials Science, Japan* 27 (1978), Nr. 294, S. 251–256.
- [Tayl34] Taylor, G. I.; Quinney, H.: The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working. *Proceedings of the Royal Society A – Mathematical, Physical and Engineering Sciences* (1934), S. 307-326.
- [Tesa23] TESA Micro-Hite 3D DCC NS – Microtes ePaper: <<https://www.yumpu.com/en/document/read/42381391/tesa-micro-hite-3d-dcc-ns-microtes>> 26.03.2023.
- [Töns66] Tönshoff, H.K.: Eigenspannungen und plastische Verformungen im Werkstück durch spanende Bearbeitung. Dissertation, Technische Universität Dortmund, 1966.
- [Vier53] Vieregge, G.: Die Energieverteilung und die Temperatur bei der Zerspanung. In: *Werkstatt und Betrieb* 86/11 (1953), S. 691-703.
- [Vier70] Vieregge, G.: Zerspanung der Eisenwerkstoffe. 2. Aufl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen m.b.H., 1970.
- [Wang04] Wang, S.P.; Padmanaban, S.: A new approach for FEM simulation of NC machining processes. *AIP conference proceedings* 712/1 (2004), S. 1371-1376.
- [Wang05] Wang, Z.J.; Chen, W.Y.; Zhang, Y.D.; Chen, Z.T.; Qiang, L.I.U.: Study on the machining distortion of thin-walled part caused by redistribution of residual stress. *Chinese Journal of Aeronautics* 18/2 (2005), S. 175-179.
- [Wang17] Wang, J.; Zhang, D.; Wu, B.; Luo, M.: Numerical and empirical modelling of machining-induced residual stresses in ball end milling of Inconel 718. *Procedia CIRP* 58 -Proceedings of the 16th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations (2017), S. 7-12.
- [Wanh14] Wanhill, R.J.H.: Chapter 15 - Aerospace applications of aluminum-lithium alloys. In: Prasad, N.E., Gokhale, A.A., Wanhill, R.J.H. (Hrsg.): *Aluminum-Lithium Alloys, Processing, Properties and Applications*. Oxford: Butterworth-Heinemann, Elsevier Inc., 2014, S. 503–535.
- [Wanh17] Wanhill, R.J.H.: Chapter 14 - Carbon Fibre Polymer Matrix Structural Components. In: Prasad, N.E., Wanhill, R.J.H. (Hrsg.): *Aerospace Materials and Material Technologies*. Indian Institute of Metals Series, Singapore: Springer, 2017, S. 309-341.
- [Warn74] Warnecke, G.: Spanbildung bei metallischen Werkstoffen. Dissertation, Universität Hannover, 1974.
- [Warr04] Warren, A.S.: Developments and Challenges for Aluminum – A Boeing Perspective. *Materials Forum* 28 (2004), S. 24-31.
- [Webe19] Weber, D.; Kirsch, B.; D’Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Concept to analyze residual stresses in milled thin walled monolithic aluminum components and their effect on part distortion. Production at the leading edge of technology. *Proceedings of the 9th Congress of the German Academic Association for Production Technology*, 287-296 (2019). DOI: 10.1007/978-3-662-60417-5\_29

- [Webe21a] Weber, D.; Kirsch, B.; Chighizola, C.R.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Analysis of machining induced residual stresses of milled aluminum workpieces, their repeatability and their resulting distortion. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 115, 1089-1110 (2021). DOI: 10.1007/s00170-021-07171-7
- [Webe21b] Weber, D.; Kirsch, B.; Chighizola, C.R.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Investigation on the scale effects of initial bulk and machining induced residual stresses of thin walled milled monolithic aluminum workpieces on part distortions: experiments and finite element prediction model. *Procedia CIRP 102 – Proceedings of the 18th CIRP Conf. on Modeling of Machining Operations*, 337-342 (2021). DOI: 10.1016/j.procir.2021.09.058
- [Webe21c] Weber, D.; Kirsch, B.; Chighizola, C.R.; Jonsson, J.E.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Finite Element Simulation Combination to Predict the Distortion of Thin Walled Milled Aluminum Workpieces as a Result of Machining Induced Residual Stresses. *Open Access Series in Informatics (OASIS) 89 - 2nd International Conference of the DFG International Research Training Group 2057 – Physical Modeling for Virtual Manufacturing (iPMVM 2020)*, 11:1-11:21 (2021). DOI: 10.4230/OASIS.iPMVM.2020.11
- [Webe22a] Weber, D.; Kirsch, B.; Jonsson, J.E.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Simulation based compensation techniques to minimize distortion of thin-walled mono-lithic aluminum parts due to residual stresses. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 38, 427-441 (2022). DOI: 10.1016/j.cirpj.2022.05.016
- [Webe22b] Weber, D.; Kirsch, B.; D'Elia, C.R.; Jonsson, J.E.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Simulation based investigation on the effect of the topology and size of milled thin-walled monolithic aluminum parts on the distortion due to residual stresses. *Proceedings of the 11th International Conference on Residual Stresses (2022)*. hal-03869964
- [Webe23] Weber, D.; Kirsch, B.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Simulation-based investigation of the distortion of milled thin-walled aluminum structural parts due to residual stresses. *Proceedings of the 3rd Conference on Physical Modeling for Virtual Manufacturing Systems and Processes (2023)*: S. 149–169.
- [Webe24] Weber, D.; Kirsch, B.; Bachus, N.A.; D'Elia, C.R.; Linke, B.S.; Hill, M.R.; Aurich, J.C.: Variation of initial bulk residual stresses in aluminum alloy 7050-T7451 and its effect on distortion of thin-walled structural parts. In: *Franck, C., et al. Challenges in Mechanics of Biological Systems and Materials, Thermomechanics and Infrared Imaging, Time Dependent Materials and Residual Stress, Volume 2*. SEM 2023. *Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series*. Springer, Cham (2024).
- [Wei07] Wei, Y.; Wang, X.W.: Computer simulation and experimental study of machining deflection due to original residual stress of aerospace thin-walled parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 33/3 (2007), S. 260-265.
- [Wolf73] Wolfstieg, U.; Macherauch E.: Ursachen und Bewertung von Eigenspannungen. In *Chemie Ingenieur Technik - CIT 45/11 (1973)*, S. 760-770.
- [Wies90] Wiesner, C.; Hoadley, A.F.A.; Ramaroson, M.; Ilschner, B.: Werkstücktemperaturen bei der Zerspanung - Messung und Berechnung. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 21 (1990), S. 194-206.
- [Wies92] Wiesner, C.: Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results. *Metallurgical Transactions A* 23/3 (1992), S. 989-996.
- [Will21] Williamson, T.: G-Code Reader. <<https://de.mathworks.com/MATLABcentral/fileexchange/67767-g-code-reader>> 04.08.2021.
- [Wohl84] Wohlfahrt H.: The influence of peening conditions on the resulting distribution of residual stress. *Proceedings of the second International Conference on Shot Peening (1984)*: S. 316-331.
- [Wu16] Wu, Q.; Li, D.P.; Zhang, Y.D.: Detecting milling deformation in 7075 aluminum alloy aeronautical monolithic components using the quasi-symmetric machining method. *Metals* 6/4 (2016).
- [Yang13] Yang, Y.; Li, M.: Establishment of Mathematical Relation Model between Dislocation Motion and Machining Deformation of Titanium Alloy Monolithic Component. In *Advanced Materials Research* 820 (2013): S. 212-215.
- [Yang14] Yang, Y.; Li, M.; Li, K.R.: Comparison and analysis of main effect elements of machining distortion for aluminum alloy and titanium alloy aircraft monolithic component. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 70/9 (2014): S. 1803-1811.
- [Yang18] Yang, Y.; Xia, L.; Zhao, G.; Meng, L.; He, N.: Investigation of the coupled distribution of initial and machining-induced residual stress on the surface of thin-walled parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 98/1 (2018), S. 213-222.
- [Youn07] Younger, M.S.; Eckelmeyer, K.H.: Overcoming Residual Stresses and Machining Distortion in the Production of Aluminum Alloy Satellite Boxes. *SNL Technical Report (2007)*.
- [Zers23] Zerspanungstechnik.de <<https://www.zerspanungstechnik.de/blog/2018/02/20/fraesspezialisten-fuer-strukturbauteile-aus-alu/>> - 27.06.2023

