



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

SIMULACE OBRÁBĚCÍCH OPERACÍ POMOCÍ EXPLICITNÍ MKP

SIMULATION OF MACHINING OPERATION USING EXPLICIT FEM

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Andrej Gabriš

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

**Ing. Jan Zouhar,
Ph.D.**

BRNO 2021

Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav strojírenské technologie
Student:	Bc. Andrej Gabriš
Studijní program:	Strojírenská technologie
Studijní obor:	Strojírenská technologie
Vedoucí práce:	Ing. Jan Zouhar, Ph.D.
Akademický rok:	2021/22

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Simulace obráběcích operací pomocí explicitní MKP

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Simulace obrábění je důležitým prvkem při konstrukci a ověřování nových nástrojů a technologických parametrů. Jednou z cest, jak úspěšně simulovat tento proces, je využití metody konečných prvků (MKP). Pro simulace bude použit software s explicitní řešičem. Zde lze použít několik přístupů pro samotnou simulaci. Práce je zaměřena na popis těchto metod a praktické použití jedné z nich na příkladu zapichování a její ověření pomocí praktického experimentu.

Cíle diplomové práce:

1. Literární rešerše používaných metod.
2. Stanovení vstupních podmínek.
3. Simulace dané operace.
4. Praktický experiment zaměřený na výsledky simulace.
5. Porovnání výsledků – zhodnocení.

Seznam doporučené literatury:

PANTELEĚ, O., ET. AL. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damane effects. Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering. Vol. 193, 2004, p. 4383–4399.

FOREJT, M., PÍŠKA M. Teorie obrábění, tváření a nástroje. 1.vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006. 225s. ISBN 80-214-2374-9.

TLUSTY, J. Manufacturing Process and Equipment. 1st edition. Prentice Hall, 1999. 928 p. ISBN-10: 0201498650.

SOO, S. L., Aspinwall, D. K. Developments in modelling of metal cutting processes. In Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Volume 221, N. 4/2007, p. 197-211, ISSN1464-4207.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2021/22

V Brně, dne

L. S.

Ing. Jan Zouhar, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Táto diplomová práca diskutuje analýzu obrábania hliníkovej zliatiny s označením EN AW-6061 T6511, podľa ČSN EN 573-3. Prvá časť práce je teoretickým úvodom do merania rezných síl s aplikáciou rôznych prístupov. Práca ďalej rozoberá problematiku kvázistatického a dynamického správania sa materiálu a jeho popis podľa materiálového modelu plasticity Johnson-Cook. Posledná časť práce sa zaoberá analýzou matematických prístupov využívaných v MKP a simuláciou obrábacieho procesu pri zvolených rezných podmienkach.

KLÚČOVÉ SLOVÁ

obrábanie, zapichovanie, dynamometre, Johnson-Cook materiálový model, metóda konečných prvkov

ABSTRACT

This diploma thesis deals with the analysis of machining of aluminum alloy with the designation EN AW-6061 T6511 according to ČSN EN 573-3. The first part of the thesis provides a theoretical introduction to the measurement of cutting forces with application of different approaches. The thesis further analyzes the topic of quasi-static and dynamic material behavior and its description by Johnson-Cook plasticity material model. The last part deals with parsing of mathematical approaches in finite element method (FEM) and the simulation of machining under the chosen cutting conditions.

KEYWORDS

machining, grooving, dynamometers, Johnson-Cook material model, finite element method

GABRIŠ, Andrej. *Simulace obráběcích operací pomocí explicitní MKP* [online]. Brno, 2022. [cit. 2022-05-20]. Dostupné z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/140279>. Diplomová práca. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojíního inženýrství, Ústav strojírenské technologie, Vedoucí práce Ing. Jan Zouhar, Ph.D.

PREHLÁSENIE

Prehlasujem, že svoju diplomovú prácu na tému „Simulace obráběcích operací pomocí explicitní MKP“ som vypracoval samostatne pod vedením vedúceho diplomovej práce, s využitím odbornej literatúry a ďalších informačných zdrojov, ktoré sú všetky citované v práci a uvedené v zozname literatúry na konci práce.

Brno 20.5.2022

.....
Bc. Andrej Gabriš

Pod'akovanie

Rád by som poďakoval Ing. Janovi Zouharovi, Ph.D. za odborné vedenie pri tvorbe tejto diplomovej práce. Ďalej by som chcel poďakovať firme ALACOM ALVAL s.r.o. za poskytnutie materiálu, Ing. Janovi Řiháčkovi, Ph.D a Ing. Petrovi Kubíkovi, Ph.D. za pomoc s vytvorením materiálového modelu a simuláciami.

Nakoniec by som rád poďakoval svojej priateľke, rodine a priateľom za ich podporu počas štúdia.

OBSAH

ÚVOD	9
1 OBRÁBACIE PROCESY	10
1.1 Definícia sústruženia	10
1.1.1 Zapichovanie	12
1.2 Silový rozklad - všeobecné rezanie polotovaru	12
1.3 Silový rozklad - ortogonálne rezanie polotovaru	14
1.4 Utváranie triesky	14
2 EXPERIMENTÁLNE ZÍSKANÉ ÚDAJE	17
2.1 Meracie prístroje - Dynamometre	17
2.1.1 Mechanické dynamometre	17
2.1.2 Hydraulické dynamometre	19
2.1.3 Pneumatické dynamometre	19
2.1.4 Elektrické dynamometre	19
2.1.5 Piezoelektrické dynamometre	20
2.2 Vstupné parametre rezného procesu	21
2.3 Zapojenie meracích prístrojov	23
2.4 Výsledky merania	25
3 MATERIÁLOVÉ MODEL Y	30
3.1 Kvázistatické spevňovanie materiálu	30
3.2 Dynamické spevňovanie materiálu	31
3.3 Johnson-Cook materiálový model plasticity	32
3.4 Johnson-Cook materiálový model porušenia	32
3.4.1 Hopkinsonov kompresný test	33
3.4.2 Taylorov test	34
3.5 Johnson-Cook materiálový model plasticity EN AW-6061 T6511	36
4 METÓDA KONEČNÝCH PRVKOV (MKP)	49
4.1 Implicitné metódy	50
4.2 Explicitné metódy a matematické formulácie	50
4.2.1 Lagrangeova metóda	50
4.2.2 Eulerova metóda	51
4.2.3 ALE metóda	52
4.2.4 SPH metóda	53
4.3 Kritická hodnota časového kroku	54
4.4 Škálovanie hmotnosti materiálu	55
4.5 Hourglassing efekt	55
4.6 Vstupné podmienky simulácie	56
4.7 Výsledky simulácie	59
5 DISKUSIA	61
ZÁVER	64
ZOZNAM POUŽITÝCH ZDROJOV	65

ZOZNAM POUŽITÝCH SYMBOLOV A SKRATIEK	70
ZOZNAM PRÍLOH	74

ÚVOD

S rozvojom výpočtovej techniky je využitie metódy konečných prvkov v priemyselnej praxi čoraz viac žiadúce. Táto aplikácia umožňuje znižovať náklady spojené s výrobou testovacích prototypov, kde dôkladnou analýzou možno predísť defektom jednotlivých dielov. Svoje uplatnenie nachádza v rôznych odvetviach ako je napr. automobilový priemysel s uplatnením najmä v oblasti simulácii deformácie karosérie pri nárazoch (tzv. crash test), s cieľom návrhu čo najoptimálnejšieho tvaru pre zaisťenie bezpečnosti posádky vozidla. Ďalšími využitiami sú statické skúšky napätosti a únavovej životnosti rôznych spojov (nytových, skrutkových, apod.).

Svoje miesto si metóda konečných prvkov našla aj v technologických aplikáciách, či už je to simulovanie tvárniacich operácií (pretlačovanie vpred/spätné/kombinované), posudzovanie napätosti zváraných spojov alebo demonštrovanie priebehu obrábacích operácií, kde je posudzované najmä zaťaženie nástroja a jeho prípadná deštrukcia.

Táto diplomová práca sa zaoberá rešeršou silového rozboru a predpokladov pri tvorbe triesky. Následne je popísaná problematika merania rezných síl pri sústružení, z hľadiska využitia rôznych prístupov. Tieto poznatky sú aplikované pri experimentálnom určení dát zo zapichovacej operácie sústruženia pre zliatinu hliníka s označením EN AW-6061 T6511 podľa ČSN 573-3.

V simulačnej časti je rozobratý je popis tvorby materiálového modelu Johnson-Cook, ktorý je typický pre tieto aplikácie. S jeho využitím bola daná operácia simulovaná, v zjednodušenom lineárnom pohybe, pomocou výpočtového softvéru LS-Dyna.

Použitie pracovné podmienky a druh materiálu v diplomovej práci bol zvolený na základe posúdenia približného silového pôsobenia pri obrábaní zápichov ako dekoračných prvkov (viď obr. 1) v spodnej časti.



Obr. 1: Znáznornenie zápichov na šachových figúrkach.

1 OBRÁBACIE PROCESY

Medzi dve hlavné metódy odoberania materiálu, kedy dochádza ku kontaktu nástroja s obrobkom patria frézovanie a sústruženie.

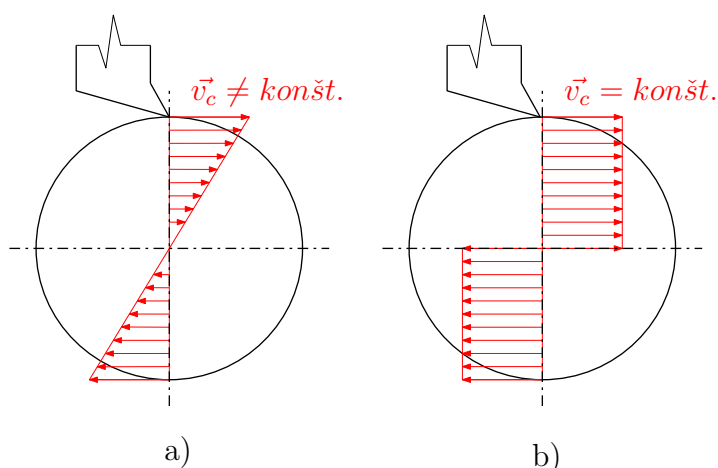
Pre analýzu obrábacích procesov pomocou explicitnej metódy konečných prvkoch (MKP) bolo zvolené sústruženie, konkrétne metóda zapichovania, ktorá je považovaná za jednu zo základných operácií odoberania materiálu. Kapitola sa venuje popisu silového rozloženia, predpokladov napäťových a deformačných stavov pri zvolenom obrábacom deji.

1.1 Definícia sústruženia

Sústruženie je využívané pri výrobe plôch rotačných súčastí (hriadeľov, čapov, atď.). Sústava pozostáva z obrobku a nástroja. Polotvar býva kruhového prierezu vo forme prírezu alebo dlhého tyčového polotovaru, v prípade obrábania na počítačom riadených centrách (CNC z ang. computer numerical control). Konkrétne na dlhotočných automatoch je dĺžka tyče závislá na rozmeroch podávača polotovaru. Obrobok je upnutý vo vreteni stroja, kde vykonáva hlavný (rotačný) rezný pohyb, ktorý je definovaný počtom otáčok za minútu a táto skutočnosť udáva veľkosť reznej rýchlosti na danom priemere obrobku. Veľkosť reznej rýchlosti je závislá na priemere a otáčkach podľa nasledujúceho vzťahu,

$$v_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000}. \quad (1.1)$$

Kde jednotkou reznej rýchlosti je $v_c = (m/min)$, $D = (mm)$ a $n = (1/min)$. Konštanta 1000 zabezpečuje správny prevod do SI jednotiek, tzn. do daného vzorca sú dosadené hodnoty vo vyššie uvedených jednotkách [1], [3]. Zo vzorca 1.1 je zrejmé, že pri nemennej veľkosti otáčok je rezná rýchlosť priamo úmerná veľkosti obrábaného polotovaru. Priebeh rýchlostí je znázornený na nasledujúcom obr. 1.1:

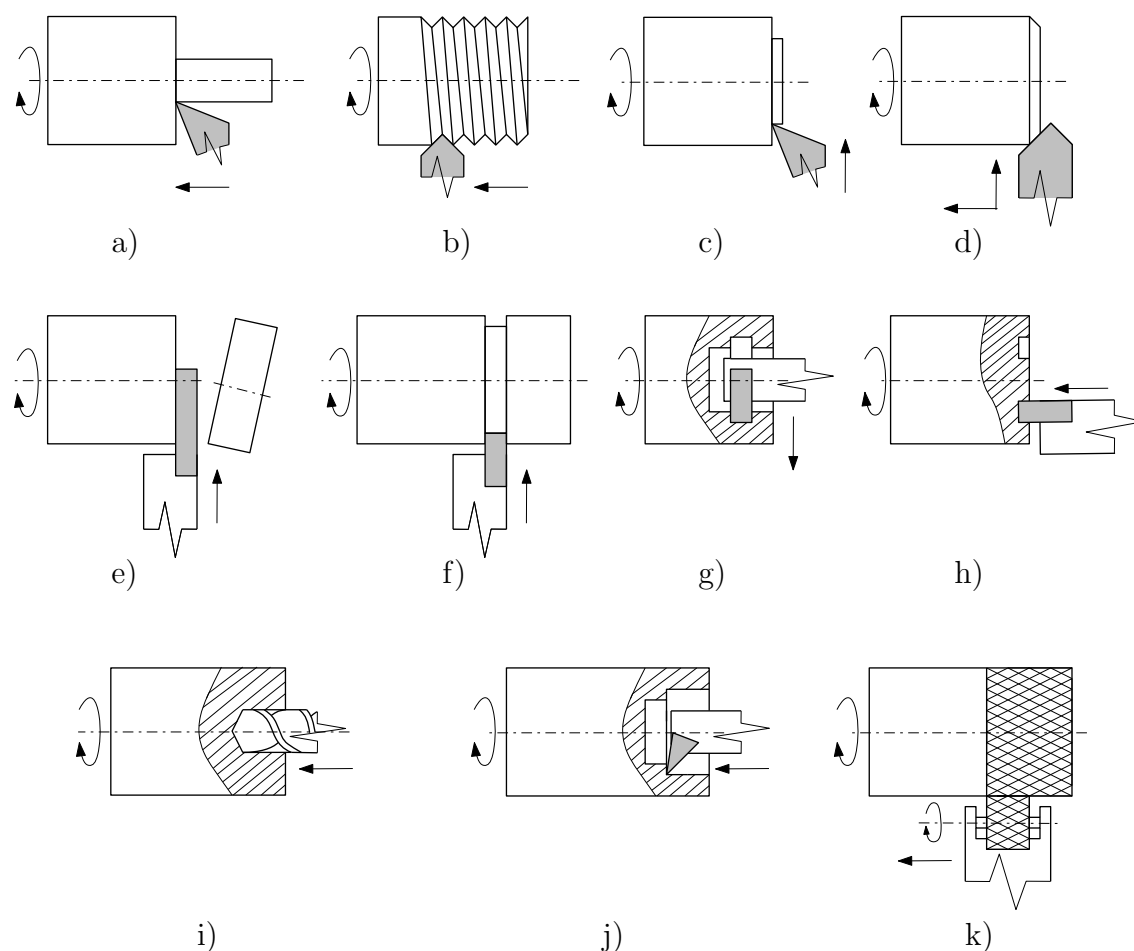


Obr. 1.1: Pohľad na priečný rez obrobkom. Schéma závislosti reznej rýchlosti v_c : a) pri konštantných otáčkach n , b) pri meniacich sa otáčkach n .

