

# Auslegung der Trajektoriegeschwindigkeit für simultane 5-Achs-Fräsbearbeitung durch kraftmodellbasierte Zerspansimulation<sup>1</sup>

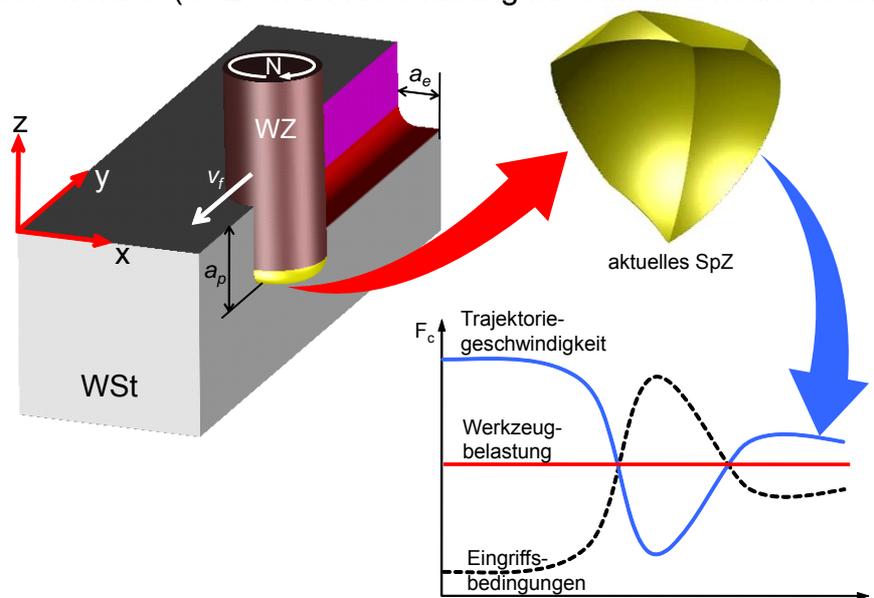
Dr.-Ing. Seok Won Lee

## 1 Einleitung

Die Anforderungen an Informationssysteme für die Zerspansimulation werden ständig erweitert. Diese begründen sich z.B. einerseits durch die steigende Formenvielfalt und –komplexität sowie Materialvielfalt der Bauteile und andererseits durch stark variierende Stückzahlen, kundenindividuelle Aufträge bis hin zur Prototypenfertigung. Durch die simultane 5-Achs-Bearbeitung als innovative Bearbeitungsform ist es möglich, diesen Anforderungen zunehmend gerecht zu werden.

Die dazu notwendige leistungsfähige Prozessplanung ist nur durch den Einsatz von modernen Informationssystemen wirtschaftlich durchführbar. Hauptvertreter solcher Systeme sind CAM-Systeme zur Werkzeug-Bahnplanung (klassischer CAD-CAM-NC Planungsablauf) und zur Erstellung von Steuerungsprogrammen für die Maschine über NC-Datenschnittstellen. Diese Systeme unterstützen im Zusammenhang mit den genannten Anforderungen den Trend zur „virtuellen Maschine“.

Der Markt bietet eine Vielzahl hochproduktiver 5-Achs-Maschinen und Werkzeuge. Die CAM-Systeme weisen aber speziell bei der simultanen 5-Achs-Bearbeitung derzeit noch erhebliche Defizite auf, wodurch die angebotene technische Leistungsfähigkeit ungenutzt bleibt. Für eine sichere Prozessplanung besteht die Notwendigkeit, nicht nur die geometrischen Vorgaben des Bauteils, der technischen Komponenten des Systems, wie es derzeit der Fall ist, zu berücksichtigen, sondern vor allem den eigentlichen Zerspanprozess als Abbild bereits im CAM-System einzubeziehen (vgl. Abbildung 1). Die ablaufenden Bewegungen und Bearbeitungsvorgänge können aus verschiedenen Blickwinkeln überprüft, bewertet und verbessert werden (CAD-CAM-NC-Planung mit Simulationsunterstützung).



