

Thermo-mechanische FE-Simulation des Zerspanens von zellularen Metallen

Rafael Guerra, M. Sc. Ing.

1 Einleitung

Obwohl die Herstellung offenzelliger zellulärer Metalle bereits sehr formnah möglich ist, ist in einigen Fällen die Nachbearbeitung der Bauteile notwendig. Dabei treten Schwierigkeiten im Zusammenhang mit der Verdichtbarkeit des Materials auf, z.B. in Form von Verschmierung und Verlust der Porosität auf der Oberfläche (Bram, 2003; Liskamm, 2008).

FEM-Modelle zur Analyse der spanenden Bearbeitung von zellularen Metallen mit geometrisch bestimmter Schneide sind Untersuchungsgegenstand. Im Vordergrund steht das Streben nach günstigem Zerspanen zellulärer Metalle durch die Analyse der Spanbildung und die Ermittlung optimaler Schnittwerte.

2 Thermo-mechanische FE-Simulation

Diverse Aspekte sollen bei der Entwicklung des FE-Modells der spanenden Bearbeitung berücksichtigt werden. Im Folgenden werden die wichtigsten Komponenten zur Entwicklung des Modells erörtert.

2.1 Modellierung des thermischen Verhaltens

In Zerspanverfahren wird die Wirkarbeit durch die plastische Verformung sowie durch die Reibung an Span- und Freifläche in Wärmeenergie umgewandelt (Klocke u. König, 2008), die zum Anstieg der Temperatur in Werkstück, Span und Werkzeug führt.

Vorbereitende mechanische und thermo-mechanische FE-Simulationen wurden durchgeführt und die Ergebnisse verglichen. Es wurde bestätigt, dass beim Zerspanen zellulärer Metalle die Wärmeentwicklung die Spanbildung und Reaktionskräfte beeinflusst, besonders bei höheren Schnittgeschwindigkeiten (Abb. 2.1 rechts)

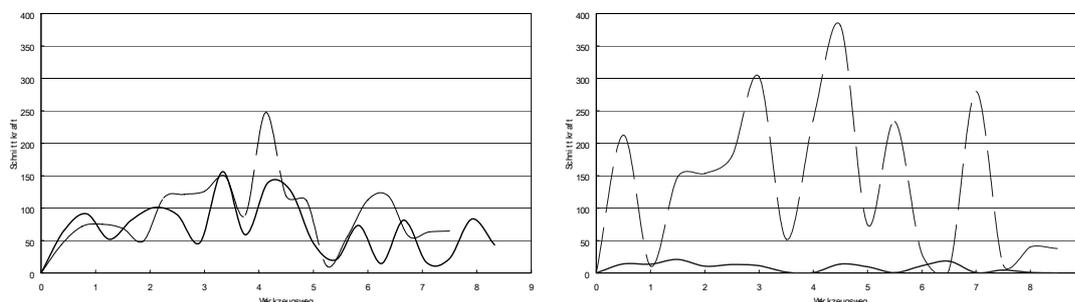


Abb. 2.1: Vergleich des Verlaufes der Reaktionskraft bei den mechanischen (gestrichelte Linie) und thermo-mechanischen (durchgezogene Linie) FE-Simulationen für $v_c = 100$ m/min (links) und $v_c = 400$ m/min (rechts)

Ein thermo-mechanisch gekoppelter Ansatz bei der FE-Simulation ist wegen der auftretende hohe Temperaturen bei der Zerspanung von Metallen erforderlich. Neben der Kopplung des Lösungsverfahrens sind zu diesem Zweck geeignete Stoffgesetze und Reibungsgesetze erforderlich.

2.2 Modellierung des Materialverhaltens

Die plastische Verformung beim Zerspanen verursacht nicht nur Verfestigung, sondern auch thermische Entfestigung und eine Senkung der Reibung zwischen Span und Werkzeug. Bei der Modellierung des Zerspanens sollten alle diese Bedingungen möglichst gut berücksichtigt werden, um das Materialverhalten richtig darzustellen.

Das empirische Stoffgesetz von Johnson-Cook, welche diese Aspekte berücksichtigt (Klocke u. König, 2008), wird in der vorliegenden Arbeit zur Simulation des Zerspanens benutzt. Die Kenngrößen des Stoffgesetzes werden nach (Tounsi u.a., 2002) festgelegt.