Vhodnosť a efektívnosť obrábacieho procesu je dosiahnutá pri správnej voľbe reznej rýchlosti, ktorá závisí na druhu obrábaného materiálu a type sústružníckeho nástroja.

Sústružnícky nôž je zväčša upevnený pomocou prítlačného prvku vo forme skrútky, ktorý je v priamom alebo nepriamom kontakte s telom držiaka tak, aby ostrie noža malo okolo seba dostatočne veľký pracovný priestor a zároveň sa zamedzilo zbytočnému ohybovému napätiu pôsobiacemu na nôž. Spôsoby a polohy upnutia sa líšia v závislosti od používaného typu stroja (nožová hlava, revolverový sústruh, apod.).

Nástroj vykonáva vedľajší (posuvný) pohyb a jeho rýchlosť je označovaná ako v_f s jednotkou (mm/min). Pre úber materiálu sa využívajú sústružnícke nože, s presne zadefinovanou geometriou ostria tak, aby bola splnená požiadavka na daný tvar rezu a delenie triesky. Tieto parametre výrazne ovplyvňuje veľkosť posuvu $f = (mm)$ [3]. Na obr. 1.2 sú znázornené operácie sústruženia a úkony, ktoré možno vykonávať na sústruhu:



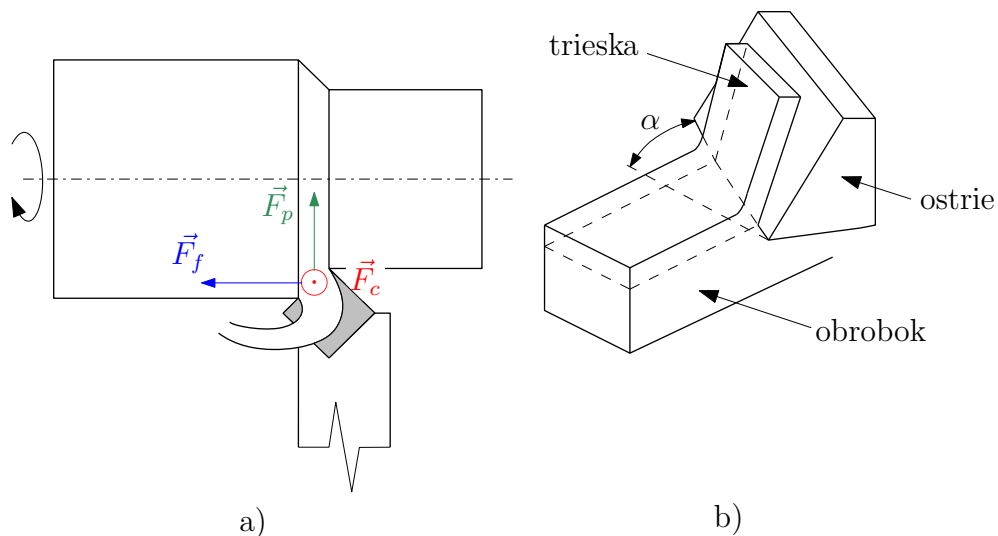
Obr. 1.2: Nákres možných výrobných operácií na sústruhu: a) pozdĺžne sústruženie, b) rezanie závitů, c) sústruženie čelnej plochy, d) zrazenie hrany, e) upichovanie, f) vonkajšie zapichovanie, g) vnútorné zapichovanie, h) čelné (axiálne) zapichovanie, i) vrtanie, j) sústruženie otvoru, k) vrúbkovanie. Prevzaté, upravené a doplnené [2].

1.1.1 Zapichovanie

Zapichovanie je operácia, ktorú možno rozdeliť na čelné/axiálne (v smere osi obrabku), vid' obr. 1.2 h) alebo radiálne (kolmo k osi polotovaru), vid' obr. 1.2 f) a g). V prípade radiálneho spôsobu možno uvažovať o vonkajšom a vnútornom obrábaní. Spomenutá metóda je používaná najčastejšie pri výrobe drážok, ktoré slúžia napr. pre poistné krúžky, prechod medzi plochami s rôznymi opracovaniami povrchu alebo pre zabezpečenie dosadacej plochy osadených hriadeľov.

1.2 Silový rozklad - všeobecné rezanie polotovaru

Pri všeobecnom sústružení je uvažované pôsobenie síl podľa nasledujúceho obr. 1.3. Schéma vyjadruje silové zaťaženie nástroja v troch rôznych smeroch. Rozloženie



Obr. 1.3: a) Všeobecné sústružení v priestore so silovými zložkami. b) Schematický náčrt rezného procesu v rovine. Prevzaté, upravené a doplnené [3] [4].

týchto síl je typické pre operácie pozdĺžneho sústrużenia a frézovania s hlavou kde sú zuby umiestnené v šróbovici, apod.

Pasívna sila F_p je vyvolaná odporom materiálu. Vektor posuvovej sily F_f leží v nástrojovej rovine bočnej (vid' obr. 1.4). Rezná sila F_c tvorí najväčší podiel celkovej sily, ktorej veľkosť možno vyjadriť vektorovým súčinom týchto troch síl podľa vzťahu [1], [4],

$$F = \sqrt{F_c^2 + F_f^2 + F_p^2}. \quad (1.2)$$

Pomer jednotlivých zložiek síl závisí hlavne na uhle nastavenia hlavného ostria (κ_r), obr. 1.4. Pre 45° nadobúda hodnotu $F_c : F_f : F_p = 1 : 0,4 : 0,25$ [5], [6].

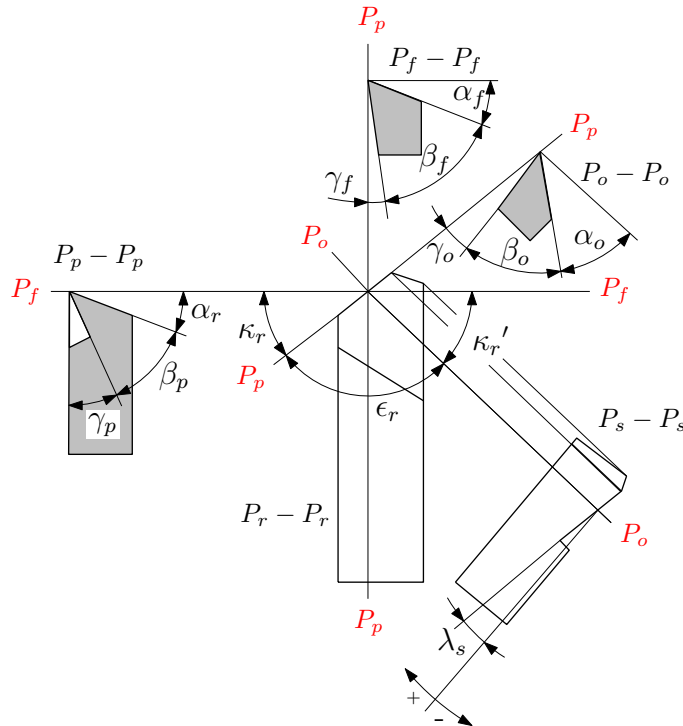
Pre určenie silových účinkov možno využiť dva rôzne vedecké prístupy. Analytický spôsob vychádza z nasledujúcich empirických rovníc, v ktorých je uplatnená materiálová konštanta $C_{Fi} = (MPa)$, šírka záberu ostria $a_p = (mm)$ a veľkosť posuvu $f = (mm)$. Rovnice sú založené na rovnakom tvar a líšia sa len označením exponentov [1],

$$F_c = C_{Fc} \cdot a_p^{x_{Fc}} \cdot f^{y_{Fc}}, \quad (1.3)$$

$$F_f = C_{Ff} \cdot a_p^{x_{Ff}} \cdot f^{y_{Ff}}, \quad (1.4)$$

$$F_p = C_{Fp} \cdot a_p^{x_{Fp}} \cdot f^{y_{Fp}}. \quad (1.5)$$

Britový diagram je využívaný najmä pri nástrojoch z rýchloreznej oceli, kde vyznačením uhlov v príslušných rovinách sú dosiahnuté požadované charakteristiky nástroja. Taktiež po opotrebení ostria počas rezného procesu môže dôjsť k zmene geometrie a vhodným brúsením sústružníckeho noža, podľa britového diagramu, sú obnovené pôvodné vlastnosti nástroja.



Obr. 1.4: Zjednodušený britový diagram sústružníckeho nástroja. Červenou farbou sú znázornené označenia jednotlivých nástrojových rovin. P_r -základná rovina, P_p -zadná rovina, P_f -bočná rovina, P_o -ortogonálna rovina, P_s -rovina ostria. Pre uhly platí: κ_r -uhol hlavného ostria, κ_r' -uhol vedľajšieho ostria, ϵ_r -nástrojový uhol hrotu, λ_s -uhol sklonu hlavného ostria. Pre uhly $\alpha_i, \beta_i, \gamma_i$ platí: $\alpha_i + \beta_i + \gamma_i = 90^\circ$, kde α_i -uhol chrbátu nástroja, β_i -uhol britu, γ_i -uhol čela nástroja a index i vyjadruje príslušnosť k rovine rezu, v ktorej sú uhly merané. Prevzaté, upravené a doplnené [1], [5].

Druhý prístup je aplikovanie dynamometrov, ktoré sú schopné snímať zaťaženie aj vo viacerých osiach. Táto metóda je označovaná ako priame meranie zaťaženia nástrojov. V prípade viac-osových dynamometrov je dôležité uvažovať nad ich správnym natočením vzhľadom k obrobku tak, aby sa predišlo nutnosti uplatnenia goniometrických funkcií, čo môže viesť k zbytočným nepresnostiam pri vyhodnocovaní.

Veľkosť reznú silu možno merať aj nepriamo z výkonu a príslušného krútiaceho momentu na vretení stroja, s využitím vzťahu,

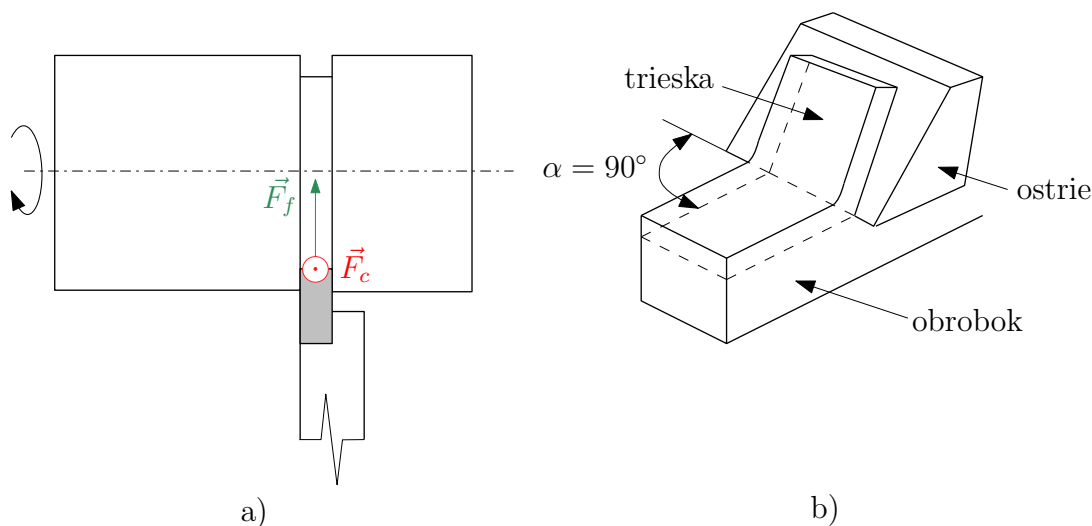
$$P = F \cdot v = F \cdot \omega \cdot R = M \cdot \omega, \quad (1.6)$$

$$F = \frac{P}{\omega R} = \frac{P}{2\pi n \cdot R}. \quad (1.7)$$

Moderné CNC obrábacie centrá disponujú záznamom zo servomotorov. Na základe týchto dát možno určiť celkový požadovaný výkon stroja, reznú silu a ďalšie parametre pre určenie správneho chodu stroja [7].

1.3 Silový rozklad - ortogonálne rezanie polotovaru

Typickým príkladom ortogonálneho rezu sú úkony zapichovanie, frézovanie s priamymi zubami, apod. Operácia zapichovania predpokladá napätové zmeny a pretvorenia iba v určitej vrstve od vonkajšieho povrchu obrobku a kolmosť ostria k smere rezu podľa nasledujúceho nákresu obr. 1.5.



Obr. 1.5: a) Ortogonálne rezanie polotovaru so silovými zložkami. b) Schematický nákres rezného procesu v rovine. Prevzaté, upravené a doplnené [3] [4].

1.4 Utváranie triesky

Vo všeobecnosti utváranie triesky vychádza z plastickej deformácie v rovine strihu, kedy nástroj vniká do materiálu určitou silou, a tak vytvára koncentráciu napätia pred ostrím [8]. V matematických modeloch je strižná rovina uvádzaná ako plocha. V skutočnosti sa však jedná o oblasť, ktorej tvar je závislý napr. na type tepelného spracovania materiálu (ochladenie = rovina, žíhanie = oblasť), typu mechanického spracovania polotovaru alebo aj tvaru špičky rezného nástroja. Pri špičke s rádiusom sa oblasť strihu rozširuje.

obr. 1.6 pri určovaní napätostných stavov sa určujú závislosti v strižnej rovine a v rovine čela nástroja. Tieto sily možno vyjadriť pomocou goniometrických funkcií z reznej (F_c) a pasívnej sily (F_p), ktoré boli namerané dynamometrom. Pri odvodení jednotlivých silových zložiek je vhodné vychádzať z bodov 0 až 9, kde uvažujeme veľkosti jednotlivých úsekov.