**Abbildung 1.** Optimierung der Trajektoriegeschwindigkeit mittels NC-Frässimulation

<sup>1</sup> Gleichnamiges von der AIF gefördertes Projekt

## 2 Modellierung des SpZ und Volumenaktualisierung

Das Spannungsvolumen pro Zahn (SpZ) stellt die Grundlage für das Zerspankraftmodell dar, da technologisch relevanten Spanungsparameter wie Spannungsdicke, Eingriffsfläche und Spannungsvolumen hierin enthalten sind.

Daher werden geometrische Grundlagen zur Festlegung des virtuellen Zerspanprozessmodells beim simultan 5-achsigen Fräsen erforscht. Das Kernziel dieses Arbeitspunktes ist die geometrisch exakte Modellierung des SpZ unter Berücksichtigung des aktuellen Werkstückes. Das SpZ liefert die Primärdaten des Zerspanprozessmodells.

Bevor das SpZ im Rahmen des OptiMill-5ax rechenstechnisch implementiert wird, wurde zuerst die Machbarkeit mit Hilfe eines CAD-Systems untersucht. Dazu wurde das geometrisch exakte Spannungsvolumen pro Zahn für gängige Fräserwerkzeugtypen, das heißt für Kugelkopf-, Schaft- und Torusfräser mit Drall- und Spanwinkel im CAD-System CATIA modelliert und analysiert. Abbildung 2 zeigt einige Ergebnisse der undeformierten SpZ für Schaftfräser mit Eckenradius.

Der Machbarkeitstest beschränkt sich auf das Stirnfräsen bei Gleich- und Gegenlauf. Weitere Fräsertypen wie z.B. Walzen- oder Formfräser werden nicht berücksichtigt.

Es werden ideale Bedingungen angenommen, erstens die Bearbeitung eines homogenen Materials, und zweitens die ideale Schneide der Haupt- und Nebenschneidkanten. Andernfalls würde sich die Geometrie des SpZ sehr kompliziert darstellen.

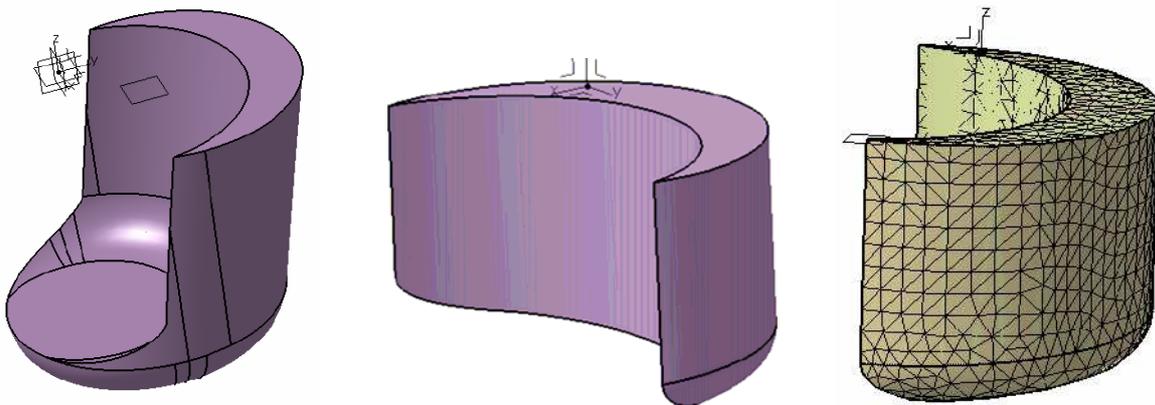


Abbildung 2. Das undeformierte Spanvolumen pro Zahn /Crus-09/

## 3 Modellierung des SpZ und Volumenaktualisierung

Das geometrische Modell des Spanvolumens pro Zahn ist der Ausgangspunkt zur Ableitung der resultierenden Gesamtzerspankraft am Werkzeug. Der Schwerpunkt dieses Abschnittes ist die Erarbeitung eines Zusammenhangs zwischen der Geometrie des Spanvolumens pro Zahn und der resultierenden Kraft durch ein virtuelles Zerspankraftmodell. Die Zerspankraft ist maßgeblich von der zu entfernenden Materialstärke, ausgedrückt durch die Spannungsdicke, abhängig. Die Spannungsdicke kann anhand des geometrischen Modells des Spanvolumens pro Zahn für jeden beliebigen Zeitpunkt des Werkzeugeingriffes abgeleitet werden.