- [Zhan14] Zhang, Z.; Li, L.; Yang, Y.; He, N.; Zhao, W.: Machining distortion minimization for the manufacturing of aeronautical structure. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 73/9 (2014), S. 1765-1773.
- [Zhon10] Zhongyi, M.; Yunqiao, W.: Analyzing distortion of aircraft structural part in NC machining based on FEM simulation. *2010 International Conference on Mechanical and Electrical Technology* (2010), S. 1-5.
- [Zhou21] Zhou, B.; Liu, B.; Zhang S.: The Advancement of 7XXX Series Aluminum Alloys for Aircraft Structures: A Review. In *Metals* 11-718 (2021).

**Verzeichnis im Themenbereich betreuter studentischer Arbeiten (Erstbetreuung):**

- Pollom, Maximilian: Finite Elemente Simulation der Spannbildung beim Fräsen des Aluminiums Al 7050. Studienarbeit, 2019.
- Ufelmann, Alex: Finite Elemente Simulation der Eigenspannungsentstehung in Folge des Kräfte- und Wärmeeintrags beim Fräsen der Aluminiumlegierung AL 7050. Bachelorarbeit, 2019.
- Haller, Antoine: Finite Elemente Simulation des Fräsprozesses der Aluminiumlegierung Al 7050. Projektarbeit, 2019.
- Hajri, Hossem: Analyse und Bewertung der Verzug bestimmenden Faktoren beim Fräsen dünnwandiger Bauteile. Studienarbeit, 2020.
- Schner, Viktor: Parameterstudie zu Finite Elemente Simulationen des Fräsens der Aluminiumlegierung AL 7050. Studienarbeit, 2020.
- Kloos, Vincent: Finite Elemente Simulation des Verzugs dünnwandiger Komponenten der Aluminiumlegierung Al 7050 aufgrund fräsbedingter Eigenspannungen. Projektarbeit, 2020.
- Kloos, Vincent: Finite Elemente Simulation des Verzugs dünnwandiger Aluminiumbauteile aufgrund von fräsbedingten Eigenspannungen unter Beachtung der Frässtrategie. Masterarbeit, 2021.
- Pauli, Biana: Optimierung eines FEM Modells des Fräsens der Aluminiumlegierung AA7050 mittels einer Parameterstudie und Netzanalyse. Diplomarbeit, 2021.
- Petri, Adelina: Analyse des Einflusses der Werkzeuggeometrie auf prozessinduzierte Eigenspannungen beim Fräsen der Aluminiumlegierung 7050 mittels Finite Elemente Simulationen. Studienprojekt, 2023.
- Wolf, Marvin: Analyse des Einflusses der Schnittparameter auf prozessinduzierte Eigenspannungen beim Fräsen der Aluminiumlegierung 7050 - T7451. Masterarbeit, 2023.
- Knoch, Leon: Topologieoptimierung dünnwandiger Aluminiumstrukturbauteile zur Minimierung des eigenspannungsbedingten Bauteilverzugs mittels FEM Simulationen. Studienprojekt, 2023.