Pre dotykovú zložku v strižnej rovine platí,

$$\begin{aligned} F_{\phi T} &= 02 - 12, \\ F_{\phi T} &= F_c \cdot \cos \phi - F_p \cdot \sin \phi, \end{aligned} \quad (1.8)$$

algoritmicky normálová zložka,

$$\begin{aligned} F_{\phi N} &= 13 + 34, \\ F_{\phi N} &= F_c \cdot \sin \phi + F_p \cdot \cos \phi. \end{aligned} \quad (1.9)$$

Ďalšie časti celkovej sily sa stanovujú v rovine čela nástroja, dotyková zložka,

$$\begin{aligned} F_{\gamma T} &= 06 + 67, \\ F_{\gamma T} &= F_c \cdot \sin \gamma + F_p \cdot \cos \gamma, \end{aligned} \quad (1.10)$$

normálová zložka,

$$\begin{aligned} F_{\gamma N} &= 69 - 98, \\ F_{\gamma N} &= F_c \cdot \cos \gamma - F_p \cdot \sin \gamma. \end{aligned} \quad (1.11)$$

Uvažujeme normálové napätie v rovine šmyku ako pôsobenie normálovej zložky šmykovej sily, $F_{\phi N} = (N)$, na prierez triesky $A_D = (mm^2)$, ktorý možno odvodiť z obr. 1.6, pričom šírka triesky je $b_D = (mm)$ [3],

$$\begin{aligned} A_S &= AB \cdot b_D, \\ A_S &= \frac{h_D \cdot b_D}{\sin \phi}. \end{aligned} \quad (1.12)$$

Normálové napätie $\sigma = (MPa)$:

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{F_{\phi N}}{A_S}, \\ \sigma &= \frac{F_c \cdot \sin \phi + F_p \cdot \cos \phi}{\frac{h_D \cdot b_D}{\sin \phi}}. \end{aligned} \quad (1.13)$$

Šmykové napätie $\tau = (MPa)$:

$$\begin{aligned} \tau &= \frac{F_{\phi T}}{A_S}, \\ \tau &= \frac{F_c \cdot \cos \phi - F_p \cdot \sin \phi}{\frac{h_D \cdot b_D}{\sin \phi}}. \end{aligned} \quad (1.14)$$

2 EXPERIMENTÁLNE ZÍSKANÉ ÚDAJE

2.1 Meracie prístroje - Dynamometre

Do skupiny dynamometrov sú zahrnuté všetky zariadenia slúžiace pre meranie zaťaženia nástroja a točivých momentov v reálnom čase, tzn. priamo počas rezného procesu. Získané dáta možno následne využiť napr. pri zostavovaní kriviek opotrebenia nástroja alebo prípadne pri rozbere obrábacieho procesu, kde je za cieľ predísť zlomeniu ostria nástroja a tak zamedziť celkovému poškodeniu tela držiaka. Tieto spôsoby analýzy možno rozčleniť na základe aplikovanej meracej metódy na mechanické, hydraulické, pneumatické, elektrické (indukčné, kapacitné, odporové, piezoelektrické), optické. Ďalšie delenie je na základe možnosti merania jednotlivých zložiek celkovej sily (jednozložkové, dvojzložkové, trojzložkové) alebo pre krútiace momenty [11], [12]. Vzhľadom na využitie dynamometrov aj vo vedeckých aplikáciách sú preto na ne kladené zvýšené požiadavky [13], [14]:

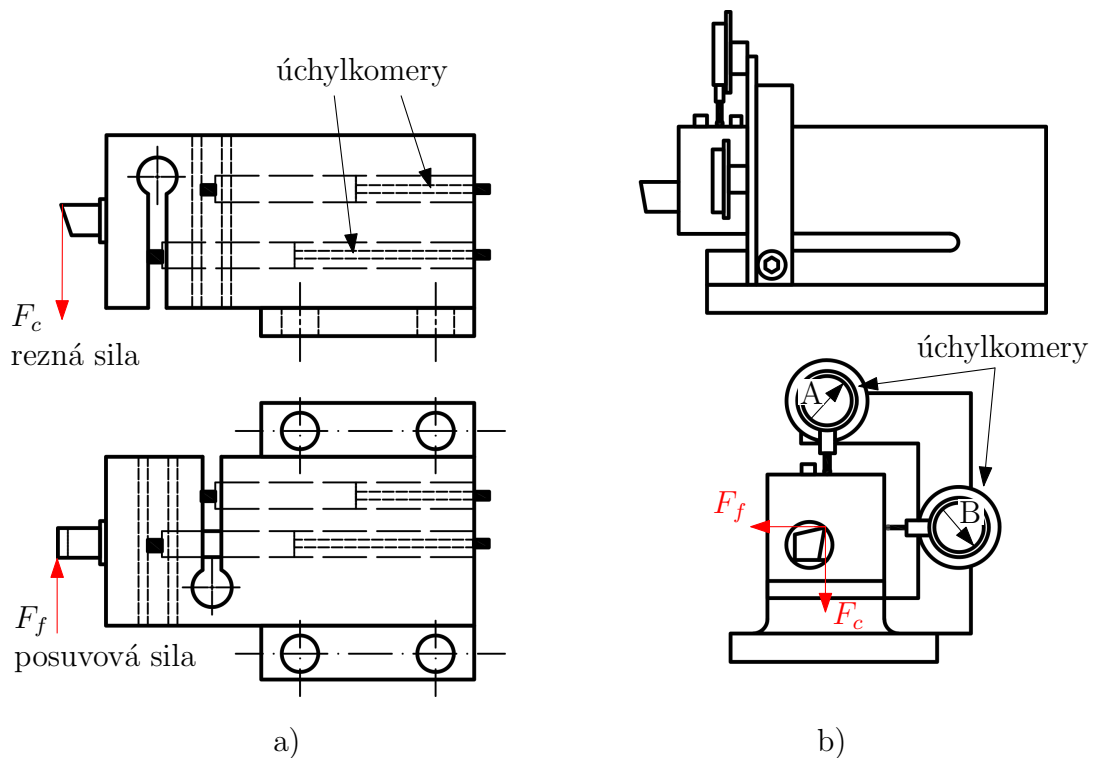
- vysoká tuhosť zariadenia,
- citlivosť, presnosť, spoľahlivosť,
- viac-kanálové 3-osé meranie,
- jednoduchosť zariadenia, snaha o čo najnižší počet rôznych skrutkových spojov, čapov alebo svoriek, ktoré spôsobujú hysterézu trením,
- minimálny počet klzných plôch - neznáme prídavné trecie sily,
- možnosť záznamu priebehu síl v čase v elektronickej podobe,
- odolnosť voči vlhkosti/tekutinám, mazacej kvapaline pri reznom procese,
- stability presnosti meraní - minimálna nutnosť opakovanej kalibrácie zariadenia, stálosť pri zmene teploty/vlhkosti,
- vysoká reakčná odozva,
- optimálne rozmery - univerzálnosť použitia.

2.1.1 Mechanické dynamometre

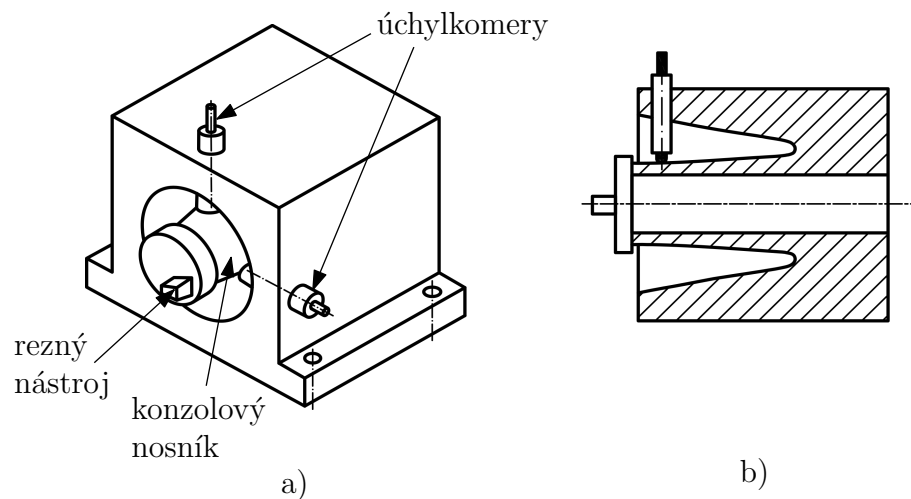
Tento typ meracích prístrojov je zhotovený na základe priamej deformácie kontaktného prvku, ktorý pozostáva zo silových pružín, krúžkov, nosníkov, membrán alebo vtlačovania guľôčky do materiálu s vopred zadefinovanou tvrdosťou [12]. Medzi deformáciou prvku a výslednou zložkou meranej sily je priama závislosť a tá je zaznamenaná pomocou číselníkové úchylkomera.

Na obr. 2.1 a) je znázornené prevedenie dvojzložkového dynamometru. Sensory pre merania silového priebehu sú zabudované priamo v otvoroch v špeciálne upravenom tele pre upevnenie držiaka. V telese sú taktiež špeciálne vyfrézované dve drážky. Do každej z nich je zavedený snímač deformácie tak, aby sa dotýkal steny drážky v nezaťaženej polohe. Dané konštrukčné prevedenie je označované ako *Two-Channel-Slotted Cantilever Dynamometer*. Nevýhodou tohto typu je citlivosť, kedy merania v rôznych smeroch môžu ovplyvňovať výsledky do hodnoty 15%. Nepresnosť merania je možno odstrániť použitím špeciálne tvarovaného konzolového dynamometru bez drážok [13].

Konštrukčné prevedenie mechanického silomeru s jednou drážkou, ktorá je potrebná pre zaznamenanie deformácie v smere reznej sily, je vyobrazené na obr. 2.1 b). Číselníkové úchylkomery sú v tomto prípade umiestnené na samostatnej konzole po vonkajšom obvode držiaka nástroja.



Obr. 2.1: a) Schéma mechanického dvojzložkového dynamometru, konzolového typu s dvojdrážkovým prevedením. Prevzaté a upravené z [13]. b) Schéma mechanického dvojzložkového dynamometru s jednodrážkovým prevedením a rozmiestnením úchylkomerov po vonkajšej konštrukcii. Prevzaté a upravené z [15].



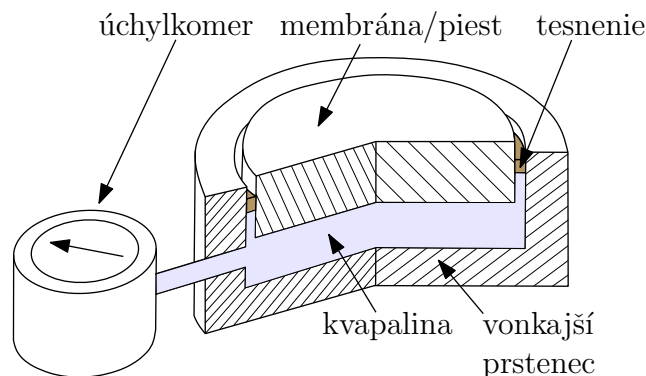
Obr. 2.2: Chisholmov dynamometer: a) izometrický pohľad, b) rez [13].

Meradlá sú rozmiestnené tak, že v procese odoberania materiálu dochádza k ich odľahčeniu, čo je vyjadrené polohu vektorov síl a orientáciou sústružníckeho noža. Preto je potrebné pri ich nastavovaní dodržať určité predpätie. Spôsob ako

predísť skresľovaniu výsledkov a oddeliť jednotlivé zložky sily, aby sa predišlo ich vzájomnému ovplyvňovaniu je využitie dvojzložkového (*Chisholmového*) konzolového dynamometru [13]. Zariadenie je špeciálne tvarované a výrobné z jedného bloku materiálu, na základe predpokladov z kap. 2.1.

2.1.2 Hydraulické dynamometre

Hydraulické dynamometre pracujú na princípe prenosu zaťaženia cez membránu alebo piest, ktorá je v priamom kontakte s kvapalinou. Stlačením kvapalného média



Obr. 2.3: Náčrt prstencového hydraulického dynamometru.

je vyvolaná zmena jej vnútorného tlaku, ktorá je zaznamenaná pomocou analógového úchylkomeru. Použitie takéhoto typu meracieho zariadenia je citlivé na rôzne netesnosti, a teda problémy spôsobené únikom kvapaliny. Tieto skutočnosti a náročná manipulácia vedú k tomu, že hydraulické zariadenia sa v súčasnosti používajú vo veľmi obmedzenom režime pre meranie dynamických dejov [12]. Pri statických je merací rozsah dynamometra je v rozmedzí 0 až 320 kN .

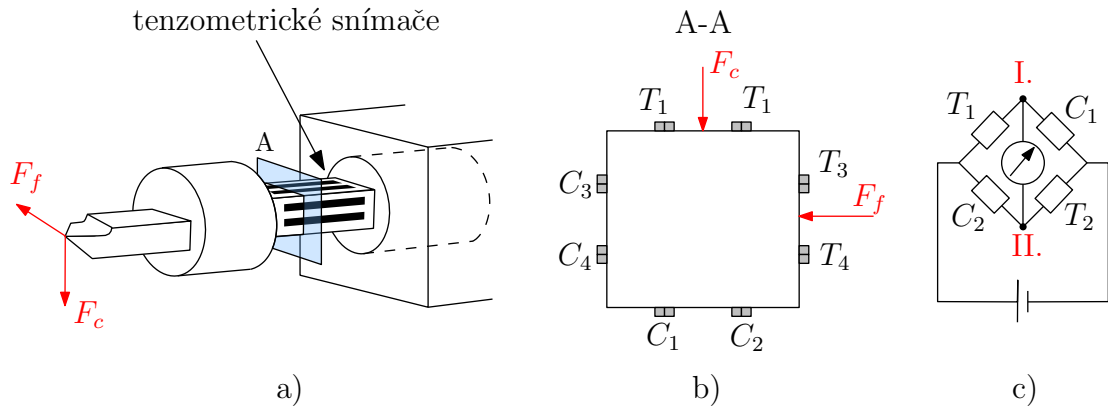
2.1.3 Pneumatické dynamometre

Princíp práce pneumatických silomerov je využitie zmeny prietoku prúdenia vzduchu alebo jeho tlaku, ktorý tečie cez zadanú medzeru. Zariadenia sa vyznačujú pomerne dobrou spoľahlivosťou, jednoduchosťou obsluhy a nízkymi nákladmi na kúpu a údržbu [12].