2.3 Modellierung der Materialtrennung

Bei der Finite-Elemente-Simulation der plastischen Verformung bleiben die Elemente miteinander verbunden. Im Gegensatz dazu sind bei der Simulation spanender Bearbeitung besondere Methoden notwendig, damit man eine Materialtrennung realisieren kann. Die Simulation der Trennung des Spans kann durch Bruch- und Versagenshypothesen erfolgen (Klocke u. König, 2008). Diese Methode wurde zur Simulation der Scherspannbildung in dieser Arbeit verwendet. Zu diesem Zweck werden geeignete Versagenshypothesen in das FE-Modell integriert.

2.4 Modellierung des Kontakts

Die Modellierung der Reibung beim Zerspanen ist eine sehr anspruchsvolle Aufgabe (Yang u. Liu, 2002). Der Reibungskoeffizient und die Schubspannung in der Kontaktzone variieren (Shaw, 2005). Außerdem ist die Kontaktzone nicht im Voraus bekannt. Neukontakt oder Kontaktverlust zwischen den Elementen, z.B. Werkzeug-Werkstück oder Werkzeug-Span, muss ständig festgestellt werden.

Sartkulvanich u.a. (2005) bewiesen die Gültigkeit zweier Modelle bei der FE-Simulation des Zerspanens von hochlegiertem Stahl, das Reibzahlmodell (Reibgesetz von Coulomb) und das Reibfaktormodell.

2.5 Diskretisierung der Modelle

Bei den 2D-Simulationen werden lineare 3-Knotenelemente mit gekoppeltem Temperatur-Verschiebungsansatz (CPS3T, coupled temperature-displacement 3-node linear plane stress elements) zur Diskretisierung des Modells verwendet.

Bei der Diskretisierung von dünnen Stegen sind mindestens zwei oder vier Elemente im Querschnitt der Stege erforderlich (Maire u.a., 2003). Die Anzahl der Elemente wird nach dieser Richtlinie bestimmt. Das Netz ist im Bereich großer plastischer Verformung feiner (Abb. 2.2).

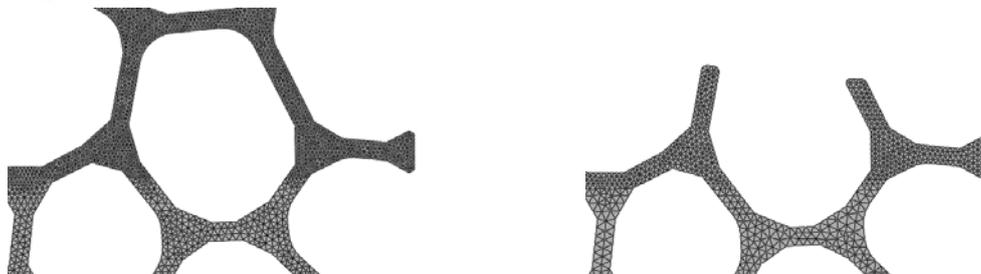


Abb. 2.2: Verfeinerung der Elemente bei der Diskretisierung des Modells A für a) orthogonalen Schnitt und b) Umfangsfräsen

Bei den 3D-Simulationen wird der Werkstoff mit linearen 4-Knotenelementen (Tetraedern) mit gekoppeltem Temperatur-Verschiebungsansatz (C3D4T, coupled

temperature-displacement 4-node linear elements) diskretisiert. Auch dieses Netz ist im Bereich großer plastischer Verformung feiner.

Das Werkzeug wird bei den 2D- und 3D-Simulationen als starrer Körper modelliert.

2.6 Randbedingungen bei der Simulation des orthogonalen Schnitts

In der vorliegenden Arbeit wird ein neuartiger Ansatz verfolgt (Abb. 2.3 links). Die Bodenfläche wird fixiert. Dabei werden nur die Stirnflächen fixiert, um die freie Verformung der Struktur neben der Schnittfläche zu ermöglichen. Ein Abstand von 1mm zwischen Werkzeugweg und Randbedingungen an den Seitenflächen wird eingehalten.