### 3.1 Entwurf des Zerspankraftmodells

Zur Bestimmung der Zerspankraft sollte ein möglichst exaktes Kraftmodell aus den bestehenden empirischen und analytischen Kraftansätzen verwendet werden. Dieser

Kraftansatz soll aber noch nach Möglichkeit geschlossen lösbar sein, damit die spezifischen Schnittkräfte später experimentell ermittelt werden können.

Es werden Zerspankraftmodelle für zylindrische Fräser und Kugelkopffräser mit und ohne Drallwinkel entwickelt. Dabei wird der Gegen- und Gleichlauf differenziert berücksichtigt. Das Zerspankraftmodell nach Richter und Jacobs /Rich-54, Jaco-70/ wird eingesetzt, da die Eckenrundung ( $r_n$ ) an der Schneidkante als Werkzeugverschleißfaktor integriert worden ist was in /Alti-00/ nicht berücksichtigt ist. Die Grundform des Zerspankraftmodell beruht auf der Gleichung (1).

$$F_c = b \cdot (K_1 \cdot h + K_2 \cdot r_n)$$

wobei  $F_c$ :Schnittkraft,  $b$ : Spannungsbreite,  $h$ : Spannungsdicke,  $r_n$ : Schneidkantenradius und  $K_1, K_2$ : die Koeffizienten für die spezifischen Schnittkräfte. (1)

### 3.1.1 Kraftberechnung bei *nicht gedrahten* und *gedrahten* Werkzeugen

Die schneidbezogenen Spanungsgrößen Spannungsdicke  $h$  und Spannungsbreite  $b$ , die als Berechnungsgrundlage der Fräskräfte dienen, sollen jeweils an die verschiedenen Geometrien des Werkzeugs mit oder ohne Drallwinkel angepasst werden.

Beim Fräsvorgang ist die Größe des Spanungsquerschnitts im Laufe der Zeit immer veränderlich. Zur anschaulichen Darstellung des aktuellen Spanungsquerschnitts wird nur das Werkzeug mit eindeutig gekennzeichnete Schneide im Werkzeugkoordinatensystem (s. Abbildung 3 und Abbildung 4) dargestellt und die Fräskraftkomponenten werden immer auf das Werkstück wirkend im Werkstückkoordinatensystem (s. Abbildung 5) abgebildet /Lu-10, Lee-10/.

In Abbildung 3 wird der Spanungsquerschnitt einer nicht gedrahten Werkzeugschneide in einem bestimmten Zeitpunkt  $t$  gezeigt. Es wird angenommen, dass in einem Bearbeitungsprozess das Werkzeug eine Vorschubbewegung immer in x-Richtung ausführt. Wird die Schneidkante des nicht gedrahten Schafffräasers in viele unendliche Punkte zerlegt, haben in diesem Fall alle Schneidpunkte, die gleichzeitig im Eingriff sind, denselben Vorrichtungswinkel  $\phi(t)$  und damit die gleiche Spannungsdicke  $h$ . Die Spannungsdicke  $h$  der einzelnen Schneidpunkte kann mit der Gleichung (2) berechnet werden, die in die Gl.(1) ersetzt werden kann.

$$h(t) = R - R \cdot \cos\left(\frac{\theta f_z \cos\phi(t)}{f_z \cos\phi(t) + \theta R}\right) + \left(\frac{f_z \theta R}{f_z \cos\phi(t) + \theta R}\right) \cdot \sin\phi(t)$$

mit  $\phi(t) = \omega t$  und  $\theta = \frac{2\pi}{z}$  in rad.