2.1.4 Elektrické dynamometre

V najrozšírenejších typoch elektrických dynamometrov sú využívané odporové tenzometre, čo je elektrická súčiastka so špeciálne tvarovaným drôtom do rebrovitého tvaru pre zaznamenávanie povrchových deformácií. Celkové výhody silomerov na báze elektriny spočívajú v jednoduchosti prenosu signálu, snímaní rotujúcich prvkov/ nástrojov, malá veľkosť meracích elementov, zaznamenávanie rôznych frekvencií, dostupnosť a prevádzková čistota [12].

Na obr. 2.4 a) je čiernou farbou znázornené umiestnenie tenzometrov, ktoré musia byť na deformačnom prvku vo vhodnej orientácii vzhľadom k zložkám sily



Obr. 2.4: a) Umiestnenie tenzometrických snímačov deformácie na tele držiaka nástroja. b) Rez rovinou A. c) Zapojenie odporových tenzometrov do Wheastonovho mostíka. Prevzaté a upravené z [11].

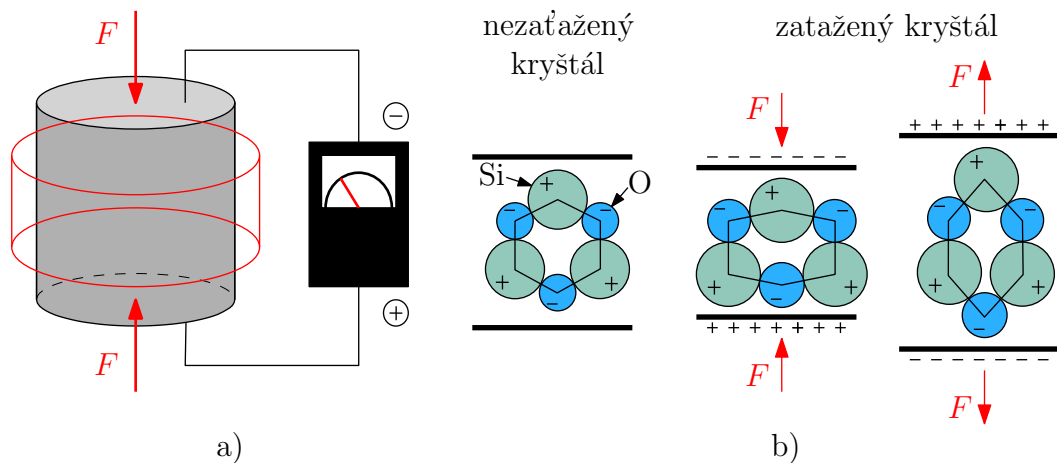
pre správnosť merania, obr. 2.4 b). Zapojenie tenzometrov je do Wheastonovho mostíka, kedy pri nezaťaženom stave nie je zaznamenané žiadne napätie v dôsledku vyváženosti elektrického obvodu. Dvojzložkové meranie síl pozostáva z dvoch separátnych elektrických obvodov. Schéma zapojenia pre reznú zložku sily F_c je na obr. 2.4 c), kde v oblasti T_1 a T_2 je očakávané predĺženie vodiča, tzn. zvýšenie odporu (ťahová časť) a $C_{1,2}$ skrátenie dĺžky vodiča, zníženie odporu (kompresná časť). Tieto malé deformácie generujú nenulový rozdiel elektrických potenciálov v uzlových bodoch I. a II. [11].

2.1.5 Piezoelektrické dynamometre

Piezoelektrický efekt je možné pozorovať pri materiáloch, v ktorých pri pôsobení vonkajšieho zaťaženia dochádza k deformácii molekúl. Zmenou polohy aniónov a katiónov v molekulu nastane elektrická nerovnováha vo vnútri elementu, čo vedie ku generovaniu elektrického náboja na povrchu. Rozdielom potenciálov na oboch koncoch je možné pomocou voltmetra snímať veľkosť napätia, obr. 2.5 a), ktoré je priamo úmerné pôsobiacej sile a nie veľkosti piezo elementu. Vyššia hodnota výsledného náboja je teda dosiahnuteľná pridaním viacerých sériovo radených diskov do systému s paralelným elektrickým zapojením [17]. Poloha kladného a záporného náboja je závislá na tvare deformovanej mriežky a polohe iónov obr. 2.5 b). Obrátený piezoelektrický jav je vyvolaný aplikovaním napätia medzi vhodne vybrúsené plochy elementu, ktoré má za následok vyvolanie tvarovej deformácie materiálu [19].

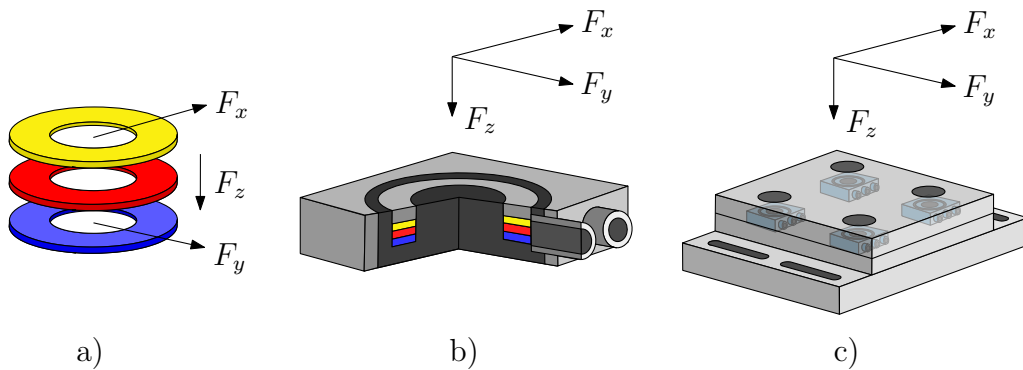
Piezoelektrické materiály sú zaradené do špeciálnej kategórie dielektrických materiálov, kvôli necentrosymetrickej povahe kryštálov. Samostatnou skupinou sú tzv. pyroelektrické materiály, vyznačujú sa spontánnou polarizáciou, ktorá klesá s rastúcou teplotou [20]. Medzi najpoužívanjšie piezoelektriká sú začlenené turmalín, boricit ($Mg_3B_7O_{13}Cl$), Seignettova/Rochellova soľ (vínan draselno-sódny) alebo kremeň (SiO_2), ktorý je uvedený na obr. 2.5 b). Najviac rozšírené je použitie SiO_2 kvôli vysokej pevnosti, dobrej frekvenčnej stabilite, spoľahlivosti a dlhej životnosti.

Na obr. 2.6 je vyobrazené schematické zloženie statického piezoelektrického dynamometru od spoločnosti Kistler. Dynamometer je určený pre 3-zložkové meranie



Obr. 2.5: a) Princíp merania piezoelektrického napätia [16]. b) Podstata piezoelektrického efektu a vnútorná deformácia kryštálu [17], [19], [18].

sily, a teda je vhodný pre sústružnícke operácie. Výsledný produkt je postavený z viacerých častí. Od základných kruhových diskov z materiálu SiO_2 naukladaných na sebe, kde každý z nich zaznamenáva silu iba v jednom smere. Disky sú vložené do senzorov, kde 4 senzory sú umiestnené a uzemnené v dynamometri medzi základnou a vrchnou doskou. Signály z jednotlivých senzorov sú následne matematicky spočítané pomocou počítača v smere jednotlivých osí [17].



Obr. 2.6: a) Usporiadanie piezoelektrických diskov. b) Zloženie piezo senzorov. c) Rozmiestnenie piezo senzorov v dynamometri. Prevzaté a upravené z [17].

2.2 Vstupné parametre rezného procesu

Pre porovnanie simulovaných a experimentálne nameraných dát bol použitý prírez tyče kruhového prierezu zo zliatiny hliníka určeného pre tvárnenie s označením EN AW-6061 T6511 (EN AW-Al Mg1SiCu) podľa ČSN EN 573-3 [21] a chemickým zložením podľa tab. 2.1, ktoré zodpovedá príslušnej norme. Doplnkové označenie

T6 určuje, že daný materiál je po tepelnej úprave, konkrétne rozpúšťacie žihanie a následne po umelom starnutí. Prídavné číslice Tx511 vyjadrujú podmienky pre zníženie pnutia vypínaním, kde sa tyče po vypínaní môžu mierne vyrovnávať pre dosiahnutie požadovaných medzných odchýlok, pričom platí [22]:

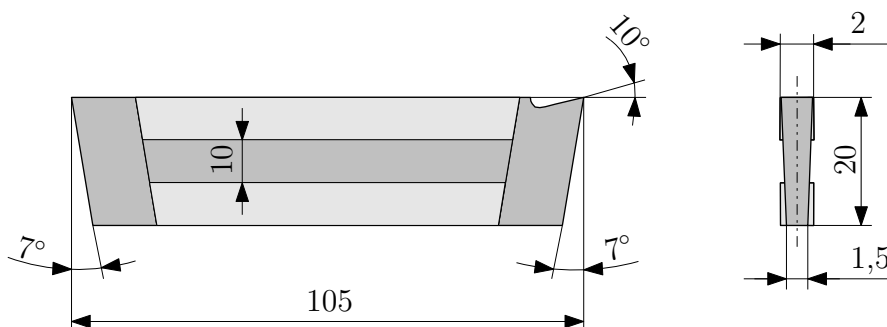
- lisovaná tyč, profil, trubka - 1% až 3% trvalej deformácie,
- ťahaná trubka - 0,5% až 3% trvalej deformácie.

Tab. 2.1: Chemické zloženie EN AW-6061 T6511 [21].

prvok	kremík Si	železo Fe	meď Cu	magnán Mn	horčík Mg	chróm Cr	zinok Zn	titán Ti	hlínik Al
hm. %	0,73	0,12	0,36	0,06	1,02	0,31	0,02	0,02	-

Pevnostné vlastnosti polotovaru sú doložené výrobcom, vid' Príloha B.

Použitý nástroj bol sústružnícky nôž z rýchloreznej ocele (HSS z ang. high speed steel) s uhlom čela $\gamma = 0^\circ$ a $\gamma = 10^\circ$ a s ďalšími rozmermi podľa obr. 2.7. Pre zjednodušenie simulácie bol navrhnutý proces bez použitia chladiacej kvapaliny.

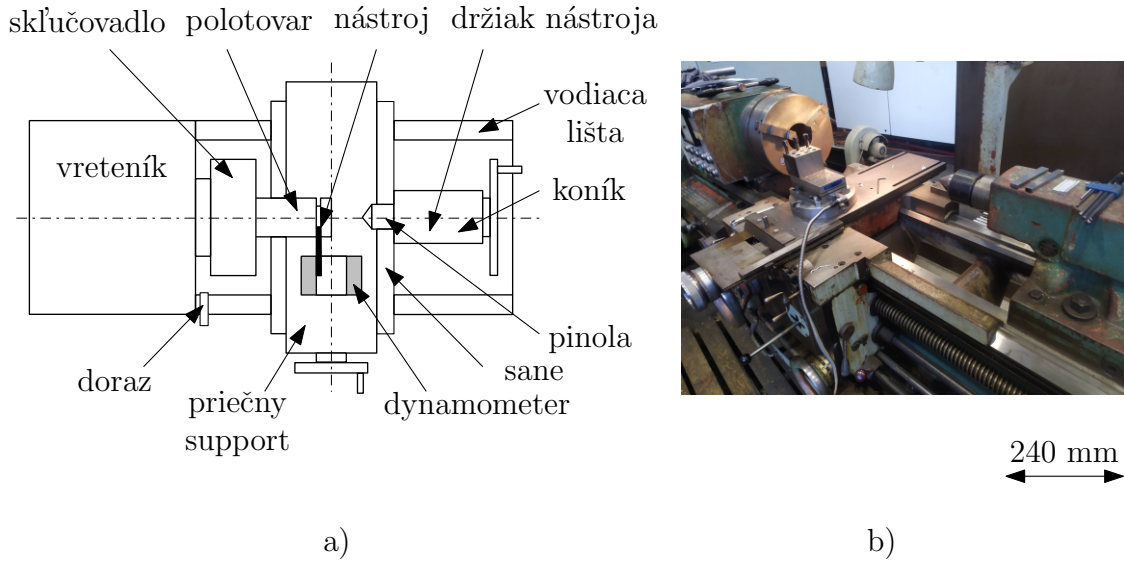


Obr. 2.7: Schéma sústružníckeho noža, ktorý bol použitý pri meraní silových účinkov pri zapichovaní. Hodnoty sú uvedené v milimetroch.

Ako stroj bol zvolený univerzálny hrotový sústruh TOS SU 50 A (obr. 2.8), ktorého vybrané pracovné parametre sú [23]:

- obežný \varnothing nad lózou 500,0 mm ,
- obežný \varnothing nad suportom 250,0 mm ,
- vzdialenosť medzi hrotmi 1000 - 2000 mm ,
- max. hmotnosť obrobku v hrotoch 850,0 kg ,
- vrtanie vretena 56,0 mm ,
- rozsah otáčok 11,2 - 1400,0 min^{-1} ,
- pozdĺžny posuv 0,027 - 3,8 mm^{-1} ,
- priečny posuv 0,013 - 1,9 mm^{-1} ,
- celkový výkon 14,0 kVA ,
- výkon hl. elektromotoru 11,0 kW.