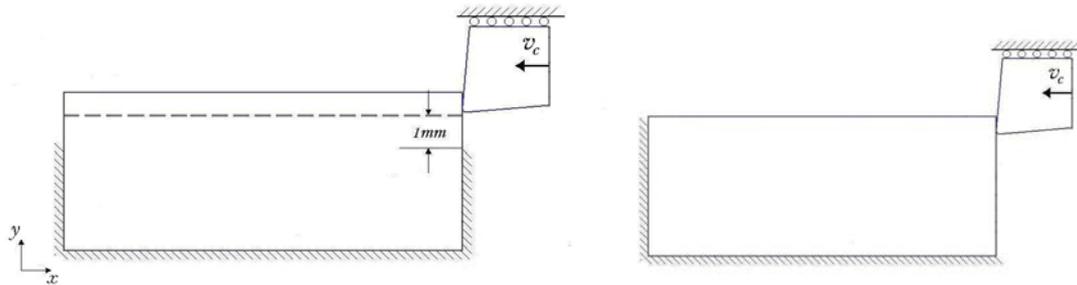


Abb. 2.3: Randbedingungen bei der 2D-Simulation (links) und 3D (rechts)

Das Werkzeug bewegt sich mit der Schnittgeschwindigkeit. Die anderen Freiheitsgrade des Werkzeuges werden fixiert.

Im Gegensatz zum 2D-Modell sind bei der 3D FE-Simulation des orthogonalen Schnitts besondere Randbedingungen nicht erforderlich (Abb. 2.3 rechts). Nur die untere und die dem Werkzeug gegenüberliegende Seite des Werkstückes werden fixiert. Das Werkzeug bewegt sich mit der Schnittgeschwindigkeit. Die anderen Freiheitsgrade des Werkzeuges werden fixiert.

Die Randbedingungen am Werkstück beim Umfangsfräsen werden bei der 2D- und 3D-Simulationen nach dem Ansatz beim orthogonalen Schnitt festgelegt. Bei der 2D-Simulation werden die Boden- und die Stirnflächen fixiert. Bei der 3D-Simulation bilden sie die Randbedingungen der 3D-Simulation vom orthogonalen Schnitt nach.

Das Werkzeug bewegt sich mit der linearen Vorschubgeschwindigkeit. Die Winkelgeschwindigkeit wird je nach Drehrichtung des Werkzeuges eingestellt: im Uhrzeigersinn beim Gegenlauf und entgegen dem Uhrzeigersinn beim Gleichlauf. Die anderen Freiheitsgrade des Werkzeuges werden bei der 2D- und der 3D-Simulation fixiert.

Die Anfangstemperatur des Werkstückes ist identisch mit der Raumtemperatur (25°C). Die Temperatur des Werkzeuges bleibt während der Simulation konstant und ist auch identisch mit der Raumtemperatur. Der Anteil der Wirkarbeit, die bei der FE-Simulation sich in Wärmeenergie umwandelt, wird mit 90% festgesetzt (Shet u. Deng, 2000). Die thermischen Randbedingungen bleiben in allen Fällen unverändert.

3 Validierung der FE-Modelle

3.1 Validierung des zweidimensionalen FE-Modells

Experimentelle Daten, die beim Planstoßen (orthogonaler Schnitt) am offenzelligen zellularen Werkstoff aus Edelstahl 316L ermittelt wurden (Teicher, 2012), werden zur Validierung des FE-Modells benutzt.

Sowohl bei der Simulation als auch beim Versuch wird eine unebene Oberfläche entstehen (Abb. 3.1). Beim Versuch ist die Unebenheit eine Folge der Materialausrisse. Bei der Simulation sind Ausrisse auch erkennbar. Die Beschädigung ist in beiden Fällen auf ein enges Gebiet begrenzt, das etwa eine Zellgröße breit ist.