- |           |   |   |     |
|-----------|---|---|-----|
| $R$       | – | der Werkzeugradius,   | (2) |
| $f_z$     | – | Vorschub pro Zahn,  |     |
| $\phi(t)$ | – | der Vorschubrichtungswinkel zum Zeitpunkt $t$ ,               |     |
| $\theta$  | – | der Zahnteilungswinkel, mit $\theta = \frac{2\pi}{z}$ in rad. |     |

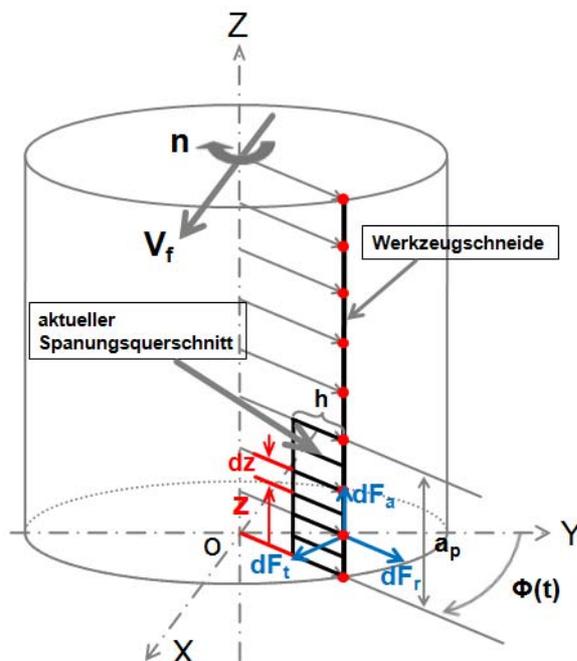
In Abbildung 4 wird der Spannungsquerschnitt des gedrahten zylindrischen Fräsers zu einem Zeitpunkt, zu dem die maximale Schnitttiefe  $a_p$  gerade erreicht wird, dargestellt. Im Unterschied zu dem Fräsvorgang bei nicht gedrahtem Schafffräser ist hier die Spannungsdicke  $h$  der einzelnen Schneidpunkte entlang der Schneidkante nicht konstant.

Betrachtet man nun die zwei Punkte  $P_U$  und  $P_O$  auf der Schneidkante, die jeweils den untersten und obersten Schneidpunkt repräsentieren, haben die beiden Punkte zwar den gleichen Betrag ihrer Schnittgeschwindigkeiten, aber unterschiedliche Vorschubrichtungswinkel. Während zum Zeitpunkt der unterste Schneidpunkt  $P_U$  in das Werkstück einschneidet, hat der oberste Punkt  $P_O$ , der einen Verzögerungswinkel zu dem Punkt  $P_U$  besitzt, noch keinen Kontakt mit dem Werkstück und damit auch keine Spannungsdicke. Dieser Verzögerungswinkel kann durch einen festen Wert  $\phi_0$  angegeben werden. Erst wenn das Werkzeug um  $\phi_0$  weiter umdreht, beginnt der Punkt  $P_O$  dann zum Eingriff in das Werkstück.

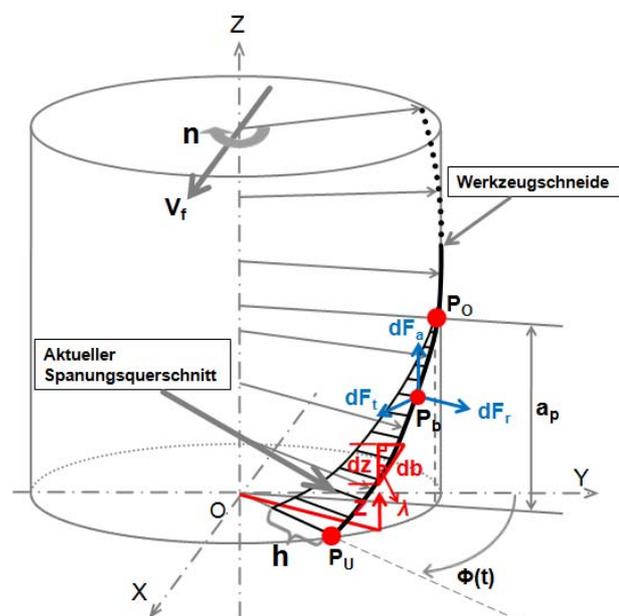
Die Spannungsdicke jedes einzelnen Schneidpunkts, der einen eigenen Vorschubrichtungswinkel besitzt, kann mittels Gleichung (3) berechnet werden, weil alle Schneidpunkte eine gleiche trochoidale Bewegung innerhalb einer Umdrehung in den Ebenen, die senkrecht zur z-Achse sind, ausführen.