Určená rezná rýchlosť zapichovania bola $v_c = 200 \text{ m/min}$. Keďže sa nejedná o počítačom riadený stroj (CNC), kde je možno zapísať do NC kódu priamo reznú



Obr. 2.8: a) Schéma univerzálneho hrotového sústruhu (TOS SU 50A) použitého pri meraní rezných síl. Prevzaté a upravené [10], [24], [25]. b) Sústruh TOS SU 50A nachádzajúci sa na Fakulte strojního inženýrství VUT v Brne.

rýchlosť boli na základe matematicky upraveného vzťahu 1.1 vypočítané približné otáčky stroja za minútu.

$$n = \frac{v_c \cdot 1000}{\pi \cdot D}, \tag{2.1}$$

$$n = \frac{200 \cdot 1000}{\pi \cdot 80} = 796 \text{ min}^{-1}.$$

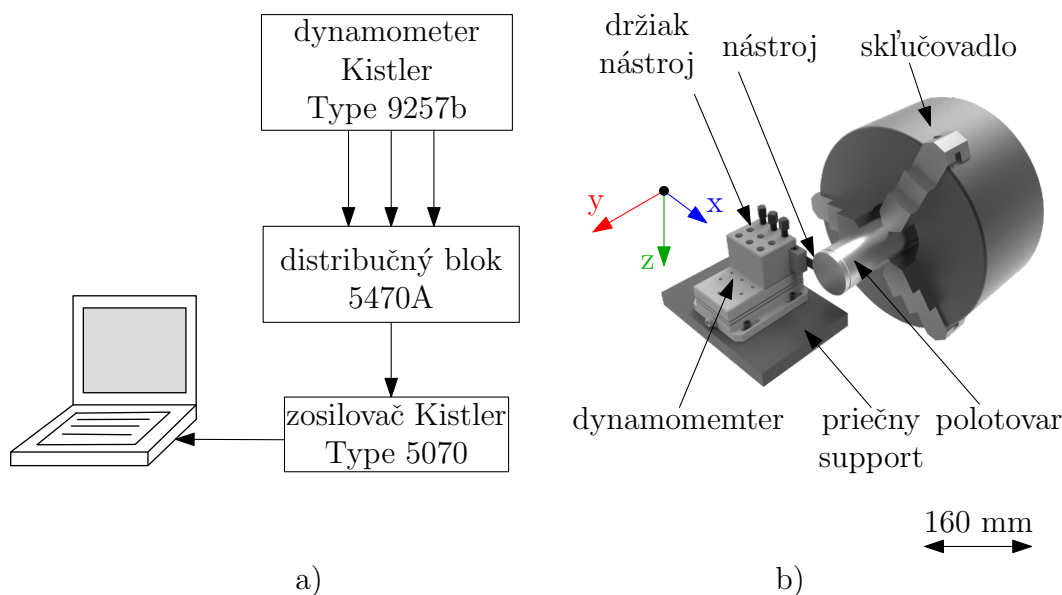
Vzhľadom k tomu, že klasický stroj nedisponuje funkciou zachovania konštantnej reznej rýchlosti (viď obr. 1.1), bola veľkosť otáčok kompenzovaná pomocou lineárnej aproximácie na hodnotu 815 min^{-1} . Polotovár dĺžky 240 mm bol upnutý pomocou troj-čelustového skľučovadla, s vysunutím približne 150 mm .

Tab. 2.2: Zhrnutie podmienok rezného procesu.

priemer polotovaru d	$\varnothing 80 \text{ mm}$
rezná rýchlosť v_c	200 m/min
prepočítané priemerné otáčky n	800 min^{-1}
veľkosť posuvu f	$0,1 \text{ mm}$
šírka záberu ostria a_p	2 mm

2.3 Zapojenie meracích prístrojov

Schematické zapojenie meracích zariadení použitých pri experimente spolu s označením daných modelov je na obr. 2.9.



Obr. 2.9: a) Schéma zapojenia dynamometru. b) Pohľad na umiestnenie dynamometru vzhľadom k obrobku a poloha meracích osi dynamometru.

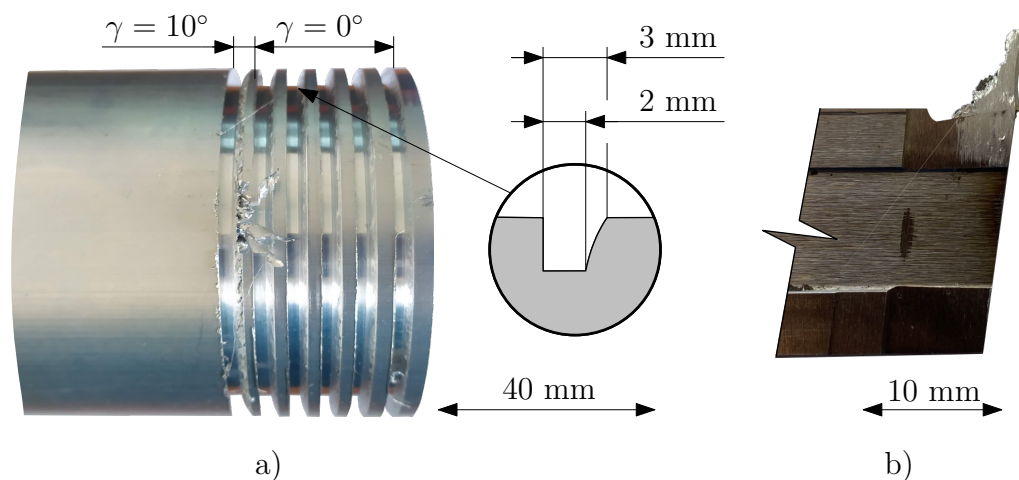
Časový záznam merania bol nastavený na 20 sekúnd, táto hodnota bola zvolená z dôvodu, že samotnú operáciu bolo nutné vykonávať manuálne s nastaveným dorazom na priečnom suporte pre dosiahnutie požadovanej hĺbky zápichu. Vzorkovacia frekvencia bola 3600 Hz a predpokladaná hodnota sily v osi Z bola nastavená na 1 kN . Zvyšné zložky, tzn. F_x a F_y , boli očakávané v rozsahu do $0,5\text{ kN}$.

Tab. 2.3: Špecifikácie piezoelektrického dynamometru typu 9257B spoločnosti Kistler [17].

Rozsah merania	F_x, F_y, F_z	kN	$-5 \div 5$
	F_z	kN	$-5 \div 10$ pri sústružení, ak F_x a $F_y \leq 0,5 \cdot F_z$
Kalibrovaný rozsah merania	F_x, F_y	kN	$0 \div 5; 0 \div 0,5; 0 \div 0,05;$
	F_z	kN	$0 \div 10; 0 \div 1; 0 \div 0,1;$
Citlivosť	F_x, F_y	pC/N	$\approx -7,5$
	F_z	pC/N	$\approx -3,7$
Vlastná frekvencia	f_{nx}, f_{ny}	kHz	$\approx 2,3$
	f_{nz}	kHz	$\approx 3,5$
Rozsah pracovných teplôt		$^{\circ}C$	$0 \div 70$
Rozmery (dĺžka:šírka:výška)		mm	$170 : 100 : 60$
Hmotnosť		kg	$7,3$
Stupeň ochrany IEC/EN 60529			IP67 s pripojeným káblom
Pripojenie			Fischer Flange 9-pole neg.

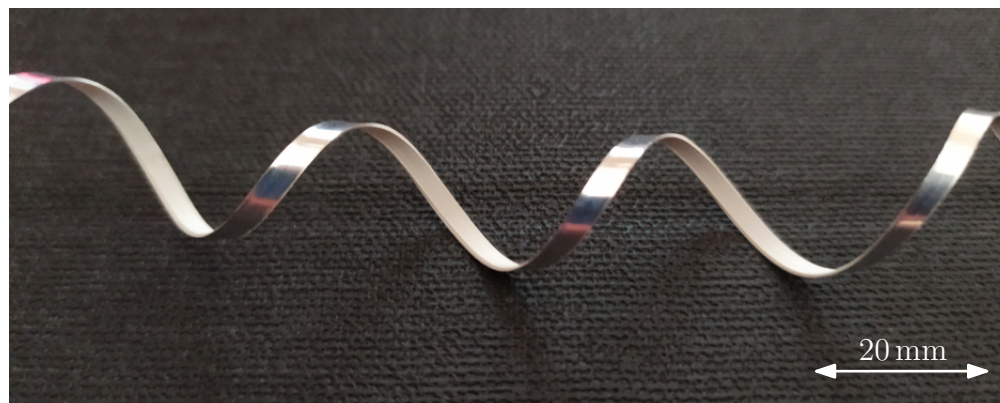
2.4 Výsledky merania

Dáta boli zaznamenané softvérom DynoWare a následne spracované pomocou Microsoft Excel. Celkovo bolo vykonaných 5 meraní s nastavením uhla čela nástroja $\gamma = 0^\circ$ a 1 meranie s $\gamma = 10^\circ$, vid' obr. 2.10 a). Vzďialenosti jednotlivých zápichov medzi sebou sú 5 mm a hĺbka je 3 mm (tzn. $\varnothing 76 \text{ mm}$). Výsledný nepravidelný tvar



Obr. 2.10: a) Zobrazenie polohy jednotlivých meraní zápichov a tvar zápichu. b) Vznik nárastku na nástroji.

zápichu môže byť spôsobený chybné orientovaným nástrojom alebo nesprávnym upnutím obrobku.

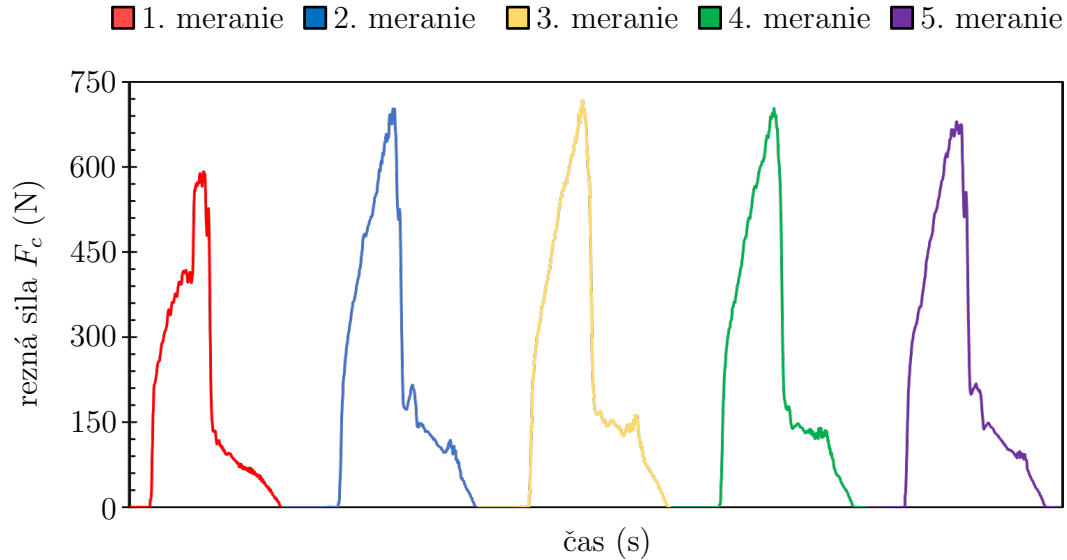


Obr. 2.11: Tvar triesky pri obrábaní zliatiny hliníka EN AW-6061 T6511.

Meranie s uhlom čela $\gamma = 10^\circ$ vykazovalo vysokú mieru tvorbu nárastku obr. 2.10 b). Použitím chladiacej kvapaliny by došlo k zníženiu teploty v mieste rezu a táto skutočnosť by obmedzila usadzovanie sa materiálu na čele nástroja. Na vonkajších hranách obrobku taktiež dochádzalo k výraznej tvorbe ostrých hrán.

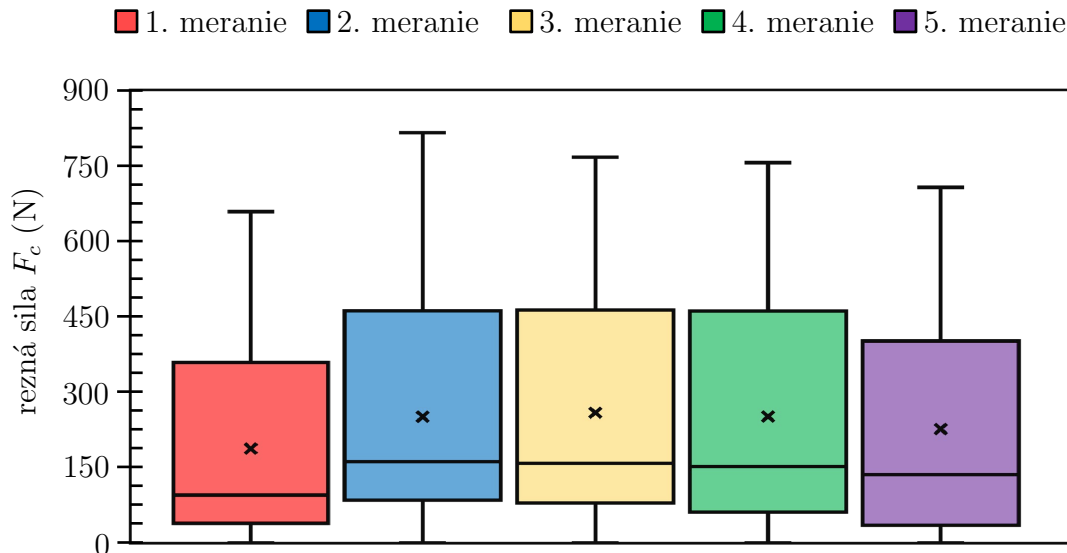
Tvar triesky, obr. 2.11, ktorá vznikla pri obrábaní je dlhého špirálovitého tvaru bez delenia. Takáto forma triesky je pri komerčnom obrábaní nevyhovujúca z dôvodu

problémov s jej následným hospodárením, tzn. skladovaním a spracovaním ako druhotného výrobku. Nežiadúcemu tvaru je možno predísť použitím utváračov triesky, ktoré však vedú k náročnejším simuláciám pomocou MKP. Zaznamenaná doba priebehu jedného merania bola $t = 6s$



Obr. 2.12: Rezná zložka (F_c) celkovej sily v závislosti na čase.

Rozdiely medzi maximálnymi hodnotami priebehov silových zložiek v čase a krabicovými grafmi v rámci jednotlivých meraní, sú spôsobené preložením dát spojnicou trendov v časovej závislosti.