# 11 Anhang

Tabelle 11-1: Chemische Zusammensetzung

| Chemie (wt%) | SI   | FE   | CU   | MN   | MG   | CR    | ZN   | TI   | V    | ZR   | Weit |
|--------------|------|------|------|------|------|-------|------|------|------|------|------|
| A/B          | 0,04 | 0,09 | 2,20 | 0,01 | 2,0  | 0,01  | 6,3  | 0,03 | 0,01 | 0,11 | 0,03 |
| C            | 0,04 | 0,07 | 2,20 | 0,03 | 2,07 | 0,001 | 6,16 | 0,04 | 0,01 | 0,10 | 0,03 |
| D            | 0,04 | 0,07 | 2,20 | 0,03 | 2,07 | 0,001 | 6,16 | 0,04 | 0,01 | 0,10 | 0,03 |

Tabelle 11-2: Mechanische Eigenschaften

| Werkstück / Eigenschaft | Dichte in kg/m <sup>3</sup> | E-Modul in N/mm <sup>2</sup> | Max. Streckgrenze in N/mm <sup>2</sup> (LT) | Max. Zugfestigkeit in N/mm <sup>2</sup> (LT) | Elongation in % |
|-------------------------|-----------------------------|------------------------------|---------------------------------------------|----------------------------------------------|-----------------|
| A (Prüfbericht)         | -                           | -                            | 476                                         | 536                                          | 10              |
| C (Prüfbericht)         | -                           | -                            | 477                                         | 539                                          | 12              |
| D (Prüfbericht)         | -                           | -                            | 473                                         | 535                                          | 12              |
| Literaturwert           | 2.830                       | 71.700                       | 469                                         | 524                                          | 11              |

Tabelle 11-3: Inkrementelle Tiefenschritte der Bohrlochmessungen [Webe21a]

| Inkrement in mm | Tiefe in mm | Inkrement in mm | Tiefe in mm |
|-----------------|-------------|-----------------|-------------|
| 0               | -           | 0,0254          | 0,1524      |
| 0,0127          | 0,0127      | 0,0254          | 0,1778      |
| 0,0127          | 0,0254      | 0,0254          | 0,2032      |
| 0,0127          | 0,0381      | 0,0254          | 0,2286      |
| 0,0127          | 0,0508      | 0,0254          | 0,2540      |
| 0,0127          | 0,0635      | 0,0254          | 0,2794      |
| 0,0127          | 0,0762      | 0,0508          | 0,3302      |
| 0,0127          | 0,0889      | 0,0508          | 0,3810      |
| 0,0127          | 0,1016      | 0,0508          | 0,4318      |
| 0,0127          | 0,1143      | 0,0508          | 0,4826      |
| 0,0127          | 0,1143      | 0,0508          | 0,5334      |
| 0,0127          | 0,1270      | 0,0508          | 0,5842      |

Tabelle 11-4: Temperaturabhängige mechanische Eigenschaften für Al7075 [Jean85, Koc06]

| Temperatur in °C | E-Modul in GPa | Querkontraktionszahl $\nu$ | Streckgrenze in MPa | Dichte $\rho$ in kg/m <sup>3</sup> | Thermischer Expansionskoeffizient $\alpha_{\text{Exp}}$ in $10^{-6} \text{ 1/K}$ |
|------------------|----------------|----------------------------|---------------------|------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------|
| 0                | 72,45          | 0,29                       | *                   | 2796                               | *                                                                                |
| 20               | *              | *                          | *                   | *                                  | 21,8                                                                             |
| 66               | *              | *                          | 221                 | *                                  | *                                                                                |
| 100              | 69,69          | 0,29                       | *                   | 2768                               | 23,6                                                                             |
| 200              | 64,86          | 0,29                       | *                   | 2768                               | 24,5                                                                             |
| 250              | *              | *                          | 212                 | *                                  | *                                                                                |
| 300              | 58,65          | 0,29                       | 150                 | 2740                               | 25,4                                                                             |
| 350              | *              | *                          | 87                  | *                                  | *                                                                                |
| 400              | 53,82          | 0,29                       | 60                  | 2713                               | *                                                                                |
| 477              | *              | *                          | 26                  | *                                  | *                                                                                |
| 500              | *              | *                          | *                   | 2685                               | *                                                                                |
| 600              | *              | *                          | *                   | 2657                               | *                                                                                |

\* interpoliert bzw. extrapoliert

Tabelle 11-5: Spannungs-Dehnungswerte bei Raumtemperatur für Al7075 [Koc06]

| Dehnung                   | 0   | 0,05 | 0,1 | 0,15 | 0,2 | 0,25 | 0,5 | 0,6 |
|---------------------------|-----|------|-----|------|-----|------|-----|-----|
| Spannung in MPa bei 25 °C | 221 | 286  | 289 | 290  | 304 | 317  | 357 | 368 |

Tabelle 11-6: Thermische Eigenschaften [Koc06]

| Temperatur in °C                             | 0   | 20  | 100 | 200 | 300 | 400   | 477   | 500 |
|----------------------------------------------|-----|-----|-----|-----|-----|-------|-------|-----|
| Thermische Leitfähigkeit $\lambda_T$ in W/mK | 110 | *   | 120 | 140 | 150 | 160   | *     | 170 |
| Spezifische Wärmekapazität $c_p$ in J/kgK    | *   | 837 | 896 | 963 | *   | 1.130 | 1.193 | *   |

\* interpoliert bzw. extrapoliert

Tabelle 11-7: Wärmeübergangskoeffizient von Aluminium in Wasser [Bamb86, Koc06]

| Temperatur in °C                                                              | 50    | 100 | 150 | 200  | 250  | 300 | 350 | 400 | 450 | 500 | 550 |
|-------------------------------------------------------------------------------|-------|-----|-----|------|------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| Wärmeübertragungskoeffizient $\alpha_h$ (Al in Wasser) in kW/m <sup>2</sup> K | 200,1 | 4   | 9   | 13,5 | 17,5 | 16  | 13  | 11  | 9   | 7   | 5,8 |

Tabelle 11-8: Werkzeugeigenschaften Vollhartmetall Zerspanmodell

| E-Modul in GPa | Querkontraktionszahl $\nu$ | Dichte $\rho$ in kg/m <sup>3</sup> | Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ in W/mK | Spezifische Wärmekapazität $c_p$ in J/kgK | Thermischer Expansionskoeffizient $\alpha$ in 10 <sup>-6</sup> 1/K |
|----------------|----------------------------|------------------------------------|--------------------------------------|-------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------|
| 640            | 0,22                       | 15.000                             | 55                                   | 240                                       | 6                                                                  |

Tabelle 11-9: Johnson Cook Versagensparameter [Lesu01]

| $d_1$ | $d_2$ | $d_3$ | $d_4$ | $d_5$ | $T_S$  | $T_t$ | $\epsilon'_0$ | $\bar{u}_f^{pl}$ |
|-------|-------|-------|-------|-------|--------|-------|---------------|------------------|
| -0,77 | 1,45  | -0,47 | 0     | 1,6   | 600 °C | 20 °C | 1             | 20 $\mu$ m       |

In Abbildung 11-1 sind die P-ES des EDM Prozesses dargestellt. Aufgrund der dominierenden thermischen Effekte sind Zug-ES nahe der Oberfläche vorzufinden.