$$h(t, z) = R - R \cdot \cos\left(\frac{\theta f_z \cos\phi(t, z)}{f_z \cos\phi(t, z) + \theta R}\right) + \left(\frac{f_z \theta R}{f_z \cos\phi(t, z) + \theta R}\right) \cdot \sin\phi(t, z), \quad (3)$$

mit  $\phi(t, z) = \omega t - \frac{z}{R} \tan\lambda$  und  $\theta = \frac{2\pi}{z}$  in rad.



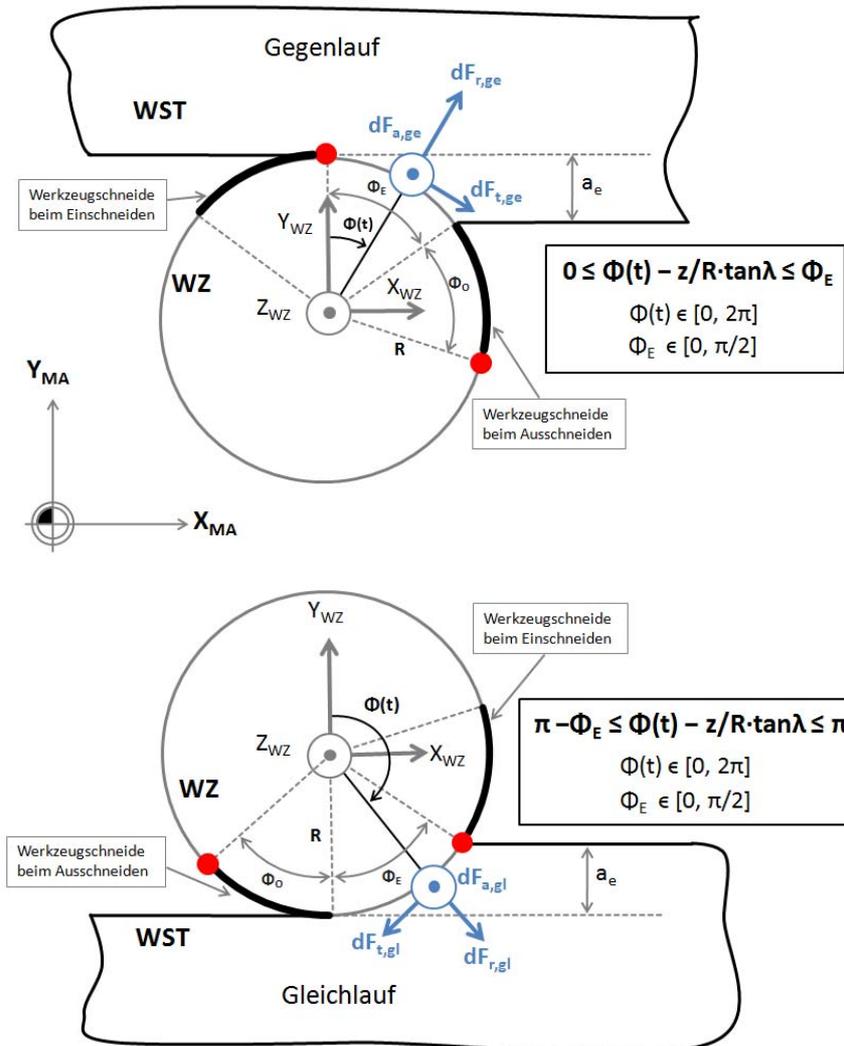
**Abbildung 3.** Spannungsquerschnitt eines zylindrischen Fräsers ohne Drallwinkel