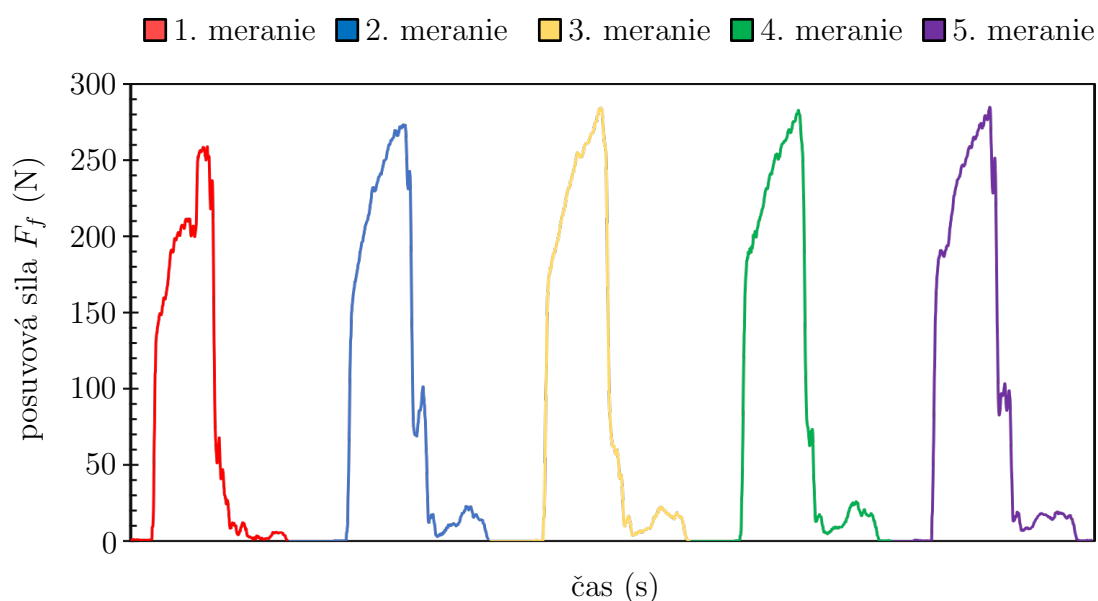


Obr. 2.13: Krabicový graf reznej zložky (F_c) celkovej sily.

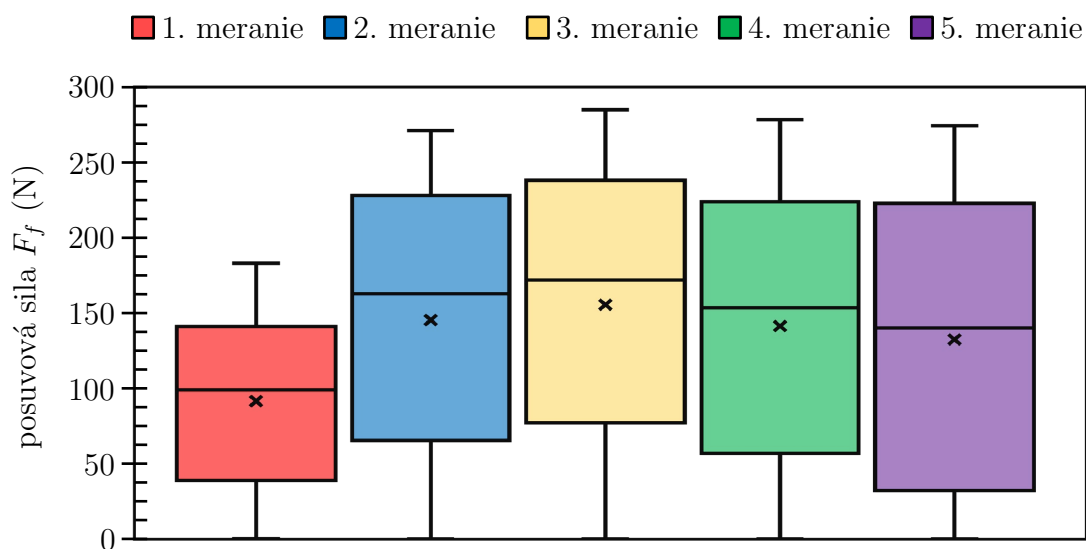
Z grafov zložiek celkovej sily pri obrábaní možno pozorovať nižšie hodnoty silových účinkov pri prvom meraní v porovnaní so zvyšnými. Tento jav je v značnej

miere spôsobený ostrosťou nástroja v prvom meraní, keďže silové priebehy sa následne nemenili markantne.

Krabicové grafy pre reznú silu (F_c) udávajú, že najväčšie štatistické zastúpenie hodnôt je v rozmedzí od 40 N až 460 N, v tomto prípade maximá pri jednotlivých meraniach však dosahovali dvojnásobku hodnôt daných tretích kvartilov. Táto skutočnosť je spôsobená prudkým nárastom reznej sily v čase až do dosiahnutia požadovanej hĺbky zápichu, avšak pri vychádzaní z rezu možno na grafe 2.12 pozorovať stopové silové účinky.



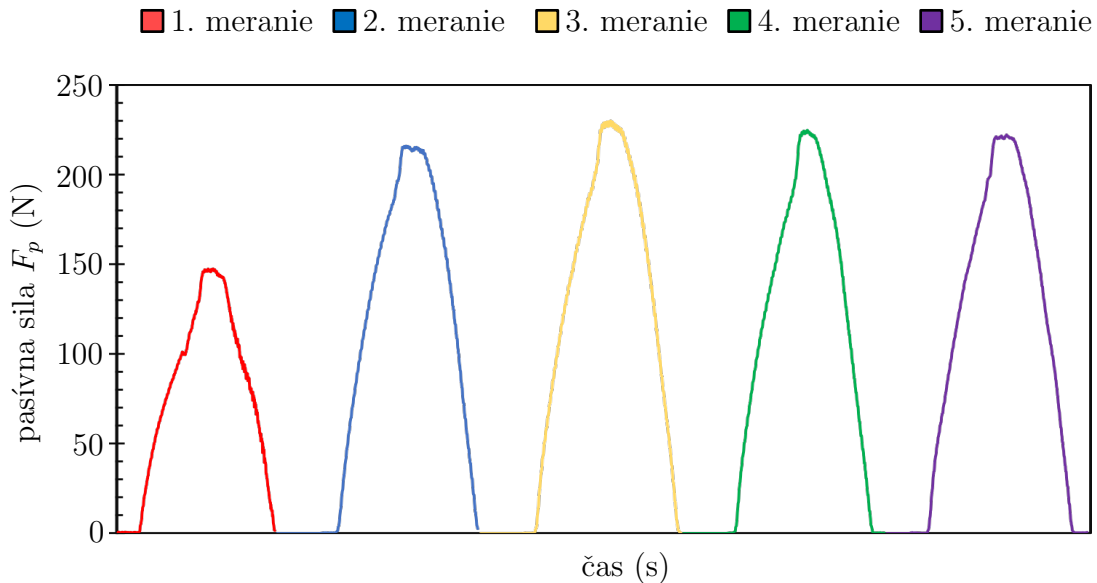
Obr. 2.14: Posuvová zložka (F_f) celkovej sily v závislosti na čase.



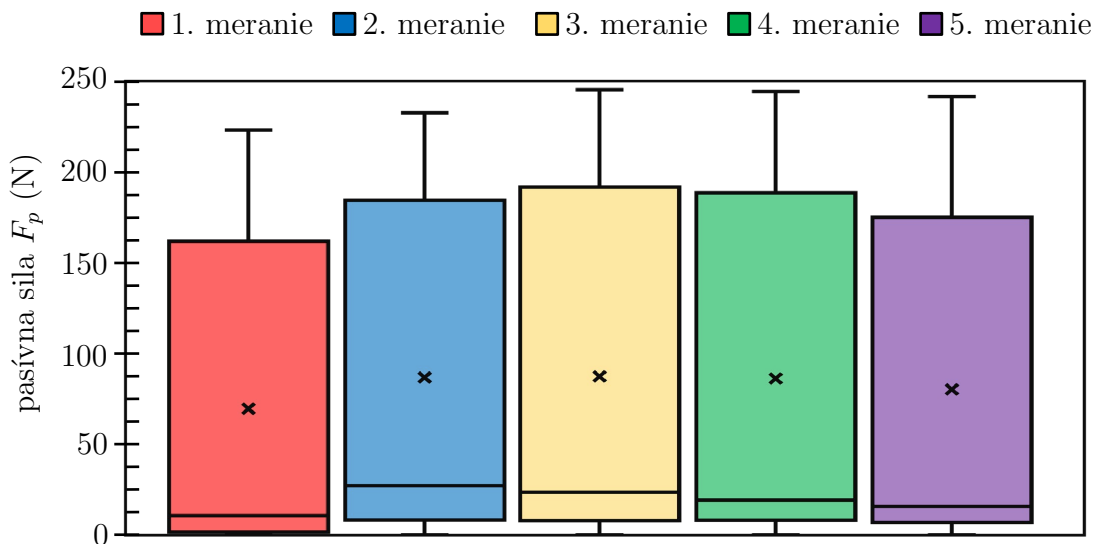
Obr. 2.15: Krabicový graf posuvovej zložky (F_f) celkovej sily.

Priebeh posuvovej zložky sily (F_f), obr. 2.14, taktiež prudko rastie až do dosiahnutia svojej maximálnej hodnoty, ktorá sa nastane tesne pred dosiahnutím požadovanej hĺbky zápichu. Zaznamenané stopové prvky sú výsledkom časového oneskorenia sústružníckeho noža v koncovej polohe, kedy vplyvom vibrácií mohlo dôjsť k nárazom polotovaru do nástroja.

Pri ideálnom procese zapichovania je hodnota pasívnej zložky prakticky nulová, keďže nedochádza k obrábaniu v priestore ako je to pri sústružení valcového polotovaru. Pri vyhodnocovaní je nutno vychádzať z tvaru zápichu, ktorý nemal ideálny



Obr. 2.16: Pasívna zložka (F_p) celkovej sily v závislosti na čase.



Obr. 2.17: Krabicový graf pasívnej zložky (F_p) celkovej sily.

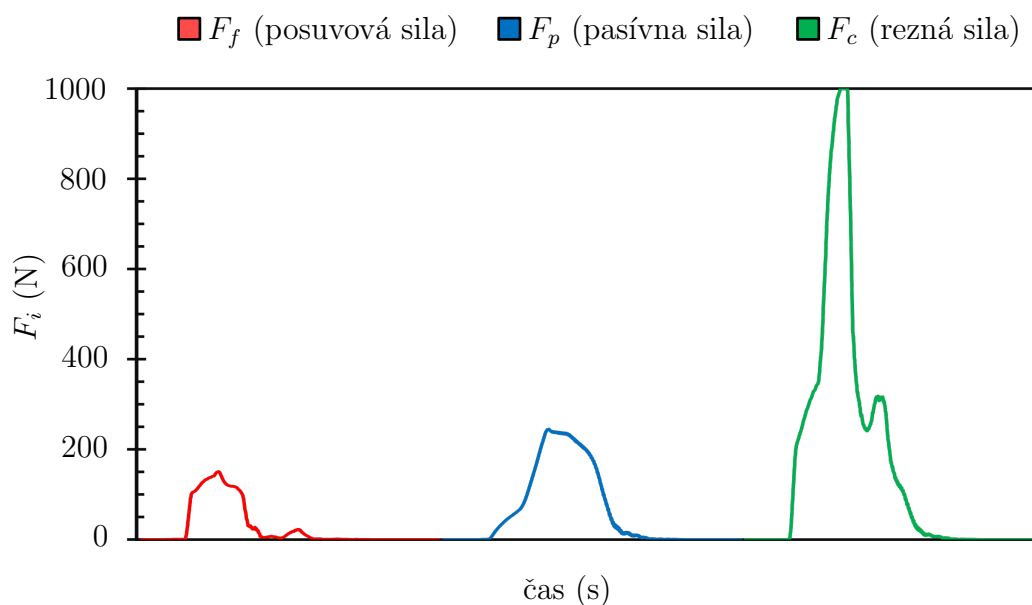
zubkovitý tvar, obr. 2.10 a). Tento predpoklad má za následok nameranie silových účinkov aj v X osi dynamometru. Priebeh grafu 2.16 a) dokazuje, že pri výstupe nástroja z rezu dochádzalo k takmer presnému kopírovaniu vzniknutej kontúry.

Celkový zoznam nameraných veličín pre všetkých päť meraní s uhlom čela nástroja $\gamma = 0^\circ$ je zhrnutý v Prílohe C. Aritmetický prehľad výstupov merania je uvedený v nasledujúcej tabuľke.

Tab. 2.4: Tabuľka aritmeticky priemerných hodnôt, pre $\gamma = 0^\circ$.

	priemerná hodnota	medián	maximálna hodnota	prvý kvartil	tretí kvartil
$X = F_f$ (N)	98,48	23,09	285,09	7,83	216,43
$Y = F_p$ (N)	111,09	121,27	215,51	45,04	175,82
$Z = F_c$ (N)	235,12	140,70	741,02	60,18	429,24

Vzhľadom k extrémnej tvorbe nárastku na čele nástroja pri $\gamma = 10^\circ$, obr. 2.10 b), bolo uskutočnené iba jedno meranie, ktorého priebeh sily rozloženej do troch základných osí je znázornené v grafe 2.18. Z grafu je možné pozorovať veľkú nestabilitu rezného procesu a taktiež strojom, kde nie sú vymedzené vôle pri posuve suportu.



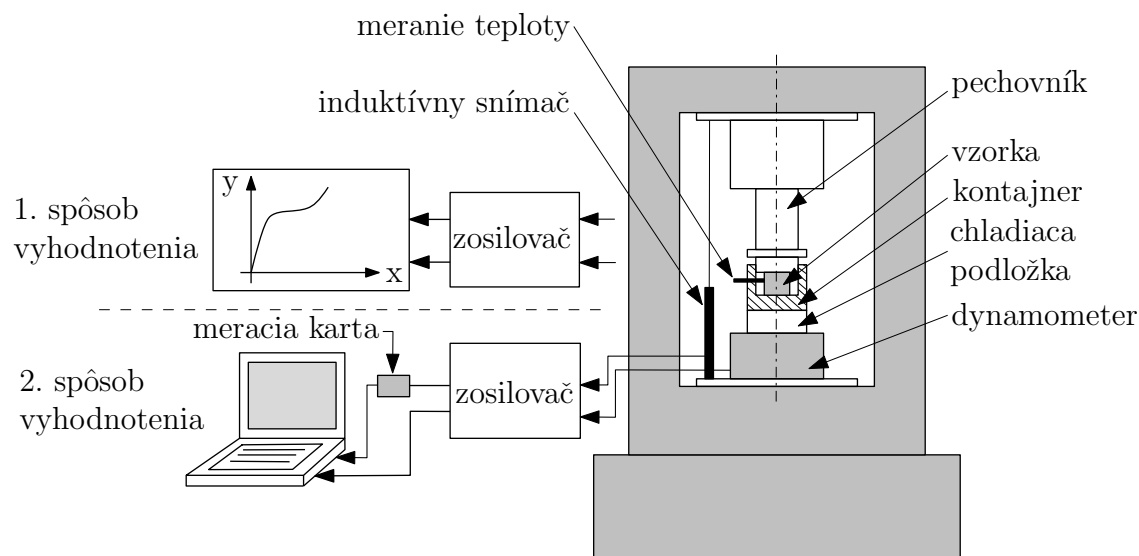
Obr. 2.18: Silové pôsobenie v závislosti na čase, pre nástroj z HSS s uhlom čela $\gamma = 10^\circ$.