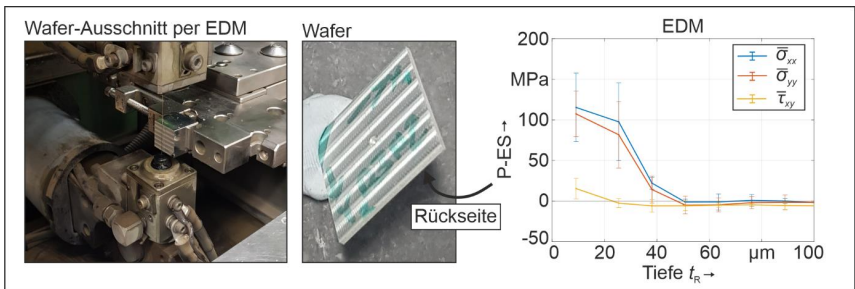


Abbildung 11-1: EDM prozessinduzierte ES auf Wafer-Rückseite

Das in Kapitel 6.2 beschriebene Verhalten der Wiederholbarkeit des Verzugs ist unabhängig vom Fräsmodus (siehe Abbildung 11-2), den I-ES (siehe Abbildung 11-3 und Abbildung 11-4), der Wandstärke (siehe Abbildung 11-5), bzw. der Frässtrategie (siehe Abbildung 11-6).