**Abbildung 4.** Spannungsquerschnitt eines zylindrischen Fräsers ohne Drallwinkel

### 3.1.2 Kraftkomponenten bei Gegen- und Gleichlaufräsen

In Abbildung 5 werden die differentiellen Kraftkomponenten eines Schneidpunkts des gedrahten zylindrischen Fräasers beim Gegenlauf- und Gleichlaufräsen dargestellt. An der Werkzeugspitze wird ein Werkzeugkoordinatensystem für die beiden Bearbeitungsfälle festgelegt, dessen z-Richtung der Schnitttiefe  $a_p$  entspricht. Die Kraftkomponenten in diesem Koordinatensystem besitzen im Gegenlauf den Index **ge**, im Gleichlauf den Index **gl**.



**Abbildung 5.** Kraftkomponenten des gedrahten zylindrischen Fräasers im Maschinenkoordinatensystem beim Gegen- und Gleichlaufräsen  
Werkzeug fährt entlang  $X_{MA}$  und dreht sich um  $Z_{WZ}$  im Uhrzeigersinn.

Die Zerspankraft entsteht beim Gegenlauf nur, wenn sich alle Schneidpunkte im Winkelbereich  $[0, \Phi_E]$  befinden (siehe Abbildung 5 oben). Dabei ist  $\Phi_E$  der Eingriffswinkel, mit welchem das Werkzeug einen gewissen Arbeitseingriff  $a_e$  hat.

Im Gegensatz zum Gegenlaufräsen entsteht die Zerspankraft beim Gleichlauf nur, wenn sich alle Schneidpunkte im Winkelbereich  $[\pi - \Phi_E, \pi]$  im Werkstückkoordinatensystem ( $X_{MA}$ ,  $Y_{MA}$ ,  $Z_{MA}$ ) befinden (siehe Abbildung 5 unten).

In Abbildung 5 kann man noch feststellen, beim Gegenlaufräsen schneidet das Werkzeug mit einer minimalen Spanungsdicke ( $h = 0$ ) in das Werkzeug ein, mit

einer maximalen Spannungsdicke aus. Dieses Verhalten ist im Gleichlauf aber umgekehrt. Die Anteile der radialen und tangentialen Kraftkomponente in dem ortsfesten Maschinenkoordinatensystem lassen sich auch beim Gleich- und Gegenlaufräsen unterscheiden. Dieser Unterschied in der Krafrichtung wird durch Feststellung des Eingriffsbereichs (beim Gegenlauf:  $[0, \phi_E]$  und beim Gleichlauf:  $[\pi - \phi_E, \pi]$ ), der in SIN- oder COS-Funktion eingesetzt wird, berücksichtigt.

### 3.2 Volumenaktualisierung

Das Zerspankräftemodell das im Abschnitt 3.1 ausführlich beschrieben wurde wird auf das undeformierte SpZ angewendet. Abbildung 6 zeigt die prinzipielle Darstellung der unterschiedlichen Booleschen Operationen: Abbildung 6 (a) zeigt das Differenzvolumen das aus dem Subtrahieren des Hüllvolumens vom Rohmaterial resultiert. Damit zu jeder Zeit wird die aktuelle Werkstückgeometrie erhalten. Hingegen Abbildung 6 (b) zeigt das Schnittvolumen zwischen In-Prozess Werkstück (IPW) und dem Hüllvolumen, das zur Berechnung der Zerspankräfte zugrunde liegt.