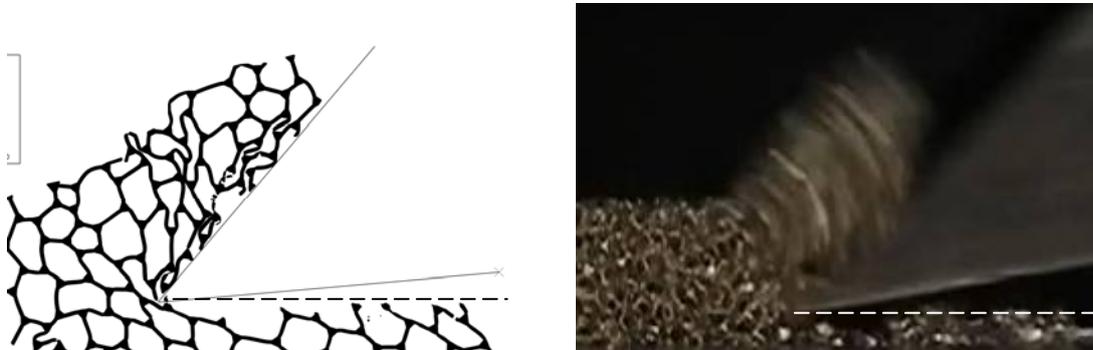


Abb. 3.1: Vergleich der bearbeiteten Oberflächen bei der Simulation und beim orthogonalen Zerspanversuch ($v_c = 20$ m/min, $\gamma_0 = 40^\circ$, $h = 4$ mm) (Teicher, 2012)

Zum Vergleich der Kraftkomponenten werden die Schnitt- und Drangkraft der FE-Simulation und des Zerspanversuchs normiert, d.h. die Werte werden durch die Spanungsbreite b dividiert (Simulation $b = 0,5$ mm; Zerspanversuch $b = 10$ mm).

Die Skalierungsgesetze für Metallschäume von (Ashby u.a., 2000) bieten eine Möglichkeit für den Ausgleich der Kraftkomponenten nach der relativen Dichte. Die skalierten Kraftkomponenten können wie folgt aus den normierten Werten berechnet werden

$$\bar{F} = \hat{F} / \rho_r^{3/2} \quad (1)$$

wobei \hat{F} die nach der Spanungsbreite normierte Kraftkomponente ist.

In Tabelle 3.1 werden die skalierten Werte der experimentellen und der mit der FEM berechneten Kraftkomponenten dargestellt. Die Schnittkraft stimmt in beiden Fällen überein. Hingegen weichen die Drangkräfte ab.

Tab. 3.1: Skalierte experimentelle und berechnete (2D) Mittelwerte der Reaktionskräfte ($v_c = 20$ m/min, $\gamma_0 = 40^\circ$)

	$h = 1\text{mm}$		$h = 4\text{mm}$	
	\bar{F}_C (N·mm ⁻¹)	\bar{F}_D (N·mm ⁻¹)	\bar{F}_C (N·mm ⁻¹)	\bar{F}_D (N·mm ⁻¹)
Experimentell	-970,9111	-466,3767	-897,1886	108,5103
Simulation	-978,3916	-117,6498	-847,2711	-128,5425

3.2 Validierung des dreidimensionalen FE-Modells

Zur Validierung des 3D FE-Modells wird ebenso eine Simulation des orthogonalen Schnitts durchgeführt. Dabei werden die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 20$ m/min, die Spanungsdicke $h = 1$ mm und der Spanwinkel $\gamma_0 = 40^\circ$ verwendet.

Tab. 3.2: Skalierte experimentelle und berechnete (3D) Mittelwerte der Reaktionskräfte

	\bar{F}_C (N·mm ⁻¹)	\bar{F}_D (N·mm ⁻¹)
Experimentell	-970,9111	-466,3767
Simulation	-1491,2880	306,8549

In der Tabelle 3.2 werden die skalierte Schnitt- und Drangkraft der 3D-Modelle und des Zerspanversuchs dargestellt. Die skalierte Schnittkraft ist bei der Simulation 50% größer als der experimentelle Wert. Im Vergleich zum 2D-Modell ist die Abweichung der Schnittkraft bei der 3D-Simulation größer.

Die Abweichung der mit der FEM berechneten Werte der Schnittkraft konnte auf zwei Faktoren zurückgeführt werden: erstens, die stark idealisierte Mesostruktur des 3D-Modells; zweitens das mangelhafte Wissen über das Materialverhalten des Werkstoffes von Zellstegen.

4 FE Analyse des Zerspanens

Trotz der Abweichung der Ergebnisse bei der Validierung der FE-Modelle, konnten die FE-Modelle zur Analyse der Spanbildungsvorgang und Oberflächengüte angewendet werden. Folglich wird der Spanbildungsvorgang beim Orthogonalschnitt und Umfangsfräsen zellulärer Metalle mithilfe der FE-Simulationen analysiert.