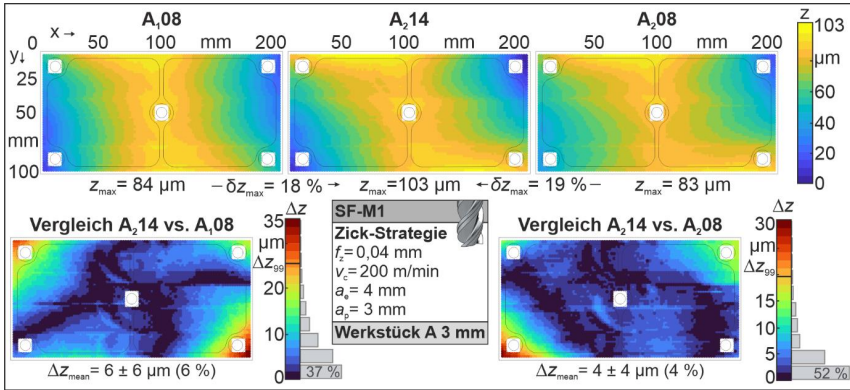


Abbildung 11-2: Vergleich des Taschengeometrie-Verzugs für SF-M1, A, 3 mm, Zick

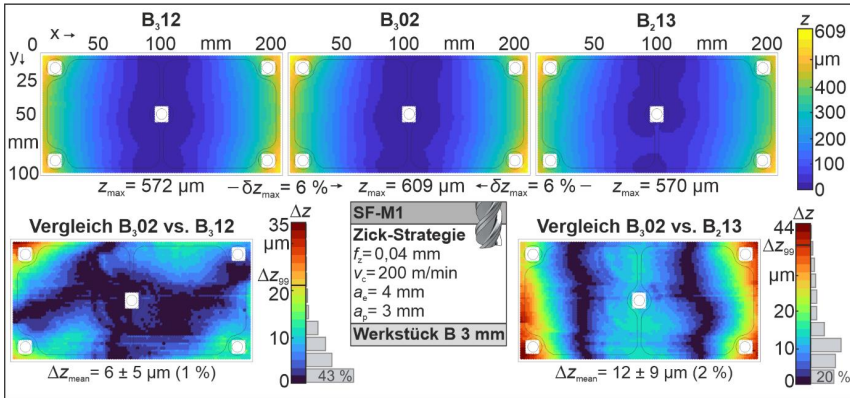


Abbildung 11-3: Vergleich des Taschengeometrie-Verzugs für SF-M1, B, 3 mm, Zick

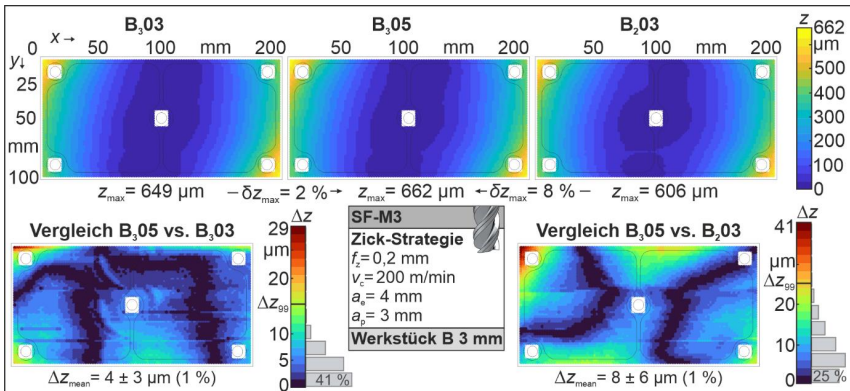


Abbildung 11-4: Vergleich des Taschengeometrie-Verzugs für SF-M3, B, 3 mm, Zick

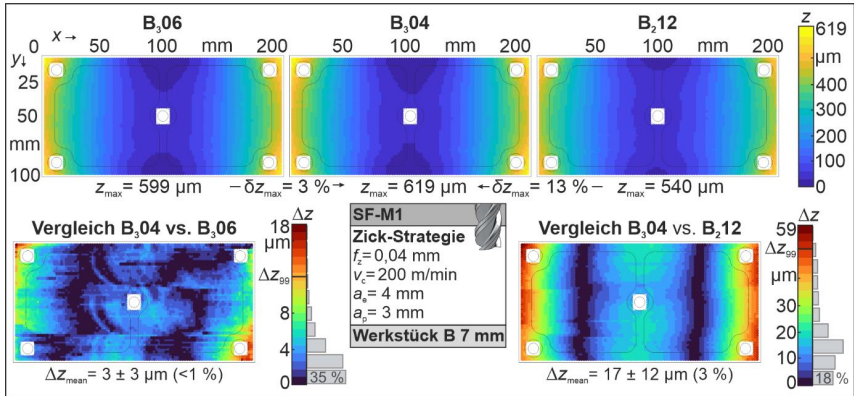


Abbildung 11-5: Vergleich des Taschengeometrie-Verzugs für SF-M1, B, 7 mm, Zick

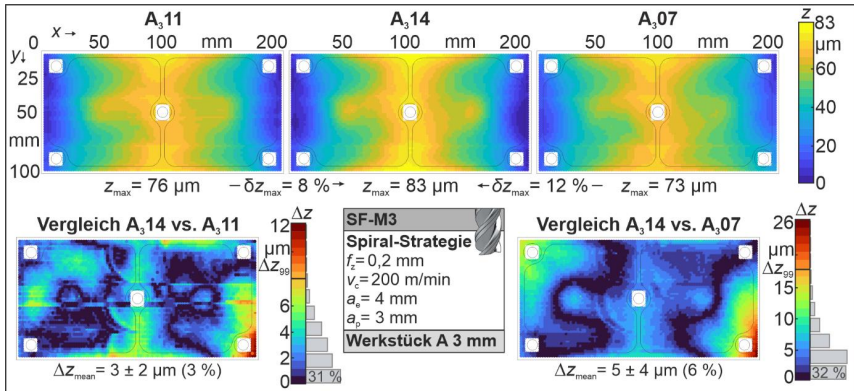


Abbildung 11-6: Vergleich des Taschengeometrie-Verzugs für SF-M3, A, 3 mm, Spiral

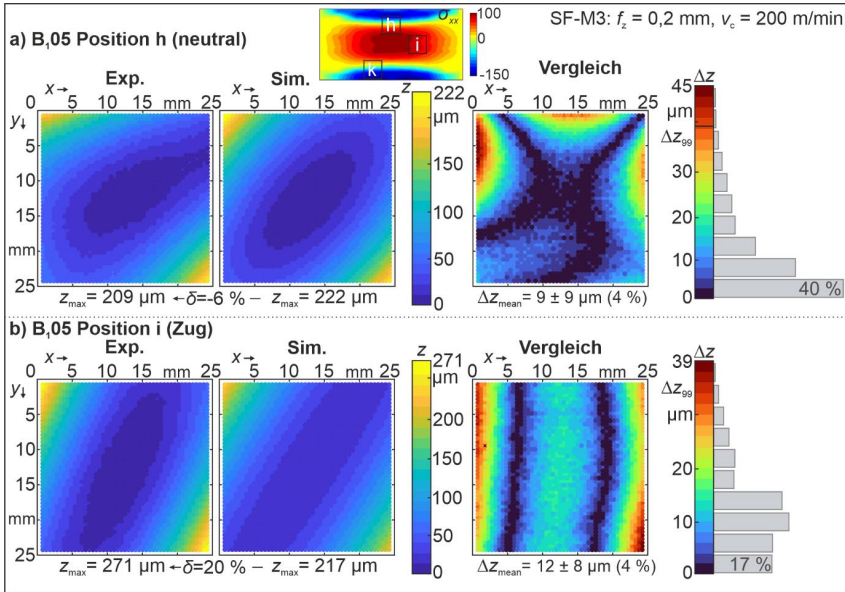


Abbildung 11-7: Vergleich Simulation (nur P-ES bis Tiefenende ohne I-ES) vs. Messung des Wafer-Verzugs WS-B, SF-M3 gefräst, an Position h (a), i (b) nach [Chig22b]

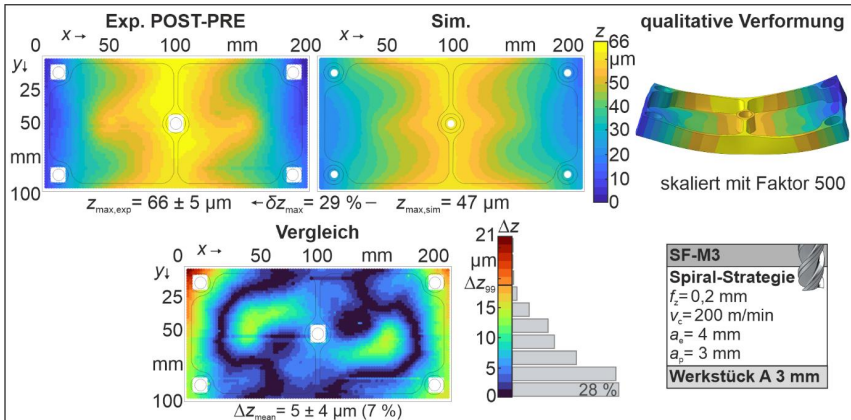


Abbildung 11-8: Vergleich Simulation vs. Messung (POST-PRE): Verzug Taschegeometrie in WS-A, 3mm, SF-M3, Spiral gefräst