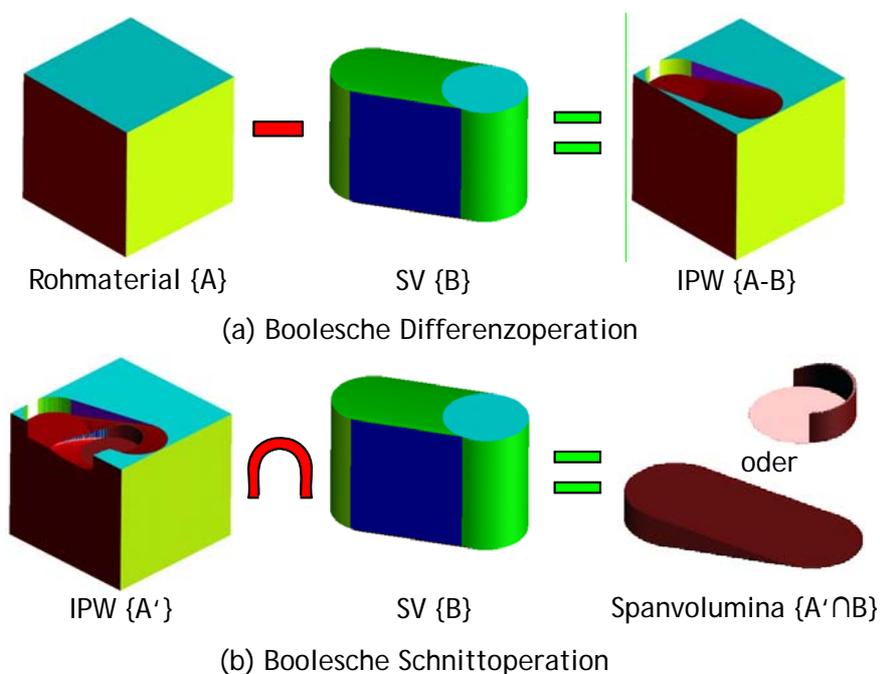


Abbildung 6. Prinzip der Volumenaktualisierung /Nest-10/

## 4 Zusammenfassung

Mit der Arbeit konnte ein grundlegendes Fräsmodell abgebildet werden. Das Modell beruht auf eine linear lösbare Richter-Jacobs-Gleichung für den zylindrischen Schaftfräser, der sich rechentechnisch sehr gut umsetzen lässt und . Im nächsten Schritt soll das Modell durch aufwendige Fräsversuche validiert werden um den nicht optimierten NC-Code anzupassen und sicheren Prozess sichern zu können.

## Literatur

- /Alti-00/ Altintas, Y.: Manufacturing Automation: Metal cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations and CNC Design. Cambridge University Press, 2000.
- /Crus-09/ Crussard, Lucie: Modellierung und geometrische Analyse des Spannungsvolumens pro Zahn (SpZ), IFF TU Dresden, Großer Beleg, Oktober 2009
- /Jaco-70/ Jacobs, H. J.: Problemlösungen für Forschungsschwerpunkte in der Abtrenntechnik, Habilitation, Technische Universität Dresden, 1970
- /Lee-10/ Lee, S. W.; Nestler, A.: Modeling of Cutting Force for Cylindrical Milling Cutter and Feed Rate Optimization Using Five-Axis Milling Simulation“, Proceedings of 8th International Conference on High Speed Machining (HSM), pp.64-70, Metz, France, December 8-10, 2010. ISBN 978-2-9534170-2-9
- /Lu-10/ Lu, Z.: Entwicklung und Implementierung eines dynamischen Zerspankraftmodells, Großer Beleg, TU Dresden 2010
- /Nest-10/ Nestler, A.; Lee, S.W.; Eler, M.: Geometrische Modelle zur realitätsnahen Simulation beim Mehrachsfräsen. Vortrag zum Fachkolloquium „Intelligente Fertigungsprozesse“ am 24.09.2010, Dresden; Selbstverlag TU Dresden, ISBN 3-86005-463-3
- /Rich-54/ Richter, A.: Die Zerspanungskräfte beim Drehen im Bereich des Fließspans, Fertigungstechnik, 4. Jahrgang, Heft 1, S. 3-9, Heft 2, S. 50-55, Heft 3, S. 102-106, 1954