4.1 Spanbildungsmechanismen beim Orthogonalschnitt

Wenn das Werkzeug in das Werkstück eindringt, werden die Stege auf Druck und Biegung belastet. Diese Belastung kann die plastische Verformung durch Biegen und Knicken bewirken. Nach der Verdichtung der ersten Zellen wird das zerdrückte Material unterhalb der Schneidkante auf Schub bis zum Bruch belastet (Abb. 4.1 links). Dadurch bildet sich der Span. Gleichzeitig werden die Zellen vor der Schneidkante (über der Schnittfläche) zerdrückt (Abb. 4.1 recht). Die unteren Reihen von Zellen werden auch durch Knicken und Biegen plastisch verformt



Abb. 4.1: Zwei Phasen der Spanbildung für ($v_c = 100$ m/min, $\gamma_0 = 20^\circ$, $h = 1$ mm)

Beim orthogonalen Schnitt ist der Spanbildungsvorgang vergleichbar mit jenem bei der 2D-Simulation (Abb. 4.2).

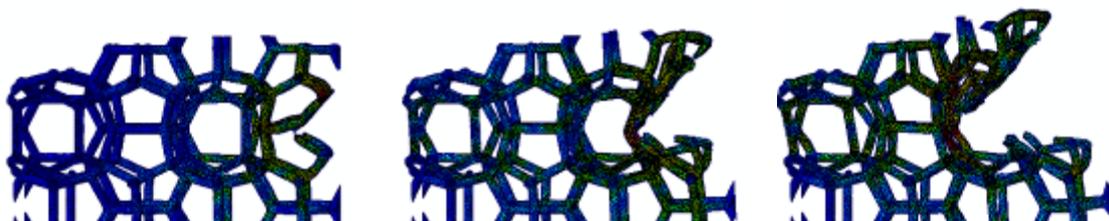


Abb. 4.2: Spanbildungsvorgang bei der 3D FE-Simulation ($v_c = 400$ m/min, $\gamma_0 = 40^\circ$, $h = 1$ mm)

Biegung, Knicken und Dehnung der Stege werden als die vorwiegenden Verformungsmechanismen bei geringen Schnittgeschwindigkeiten erkannt, vor allem das duktile Biegen. Bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten ist der plastische Verformungsbereich breiter und die Verdichtung des Materials deutlicher. Im Gegensatz dazu ist bei hohen Schnittgeschwindigkeiten die Verdichtung geringer. Dabei bleibt der Bruch des Materials auf der Makroebene lokalisiert und tritt früher auf.

4.2 Spanbildungsmechanismen beim Umfangsfräsen

In Abbildung 4.3 werden verschiedene Phasen der Simulation des Spanbildungsvorganges beim Umfangsfräsen dargestellt. Beim Gleichlauf- und Gegenlaufräsen wird der zelluläre Werkstoff vom ersten bis zum dritten Schnitt nur verformt (Abb. 4.3 Mitte). Nur nach dem vierten Schnitt ist Materialtrennung erkennbar (Abb. 4.3 rechts).



Abb. 4.3: Spanbildungsvorgang bei der 2D FE-Simulation des GleichlaufräSENS ($v_c = 100$ m/min, $f_z = 0,3$ mm, $a_e = 1$ mm)

Die FE-berechneten Kraftkomponenten sind viel größer als die experimentellen Ergebnisse. Im Gegensatz zum orthogonalen Schnitt erweist sich das 2D-Modell als ungeeignet für die Berechnung der Kraftkomponenten beim Umfangsfräsen.

In Abbildung 4.4 wird der Vorgang des UmfangsfräSENS dargestellt ($v_c = 400$ m/min, $\gamma_0 = 20^\circ$, $f_z = 0,15$ mm, $a_e = 1$ mm). Das effektive Spanvolumen beim Schnitt ist sehr gering. Dies bleibt es auch bei Änderung der Schnittbedingungen.