Tabelle 11-10: Validierung FEM-Verzug-Modell skalierte Flügelrippe – opt. Einspannung

|                                                                                                          | $z_{\max, \text{Exp}}$<br>in $\mu\text{m}$ | $z_{\max, \text{Sim}}$<br>in $\mu\text{m}$ | $\Delta z_{\max}$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\max}$ ) | $\Delta z_{\text{mean}}$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\text{mean}}$ ) | $z_{99}$<br>in $\mu\text{m}$ |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------|--------------------------------------------|-------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------|------------------------------|
| D z5 3 mm SF-M3 Zick (POST)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D                  | 753                                        | 655<br>407<br>466                          | 98 (13 %)<br>346 (46 %)<br>287 (38 %)                       | 24 ± 19 (3 %)<br>94 ± 70 (13 %)<br>75 ± 56 (10 %)                         | 89<br>284<br>231             |
| D z5 3 mm SF-M3 Zick (POST-PRE)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D              | 553                                        | 655<br>407<br>466                          | -102 (-19 %)<br>146 (26 %)<br>87 (15 %)                     | 21 ± 20 (4 %)<br>54 ± 41 (10 %)<br>35 ± 27 (6 %)                          | 94<br>172<br>122             |
| D z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D                | 693                                        | 476<br>198<br>275                          | 217 (31 %)<br>495 (71 %)<br>418 (60 %)                      | 40 ± 29 (6 %)<br>112 ± 76 (16 %)<br>92 ± 69 (13 %)                        | 127<br>303<br>273            |
| D z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST-<br>PRE)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D        | 486                                        | 476<br>198<br>275                          | 10 (2 %)<br>288 (59 %)<br>211 (43 %)                        | 15 ± 15 (3 %)<br>70 ± 51 (14 %)<br>51 ± 37 (11 %)                         | 64<br>216<br>164             |
| <b>Opt:</b> D z5 3 mm SF-M3 Spiral<br>(POST)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D | 405                                        | 476<br>198<br>157                          | 71 (-17 %)<br>207 (51 %)<br>118 (39 %)                      | 21 ± 20 (5 %)<br>51 ± 38 (13 %)<br>32 ± 25 (8 %)                          | 91<br>152<br>98              |

Tabelle 11-11: Validierung FEM-Verzug-Modell Taschengeometrie – opt. Einspannung

|                                                                                                   | $z_{\max, \text{Exp}}$<br>in $\mu\text{m}$ | $z_{\max, \text{Sim}}$<br>in $\mu\text{m}$ | $\Delta z_{\max}$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\max}$ ) | $\Delta z_{\text{mean}}$ in $\mu\text{m}$<br>( $\delta z_{\text{mean}}$ ) | $z_{99}$<br>in $\mu\text{m}$ |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------|--------------------------------------------|-------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------|------------------------------|
| C z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D         | 108 ± 5                                    | 96<br>46<br>60                             | 12 (11 %)<br>62 (57 %)<br>48 (44 %)                         | 3 ± 2 (3 %)<br>11 ± 9 (11 %)<br>8 ± 7 (8 %)                               | 9<br>38<br>28                |
| C z5 3 mm SF-M3 Spiral (POST-<br>PRE)<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D | 73 ± 3                                     | 96<br>46<br>60                             | 23 (-31 %)<br>27 (37 %)<br>13 (18 %)                        | 7 ± 4 (10 %)<br>6 ± 4 (8 %)<br>3 ± 2 (4 %)                                | 19<br>17<br>8                |
| <b>Opt:</b> C z5 3 mm SF-M3 Spiral<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D    | 61                                         | 96<br>46<br>60                             | 35 (-57 %)<br>15 (24 %)<br>1 (2 %)                          | 12 ± 8 (20 %)<br>3 ± 2 (5 %)<br>4 ± 3 (7 %)                               | 36<br>9<br>13                |
| C z1.5 3 mm SF-M3 Spiral<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D              | 146 ± 10                                   | 112<br>80<br>110                           | 34 (23 %)<br>66 (45 %)<br>36 (25 %)                         | 5 ± 6 (4 %)<br>12 ± 9 (8 %)<br>6 ± 6 (4 %)                                | 17<br>37<br>21               |
| <b>Opt:</b> C z1.5 3 mm SF-M3 Spiral<br>I-ES nach [Prim02]<br>I-ES: Messung C<br>I-ES: Messung D  | 121                                        | 112<br>80<br>110                           | (7 %)<br>(34 %)<br>(9 %)                                    | 4 ± 3 (4 %)<br>6 ± 5 (5 %)<br>4 ± 3 (3 %)                                 | 15<br>23<br>14               |

# Lebenslauf

## Schule:

08/1998 – 06/2002      Grundschule Mehlingen  
07/2002 – 03/2011      Gymnasium am Rittersberg Kaiserslautern  
Zeugnis der allgemeinen Hochschulreife vom 19.03.2011

## Studium:

10/2011 – 02/2017      TU Kaiserslautern, Fachbereich Maschinenbau und Verfahrenstechnik  
Vertiefungsrichtungen: Grundlagen des Maschinenbaus  
Diplomzeugnis vom 14.02.2017

## Berufstätigkeit:

09/2017 – 04/2024      Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungstechnik  
und Betriebsorganisation, RPTU Kaiserslautern-Landau

## Produktionstechnische Berichte aus dem FBK

---

### bereits veröffentlicht wurden

- 01/09 Aurich, J.C.: Radio Frequency Identification (RFID) in der Fertigung – Handbuch zur Einführung in neue Anwendungsfelder.  
2009, ISBN 978-3-941438-08-8 € 30,-
- 02/09 Stürenburg, B.: Optimierung der Spanbildung und Minimierung des Späneeintrages in das Werkstück für das Bohren von Al-Legierungen.  
2009, ISBN 978-3-941438-13-2 € 30,-
- 03/09 Eyrisch, T.: Optimierung der Herstellung von Vollhartmetallwerkzeugen – Strategie zur Vermeidung von Oberflächenschädigungen.  
2009, ISBN 978-3-941438-12-5 € 30,-
- 04/09 von Killisch-Horn, G.: Erfahrungsbasierte Implementierung von APS-Systemen in der Einzel- und Kleinserienproduktion.  
2009, ISBN-978-3-941438-17-0 € 30,-
- 05/09 Naab, C.: Auslaufmanagement – Konzept zur Abwicklung des Serienauslaufs in der Produktion.  
2009, ISBN-978-3-941438-26-2 € 35,-
- 06/09 Herzenstiel, P.: Hochleistungsplanschleifen mit einer definiert gesetzten CBN-Schleifscheibe.  
2009, ISBN-978-3-941438-28-6 € 35,-
- 07/09 Aurich, J.C.: Lebenszyklusorientierte Konfiguration von Produkt-Service Systemen – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2009, ISBN-978-3-941438-27-9 € 30,-
- 01/10 Aurich, J.C.: Organisationsveranstaltung und Kompetenzaufbau bei der Gestaltung und Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-37-8 € 35,-
- 02/10 Aurich, J.C.: Gestaltung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-38-5 € 35,-
- 03/10 Aurich, J.C.: Realisierung investiver Produkt-Service Systeme – Ein Leitfaden für die Praxis.  
2010, ISBN-978-3-941438-39-2 € 35,-
- 04/10 Franke, V.: Einfluss der Werkzeugschneidkante auf die Bohrungsqualität bei der spanenden Bearbeitung langfaserverstärkter Kunststoffe.  
2010, ISBN-978-3-941438-53-8 € 35,-