3 MATERIÁLOVÉ MODELY

Nasledujúca kapitola pojednáva o rozbere rôznych skúšok materiálu od kvázistatických podmienok až po jeho správanie pri vysoko-rýchlostných dejoch. Taktiež sú v danej kapitole spomenuté historické matematické popisy jednotlivých kriviek zaťažovania a ich vývoj, spolu s najznámejším materiálovým modelom, ktorý sa využíva pri simuláciách.

3.1 Kvázistatické spevňovanie materiálu

Pri kvázistatických analýzach deformácii, kedy nepredpokladáme rýchle pretvorenie materiálu, sa využívajú modely, ktoré nezohľadňujú vplyv rýchlosti plastickej deformácii na pevnostné vlastnosti materiálu. Príkladmi sú skúšky ubíjania materiálu medzi rovnobežnými stenami, ťahová skúška, ohyb plechu, drôtu, trúbky, apod.



Obr. 3.1: Schéma ubíjacieho zariadenia pre určenie správania materiálu za kvázistatických podmienok.

Princíp skúšky spočíva v umiestnení valcovej vzorky, podľa rozmerov uvedených v Prílohe D, do kontajneru medzi chladiacu podložku a pechovník. Funkciou kontajneru je znížiť tepelné straty vzorky, ktoré môžu nastať pri kontakte s okolím. Taktiež počas celého procesu je možné sledovať zmeny teploty zariadením umiestneným v blízkosti kontajneru. Samotná skúška prebieha tak, že pôsobením sily pechovníka dochádza k zmenšovaniu výšky vzorky na úkor zväčšovania jej priemeru. Sila, ktorá je potrebná na pretvorenie je získaná použitím dynamometru. Vzďialenosť, ktorú prejde pechovník počas procesu určíme prostredníctvom induktívneho snímača. Potrebne tvárniace parametre sú následné zaznamenané pomocou XY súradnicového zapisovača alebo do digitálnej formy skrz počítač.

Materiálové modely prechádzali vývojom. Na základe experimentálne nameraných dát napätí pri konkrétnych hodnotách pretvorenia možno aproximovať hodnoty matematickými funkciami - zvyčajne polynómy nepárneho stupňa [1]. Pre popis

krivky deformačného odporu je využívaných viacero druhov rovníc, medzi ktoré patria napr. Hollomonova (r. 1945) aproximačná rovnica,

$$\sigma = K_1 \varepsilon^n \quad (3.1)$$

kde K_1 je pevnostná konštanta (MPa) a n ($-$) vyjadruje exponent deformačného spevnenia [26], [27]. Z podobného vzťahu vychádza aj Ludwikova rovnica (r. 1909), ktorá je pri predpoklade tuho-plastického materiálu rozšírená o iniciačnú medzu sklzu (σ_0) [28]:

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon^n. \quad (3.2)$$

Ďalší rozširujúci model je podľa Swifta (r. 1952), rov. 3.3, s určitou medzou sklzu, kde hodnoty napätia (σ) sú posunuté v osi pretvorenia (ε) o vzdialenosť (m). Parameter m určuje množstvo počiatčného predpätia v závislosti na stave tepelného spracovania [28] a C je mat. konštanta,

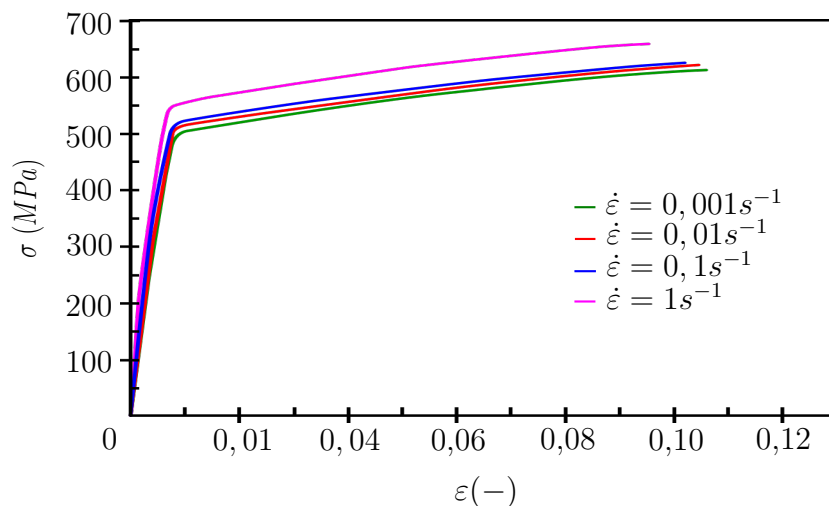
$$\sigma = C(m + \varepsilon)^n. \quad (3.3)$$

Poslednou používanou rovnicou je Voce-ov vzťah (r. 1948), ktorý je vyjadrený pomocou exponenciálnej funkcie, kde počiatčná medza sklzu je rovná $(1 - m)C$:

$$\sigma = C(1 - me^{-n\varepsilon}). \quad (3.4)$$

3.2 Dynamické spevňovanie materiálu

Na obr. 3.2 je znázornené spevnenie materiálu, ku ktorému dochádza vplyvom rýchlosti pretvorenia. V danej práci [29] je taktiež poukázané na rozdiel pevnostných vlastností, ktoré boli namerané pri rovnakej rýchlosti deformácie, avšak pri rozdiel-



Obr. 3.2: Závislosť napätia na pretvorení materiálu AA 2060-T8 (Al-Cu-Li zliatina), pri rôznych rýchlostiach pretvorenia. Prevzaté a upravené z [29].

nej orientácii vzorky vyrezanej z valcovaného plechu Al-Cu-Li zliatiny (AA 2060-T8). Rozdielnosť hodnôt bola spôsobná štruktúrou materiálu, tzn. usporiadaním a rozložením zŕn.

3.3 Johnson-Cook materiálový model plasticity

Johnson-Cook je jeden z najpoužívanějších materiálových modelov pri MKP analýze. Bol zadaný v roku 1985 G. R. Johnson-om a W. H. Cook-om a slúži ako pomocný nástroj pre vyhodnocovanie dynamických dejov ako sú napr. sústružnícké, frézovacie operácie, vrtanie, kovanie na vysoko-rýchlostných bucharoch, tvárnenie na tvárniacich automatoch, nárazové skúšky, apod. Komplexný tvar je,

$$\sigma = (A + B \cdot (\varepsilon_{pl})^n) \cdot [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon})^*] \cdot [1 - (T^*)^m]. \quad (3.5)$$

Pre jeho aplikáciu je nutné poznať experimentálne určené veličiny A, B, C, n, m [30], [31]. Prvú časť vzorca je možné určiť napr. ubíjacou alebo ťahovou skúškou vzorky. Vzťah vychádza z Hollomon-Ludwikovej aproximácie, ktorá popisuje chovanie materiálu za kvázistatických podmienok a rozširuje tak statickú závislosť napätia na pretvorenie.

Úsek:

$$\left(1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right), \quad (3.6)$$

vyjadruje zmenu správania materiálu pri rôznych rýchlostiach deformácie, kde $(\dot{\varepsilon})^* = \dot{\varepsilon}_{pl}/\dot{\varepsilon}_0$, $\dot{\varepsilon}_{pl}$ je redukované plastické pretvorenie a $\dot{\varepsilon}_0 = (s^{-1})$ je rýchlosť redukovaného pretvorenia pri kvázistatických podmienkach [30]. Model uvažuje aj zmenu teploty materiálu počas procesu, ktorá je zakomponovaná v poslednej časti vzorca T^* [30]. Označuje sa ako homologická teplota a platí:

$$[1 - (T^*)^m] = \left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{room} - T_{melt}}\right)^m\right]. \quad (3.7)$$

Pre určenie citlivosti materiálu na zmenu rýchlosti deformácie sú využívané rôzne skúšky. Medzi najznámejšie patria Hopkinsonov kompresný test a Taylorov test, ktoré predpokladajú rýchlosť deformácie rádovo od $10^3 s^{-1}$ do $10^5 s^{-1}$ [32].

3.4 Johnson-Cook materiálový model porušenia

Vzorec 3.5 popisuje plastické správanie materiálu, avšak pri procesoch delenia materiálu je nutno uvažovať aj lomové pretvorenie. Táto podmienka je vyjadrená vzťahom:

$$\varepsilon^f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)] \cdot (1 + D_4 \ln(\dot{\varepsilon}_{pl})^*) \cdot (1 + D_5 T^*). \quad (3.8)$$

Konštanty D_1, \dots, D_5 sú materiálové charakteristiky. Podobne ako J-C model plasticity pozostáva z troch častí, kde prvá zátvorka vyjadruje súvislosť pretvorenia a hydrostatického napätia. Druhá časť interpretuje efekt rýchlosti deformácie a tretia zátvorka zastupuje vplyv teploty [30].

Vo vzťahu 3.8, σ^* reprezentuje triaxialitu napätosti, ktorá dáva do podielu σ_m (stredné napätie) a σ_{ef} (efektívne napätie) [1]. Platí:

$$\sigma^* = \frac{\sigma_m}{\sigma_{ef}} = \frac{\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}}. \quad (3.9)$$

Jednotlivé napätia σ_i zodpovedajú hlavným napätiam a $\dot{\epsilon}_i$ zastupujú hlavné rýchlosti deformácie, kde ekvivalentná rýchlosť deformácie je definovaná ako:

$$\dot{\epsilon} = \sqrt{\frac{2}{9} \sqrt{(\dot{\epsilon}_1 - \dot{\epsilon}_2)^2 + (\dot{\epsilon}_2 - \dot{\epsilon}_3)^2 + (\dot{\epsilon}_3 - \dot{\epsilon}_1)^2}} \quad (3.10)$$

Porušeniu materiálu nastane za predpokladu,

$$D = \sum \frac{\Delta\epsilon}{\epsilon^f} = 1. \quad (3.11)$$

Kde $\Delta\epsilon$ označuje prírastok plastickej deformácie, ku ktorej dochádza počas integračného cyklu.

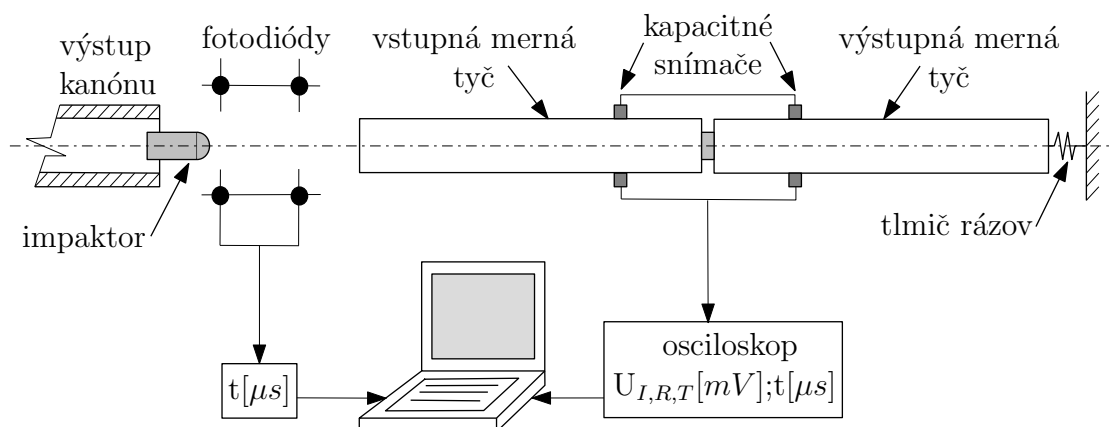
3.4.1 Hopkinsonov kompresný test

Test pomenovaný po Bertram Hopkinsonovy (r. 1914) je používaný pri rýchlostiach deformácie v rozmedzí $(100 \div 10^3) s^{-1}$ s využitím šírenia elastickej tlakovej vlny. Pri Hopkinsonovom kompresnom teste zariadenie pozostávalo z jednej mernej tyče. Druhá tyč bola pridaná Kolsky-m a test má celkovo 3 modifikácie.

Pri **1. metóde** (*Lindholm a Yeakley*) je dopadová tyč vyrobená z pevného materiálu a tyč, ktorá prenáša signál je dutého rúrkovitého tvaru. Skúmaná vzorka je vyrobená do špeciálneho (klobúkového) tvaru.

2. metóda pozostáva z priameho ťahového zaťaženia dopadajúcej tyče na vzorku v stave jednoosového ťahového napätia.