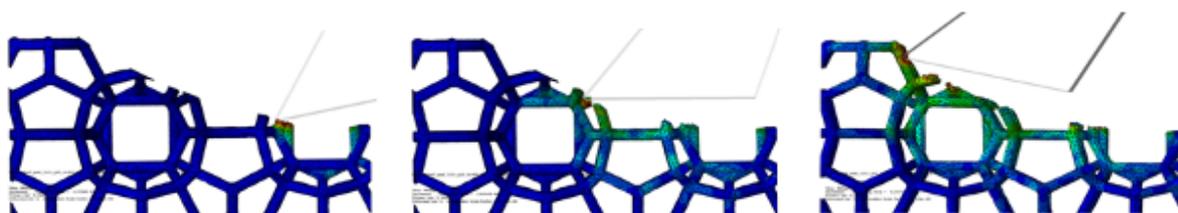


Abb. 4.4: Spanbildungsvorgang bei der 3D FE-Simulation ($v_c = 400$ m/min, $\gamma_0 = 20^\circ$, $f_z = 0,15$ mm, $a_e = 1$ mm)

Beim Versagen des Materials werden die finiten Elemente gelöscht, d.h. sie werden nicht weiter bei der Berechnung betrachtet. Wenn Elemente auf den Oberflächen gelöscht werden, können die Kontaktflächen nicht richtig bestimmt werden. Das führt zur falschen Eindringung zwischen Werkzeug und Werkstück. Bei der 2D FE-Simulation sind diese Probleme vermieden, da der Kontakt-Algorithmus im Vergleich zum 3D-Simulationen robuster ist.

5 Zusammenfassung

Trotz des begrenzten Erfolgs der FE-Modelle bei Vorhersage der Kraftkomponenten sind sie prinzipiell in der Lage, die Spanbildungsvorgänge von zellulären Metallen nachzubilden. Die Verformungsmechanismen, die zur Materialseparation führen, werden bestimmt. Dabei ist die stochastische Mesostruktur des Werkstoffes der entscheidende Faktor.

Aufgrund der heterogenen Mesostruktur des zellulären Werkstoffes ist die Entstehung einer Scherebene beim Zerspanen unmöglich. Stabile sekundäre Scherzonen an der Spanfläche, an der Trennzone und an der Freifläche treten

ebenfalls nicht auf. Deswegen sind nur die mesoskopischen FE-Modelle in der Lage eine zuverlässige Darstellung des Spanbildungsvorgangs anzubieten.

Probleme sind bei den 2D-Simulationen ständig aufgetreten und dadurch konnten manche Simulationen nicht komplett durchgeführt werden. Bei der zweidimensionalen FE-Simulation des Umfangsfräsens geht man an die Grenzen der FE-Software. Die Mesostruktur des Werkstoffes, die Rotationsbewegung des Werkzeuges und die Simulation von Kontakt- und Bruchmechanik führen zum vorzeitigen Ende der Simulation. Die Bewertung der Oberflächengüte ist aus diesem Grund nicht realisierbar.

Die 3D Verformungsmechanismen könnten analysiert werden, aber bei der Simulation des Orthogonalschnitts und des Umfangsfräsens weichen die berechneten Kräfte derzeit noch von experimentellen Ergebnissen ab.

Literatur

- Ashby, M., Evans, A., Fleck, N., Gibson, L., Hutchinson J., Wadley, H. (2000). *Metal Foams: A Design Guide*. Butterworth-Heinemann.
- Bram M. Kempmann, C. Laptev, A. Stöver, D. Weinert, K. (2003). Investigations on the Machining of Sintered Titanium Foams Utilizing Face Milling and Peripheral Grinding. *Advanced Engineering Materials*, 5: 441 – 447.
- Klocke, F., König, W. (2008). *Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer.
- Liskamm, C. (2008). *HSC-Fräsbearbeitung ebener Flächen bei metallischen zellularen Materialien*. Diplomarbeit. TU Dresden.
- Maire, E., Fazekas, A., Salvo, L., Dendievel, R., Youssef, S., Cloetens, P., Letangd, J.. (2003). X-ray tomography applied to the characterization of cellular materials. Related finite element modeling problems. *Composites Science and Technology*, 63: 2431–2443
- Sartkulvanich, P. Altan, T., Soehner, J. (2005). Flow stress data for FE simulation in metal cutting: A progress report on MADAMS. *Machining Science and Technology*, 9: 271–288.
- Shaw, M. (2005). *Metal Cutting Principles*. Oxford University Press..
- Shet, C., Deng, X. (2000). Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process. *Journal of Material Processing Technology*, 105: 95–109.
- Teicher, U. (2012). Private communication.
- Tounsi, N., Vincenti, J., Otho, A., M.. (2002). From the basics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 42: 1373–1383.
- Yang, X., Liu, C. (2002). A new stress-based model of friction behavior in machining and its significant impact on residual stresses computed by finite element method. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44: 703–723.