- 05/10 Sudermann, H.: Gratbildung beim Schleifen – Experimentelle Analyse und Modellierung der Gratbildung sowie Ansätze zur Gratminimierung.  
2010, ISBN-978-3-941438-54-5 € 35,-
- 06/10 Shahzad, M.A.: Analysis of the Machinability of an Aluminum Matrix Composite Material.  
2010, ISBN-978-3-941438-56-9 € 35,-
- 07/10 Gómez Kempf, F.A.: Flexibilitätsorientierte Produktionssysteme – Modulare Gestaltung, Einführung und Nutzung.  
2010, ISBN-978-3-941438-58-3 € 35,-
- 01/11 Engmann, J.: Galvanisch gebundene Mikroschleifstifte – Entwicklung, Herstellung und Einsatz.  
2011, ISBN-978-3-941438-59-0 € 35,-
- 02/11 Leitz, L.: Beitrag zur Beherrschung der Gratbildung bei Bohrungsverschneidungen.  
2011, ISBN-978-3-941438-72-9 € 35,-
- 03/11 Siener, M.: Sicherung der Qualitätsfähigkeit von Produktionsprozessen.  
2011, ISBN-978-3-941438-79-8 € 35,-
- 04/11 Wolf, N.: Modell zur Unterstützung der Analyse von Ausfallursachen bei komplexen mechatronischen Systemen.  
2011, ISBN-978-3-941438-89-7 € 35,-
- 01/12 Faltin, M.: RFID-Einsatz in fertigungstechnischen Prozessketten – Identifikation und Beurteilung von Einsatzpotentialen.  
2012, ISBN-978-3-941438-97-2 € 35,-
- 01/13 Lauer, C.: Integriertes Modell zur Materialflusssimulation und zur Visualisierung in der Virtuellen Realität.  
2013, ISBN 978-3-943995-19-0 € 35,-
- 02/13 Aurich, J.C.: Qualitätsorientierte Instandhaltungsplanung und -steuerung in produktionstechnischen Prozessketten Handbuch für die Praxis.  
2013, ISBN 978-3-943995-21-3 € 35,-
- 03/13 Kirsch, B.: Wirkmechanismen der Kühlschmierstoff-Zufuhr beim Schleifen – Analyse externer und interner Kühlschmierstoff-Zufuhrmethoden.  
2013, ISBN 978-3-943995-25-1 € 35,-
- 04/13 Schweitzer, E.J.: Prozessorientiertes Dienstleistungsproduktionssystem.  
2013, ISBN 978-3-943995-30-2 € 35,-

- |       |                                                                                                                                                                                                              |        |
|-------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------|
| 05/13 | Malak, R. C.: Methode zur softwarebasierten Planung technischer Änderungen in der Produktion.<br>2013, ISBN 978-3-943995-34-3                                                                                | € 35,- |
| 06/13 | Yang, X.: Sound Simulation and Visualization in virtual Manufacturing Systems.<br>2013, ISBN 978-3-943995-39-8                                                                                               | € 35,- |
| 07/13 | Kranz, J.-N.: Konzept zur Vermeidung von Produkt-Piraterie Risiken – Ein Ansatz für die Ersatzteile der Investitionsgüterindustrie –<br>2013, ISBN 978-3-943995-46-6                                         | € 35,- |
| 01/14 | Mannweiler, C.: Konfiguration investiver Produkt-Service Systeme.<br>2014, ISBN 978-3-943995-61-9                                                                                                            | € 35,- |
| 02/14 | Aurich J.C. (Hrsg.): Produktivität und Qualität von Serviceprodukten – Ein Leitfaden für die Praxis.<br>2014, ISBN 978-3-943995-65-7                                                                         | € 35,- |
| 03/14 | Waltemode S.: Qualitätsbewertung technischer Produkt-Service Systeme.<br>2014, ISBN 978-3-943995-68-8                                                                                                        | € 35,- |
| 04/14 | Bohr C. L.: Vermeidung struktureigener Produktpiraterie bei Ersatzteilen.<br>2014, ISBN 978-3-943995-69-5                                                                                                    | € 35,- |
| 05/14 | Olenburg A.: Tribologisches Prozessverhalten beim Bearbeiten von Feinsteinzeug-Fliesen.<br>2014, ISBN 978-3-943995-76-3                                                                                      | € 35,- |
| 01/15 | Zimmermann M.: Drehen von Aluminium - Matrix - Verbundwerkstoffen – Analyse thermischer und mechanischer Einflüsse auf die Fertigungsgenauigkeit bei der Trockenbearbeitung.<br>2015, ISBN 978-3-943995-94-7 | € 35,- |
| 01/16 | Adam M.: Konzept zum Umgang mit scheinbar zufälligen Fehlern an technischen Systemen – eine Systematik.<br>2016, ISBN 978-3-95974-008-1                                                                      | € 35,- |
| 02/16 | Walk M.: Integriertes Desktopmaschinensystem für die Herstellung und Anwendung ultrakleiner Mikroschleifwerkzeuge.<br>2016, ISBN 978-3-95974-021-0                                                           | € 35,- |
| 03/16 | Carrella M.: Zerspanungsmechanismen beim Mikroschleifen von einkristallinem Silizium.<br>2016, ISBN 978-3-95974-032-6                                                                                        | € 35,- |
| 01/17 | Reichenbach I. G.: Beitrag zur Beherrschung der Mikrofräsbearbeitung von Polymethylmethacrylat.<br>2017, ISBN 978-3-95974-042-5                                                                              | € 35,- |

- 02/17 Fallenstein F.: Kühlkanalaustrittsbedingungen bei VHM-Wendelbohrern  
- Analyse der Einflüsse von Kühlkanalaustrittsposition und  
KSS-Volumenstrom auf die Temperatur im Schneidkeil.  
2017, ISBN 978-3-95974-056-2 € 35,-
- 03/17 Winkes P.: Vorgehensmodell für den systematischen Einsatz  
der Virtuellen Realität zur Unterstützung des Montageplanungsprozesses.  
2017, ISBN 978-3-95974-057-9 € 35,-
- 04/17 Schneider F.: Analyse der Spanbildung und Oberflächenmorphologie  
beim Mikrospanen von Titanwerkstoffen  
2017, ISBN 978-3-95974-059-3 € 35,-
- 05/17 Mert G.: Kumulierter Energieaufwand technischer Produkt-Service Systeme  
2017, ISBN 978-3-95974-074-6 € 35,-
- 06/17 Weidig C.: Konzept zum prozessgetriebenen Anforderungsmanagement  
für die Entwicklung mobiler Fabrikplanungs-Apps  
2017, ISBN 978-3-95974-075-3 € 35,-
- 07/17 Cichos D.: Physikalische Modellierung technischer Änderungen  
in der Produktion  
2017, ISBN 978-3-95974-073-9 € 35,-
- 01/18 Effgen C.: Schneidkantenpräparation mit elastisch gebundenen  
Schleifwerkzeugen – Konzeptionierung, Entwicklung und Bewertung  
am Beispiel von Vollhartmetallfräswerkzeugen  
2018, ISBN 978-3-95974-089-0 € 35,-
- 02/18 Kasakow G.: Entwicklung einer ereignisdiskreten Produktionssteuerung  
2018, ISBN 978-3-95974-090-6 € 35,-
- 03/18 Mayer P.: Verformungsinduzierte Martensitbildung beim kryogenen  
Drehen von metastabilem austenitischem Stahl  
2018, ISBN 978-3-95974-098-2 € 35,-
- 04/18 Herder C.: Konzept zur impliziten Identifikation und Planung  
von Technologien für die Produktion  
2018, ISBN 978-3-95974-101-9 € 35,-
- 01/19 Müller C.: Kompakte Luftlagerspindeln für die spanende Mikrobearbeitung  
auf Desktop-Werkzeugmaschinen  
2019, ISBN 978-3-95974-105-7 € 35,-
- 01/20 Meissner H. M.: Integrierte Arbeitsplanung und Produktionssteuerung  
cyber-physischer Produktionssysteme  
2020, ISBN 978-3-95974-125-5 € 35,-

- 02/20 Sinnwell C.: Methode zur Produktionssystemkonzipierung auf Basis früher Produktinformationen – Ein Beitrag zur Integration von Produktionssystemplanung und Produktentwicklung unter Einsatz des MBSE  
2020, ISBN 978-3-95974-127-9 € 35,-
- 03/20 Bohley M.: Prozess-Maschine-Interaktion beim Mikrofräsen von cp-Titan  
2020, ISBN 978-3-95974-130-9 € 35,-
- 01/21 Hotz H.: Kryogenes Drehen metastabiler austenitischer Stähle – Analyse der Wirkzusammenhänge zwischen Einstellgrößen, Prozessgrößen und Oberflächenmorphologie  
2021, ISBN 978-3-95974-146-0
- 02/21 Arrabiyeh P. A.: Electroless Plated Micro Pencil Grinding Tools: Conception, Manufacturing, and Application  
2021, ISBN 978-3-95974-158-3
- 03/21 Yi L.: Eco-Design for Additive Manufacturing Using Energy Performance Quantification and Assessment  
2021, ISBN 978-3-95974-157-6
- 01/22 Kölsch P.: Agile Planung von Produkt-Service Systemen durch den Einsatz von Design Thinking  
2022, ISBN 978-3-95974-170-5
- 02/22 Klauer K.: Mikrofräsen flächenhafter Kalibriernormale auf Basis realer Bauteiloberflächen  
2022, ISBN 978-3-95974-177-4
- 03/22 Greco S.: Additiv-Subtraktive Prozesskette in der Mikrobearbeitung – Analyse der Einflüsse auf die Prozess- und Prozessergebnisgrößen beim selektiven Laserschmelzen und Mikrofräsen von Edelstahl 1.4404  
2022, ISBN 978-3-95974-182-8
- 04/22 Siedler C.: Entwicklung eines Transformationskonzepts zur Digitalisierung von Produktionssystemen in KMU  
2022, ISBN 978-3-95974-185-9
- 05/22 Kirsch B.: Spezialanwendungen von Schleifscheiben - Technologische Möglichkeiten und Anforderungen sowie deren Nachhaltigkeit  
2022, ISBN 978-3-95974-191-0
- 01/23 Basten S.: Sub-zero Kühlschmierstoffe: Wirkmechanismen und Einsatzverhalten am Beispiel der Drehbearbeitung  
2023, ISBN 978-3-95974-202-3

- 02/23 Lange A.: Interaktion zwischen Prozess, Werkzeug, Spindel und Maschine bei der spanenden Mikrobearbeitung. Simulationsgestützte Untersuchung des Mikrofräsens und Mikroschleifens  
2023, ISBN 978-3-95974-205-4
- 03/23 Glatt M. F.: Untersuchung des Einsatzes eines Digitalen Zwillings zur Physiksimulation von Materialflüssen in Cyber-Physischen Produktionssystemen  
2023, ISBN 978-3-95974-207-8
- 01/24 Weber D.: Simulationsgestützte Vorhersage und Minimierung des eigenspannungsbedingten Verzugs beim Fräsen dünnwandiger Aluminium-Strukturbauteile  
2024, ISBN 978-3-95974-227-6

ISSN 0937-9061  
ISBN 978-3-95974-227-6