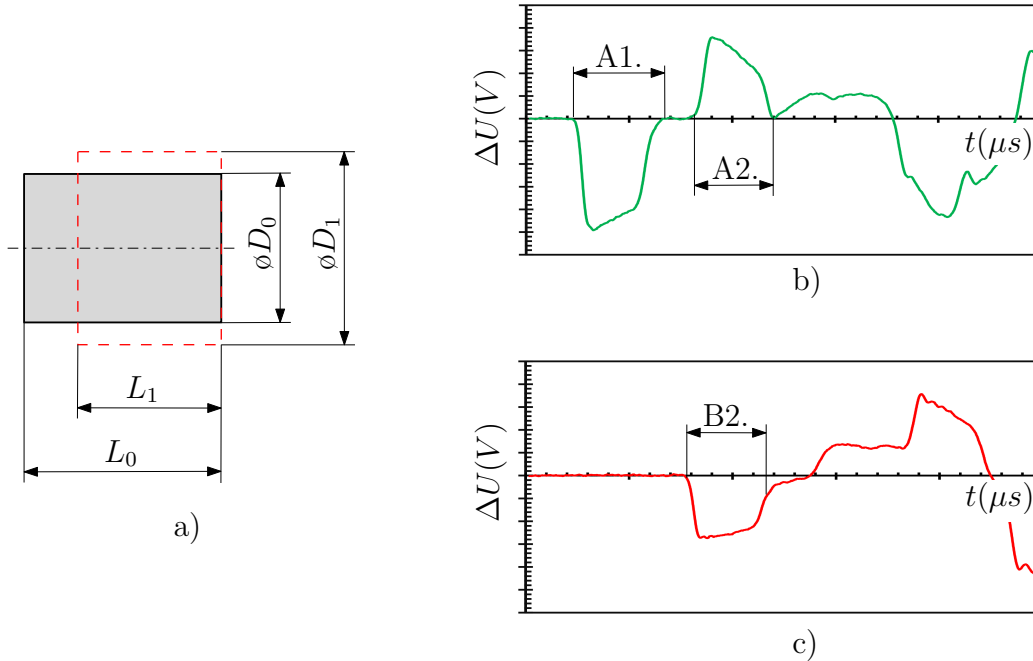
Posledná **3. metóda** pracuje na princípe, kde impaktor narazí do vstupnej mernej tyče (VsMT) a vyvolá napätovú vlnu, ktorá sa šíri smerom k vzorke. Keď dôjde na rozhranie VsMT-vzorka tak časť vlny sa odrazí späť a šíri sa ako ťahová vlna (kladné hodnoty napätia na osciloskope). Druhá časť smeruje ďalej ako tlaková zložka (záporné hodnoty napätia na osciloskope) [33], [34]. Hodnoty napätových vln



Obr. 3.3: Schéma Hopkinsonovho kompresného testu. Prevzaté a upravené [33].

sú merané na vstupnej mernej tyči (VsMT) a výstupnej mernej tyči (VýMT), za pomoci kapacitných meračov, signál je spracovaný osciloskopom a dáta sú následne prevedené do počítača.

Podmienka polohy snímačov je, že vzdialenosť snímačov od vzorky musí byť dlhšia ako dĺžka impaktoru, aby sa zamedzilo nesprávnemu meraniu napätových pulzov, tzv. superpozícií, kedy by mohlo zároveň dôjsť k meraniu iniciačnej aj odrazenej napätovej vlny.



Obr. 3.4: Hopkinsonov kompresný test: a) náčrt vzorky pred a po deformácii, b) napätový pulz na vstupnej mernej tyči, c) napätový pulz na výstupnej mernej tyči.

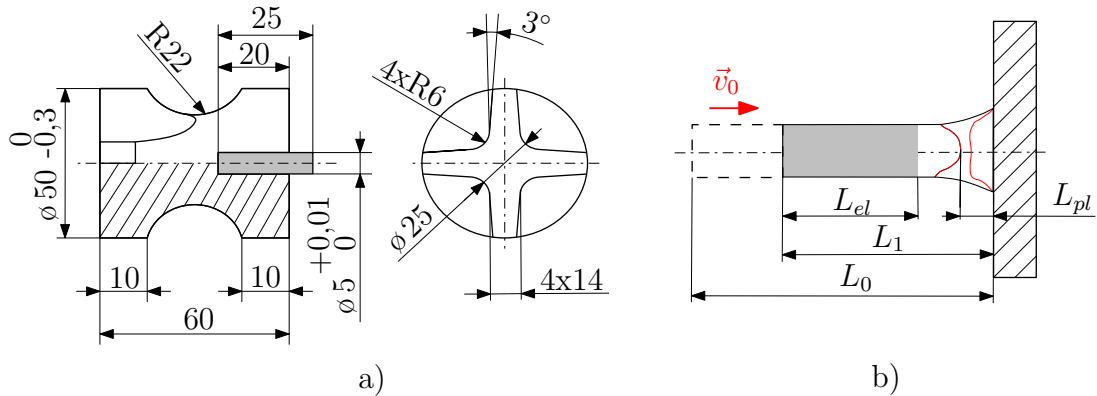
Na obr. 3.4 a) je znázornený tvar vzorky pred a po Hopkinsonovom teste. Meraná vzorka nevykazuje žiadnu súočkovitosť, ktorá je typická pre kvázistatické deje (ubíjacia skúška). Táto skutočnosť je spôsobená vysokými rýchlosťami deformácie, čo významne znižuje trenie medzi vzorkou a nástrojom, tzn. mernými tyčami [34].

Výsledky, ktoré možno pri danej skúške pozorovať sú zobrazené na grafoch 3.4 b) a 3.4 c), kde v grafe 3.4 b) je vykreslený priebeh zmeny napätia kapacitných snímačov v závislosti na čase. Úsek *A1* vyjadruje tlakovú napätostnú vlnu, ktorá vznikne pri náraze impaktoru do VsMT. Oblasť *A2* signalizuje odrazenú (ťahovú) vlnu od vzorky umiestnenej medzi mernými tyčami. Zóna *B2* v grafe 3.4 c) zaznamenáva tlakovú napätovú vlnu, ktorá prešla skrz vzorku do VýMT.

3.4.2 Taylorov test

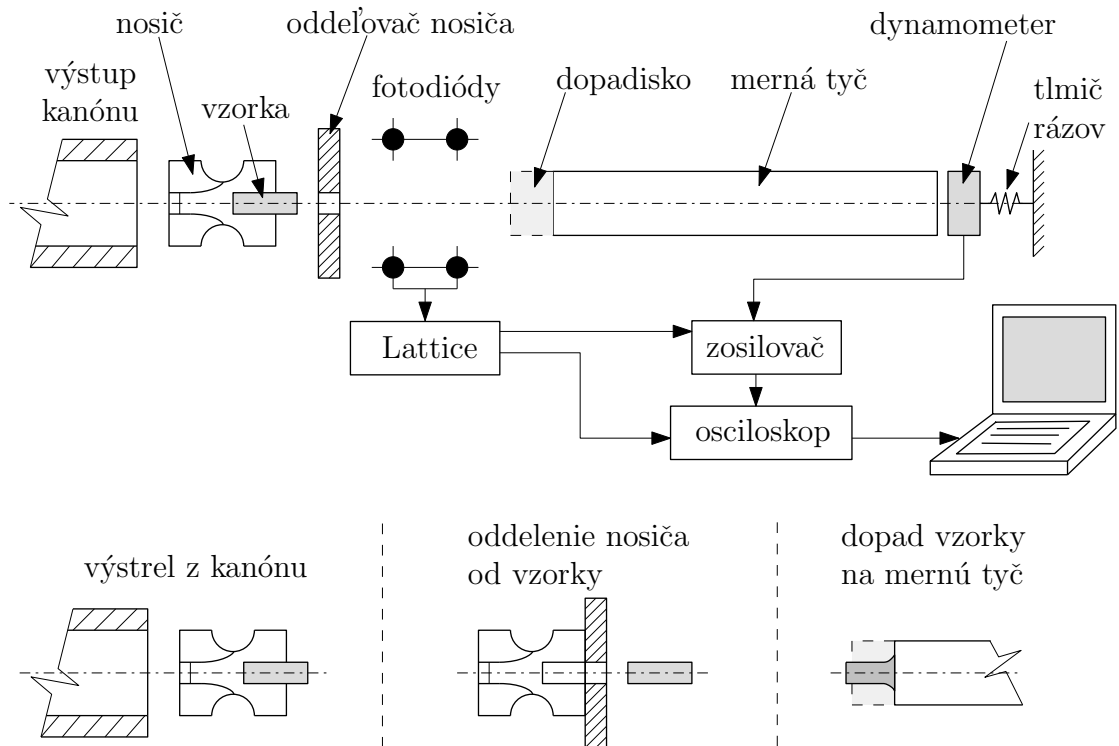
Taylorov test je využívaný pri vyšších rýchlostiach deformácie, ($10^3 \div 10^5$) s^{-1} , v aplikáciách ako sú simulácie správania materiálov vo vojenských podmienkach [35]. Problematika testu spočíva najmä v dodržaní rovinného dopadu vzorky do miesta dopadiska, ktoré je považované za tuhý materiál a neprenáša žiadne deformácie. Táto požiadavka zabezpečuje opakovateľnosť skúšky a možnosť porovnania výsledkov [36].

Vzorka valového tvaru s pôvodnou dĺžkou L_0 a priemerom D_0 je vsunutá do nosiča, vid' obr. 3.5 a).



Obr. 3.5: Taylorov test: a) geometria vzorky a nosiča [34], b) tvar vzorky pred a po deformácii [35]. Rozmery sú uvedené v milimetroch.

Potrebná kinetická energia je vyvolaná natlakovaním vzduchového plniča. Vzorka (Príloha E) je následne vystrelená trubicou, smeruje k pevne upevnenému telesu, kde dochádza k oddeleniu nosiča a vzorky. Vzorka ďalej prechádza cez fotodiódy, ktoré



Obr. 3.6: Schéma Taylorového testu pre skúmanie dynamických vlastností materiálu pre rýchlosti deformácie $(10^3 \div 10^5) s^{-1}$. Prevzaté, upravené a doplnené [34].

majú vopred zadanú vzdialenosť a snímajú čas preletu. Tým je určená rýchlosť

vzorky pred nárazom. V mieste dopadiska dochádza k prenosu kinetickej energie do mernej tyče, ktorá je voľne položená vo vodiacich čeľustiach a je vyhodnocovaný jej náraz do dynamometru. Namerané hodnoty sú získané pomocou osciloskopu, a následne sú prevedené do počítača pre ďalšie spracovanie. Pri analýze sa aplikujú tri rozdielne prístupy [34]:

- *tenzometrické vyhodnocovanie* spočíva v detekcii zmeny napätia na snímačoch zapojených v schéme Wheastonového mostíka, vid' obr. 2.4 c). V ďalšom kroku je využitý Hookov zákon pre určenie napätia v mernej tyči, vďaka ktorému je vyhodnotená nárazová práca a napätie vo vzorke,
- *ciachovací diagram* pracuje s vopred určeným grafom závislosti nárazovej sily od predĺženia mernej tyče,
- *D'Alambertov princíp zotrvačnosti* vychádza z 2. Newtonového pohybového zákona, $F = m \cdot a$, kde je určená nárazová sila, spomalenie vzorky, logaritmické pretvorenie, atď.

Systém vyhodnocovania medze sklzu podľa Taylora spočíval z parametrov pri dopade vzorky. Predpoklad je, že vzorka dopadne normálovo k ploche, tým je zaručené rovnomerné rozloženie deformačných pásiem, vid' 3.5 b). Plastická deformácia L_{pl} sa nachádza v určitej vzdialenosti od čela dopadu. Plastická oblasť pozostáva z viacerých pásiem deformácie, ktoré nemajú v každom reze v smere osi rovnakú vzdialenosť od miesta kontaktu, vid' priebeh červených čiar obr. 3.6 b). Elastická oblasť je predpokladaná vzdialenosť od neporušeného konca vzorky. Jednotlivé zóny sú vyhodnocované na základe skúšok tvrdosti. Pre medzu sklzu platí vzťah [35]:

$$\sigma_e^T = \frac{(L_0 - L_{pl}) \rho (v_0)^2}{2(L_0 - L_1) \ln(L_0/L_{pl})}. \quad (3.12)$$

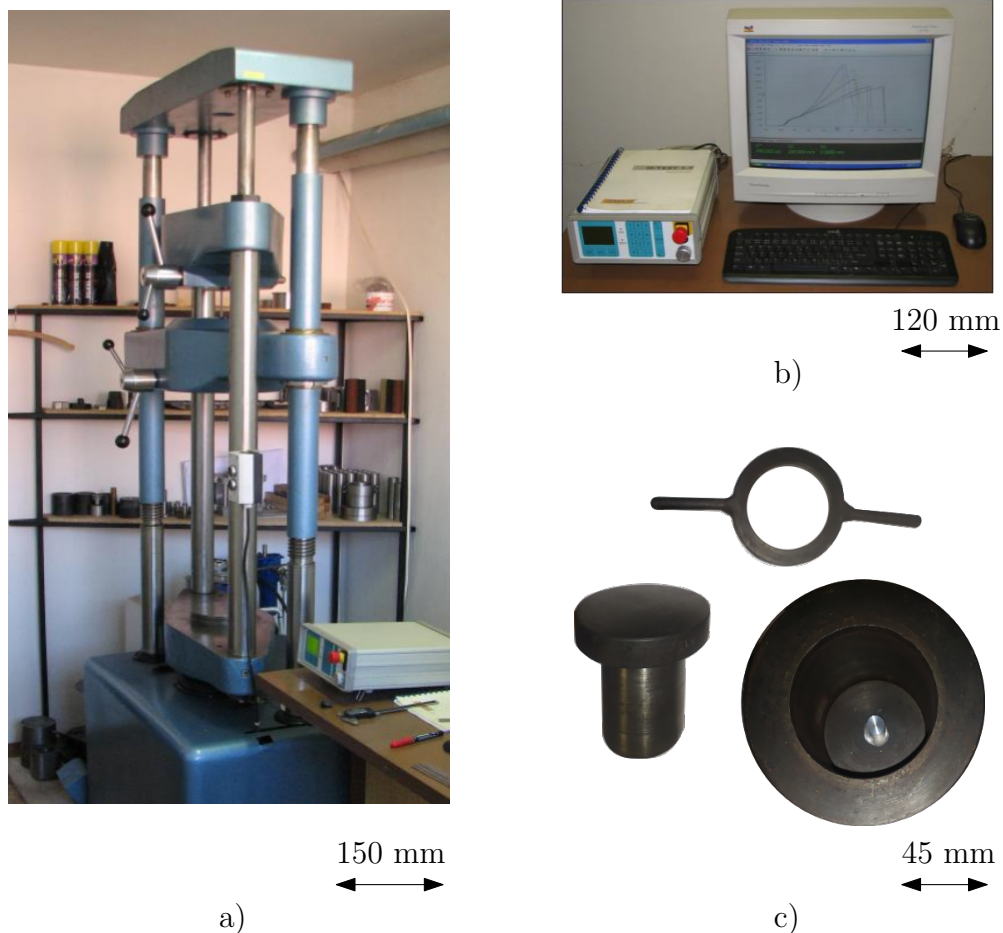
Vzhľadom k problému určenia presnej hodnoty plastickej oblasti deformácie, ktorá je spôsobená nerovnomerným šírením rýchlosti deformácie v rôznych smeroch, bol vzťah 3.12 upravený *Wilkinsonom a Gawinanom* do tvaru,

$$\sigma_e^{WG} = \frac{\rho (v_0)^2}{2 \ln \left(\frac{L_0 - L_{pl}}{L_1 - L_{pl}} \right)}. \quad (3.13)$$

3.5 Johnson-Cook materiálový model plasticity EN AW-6061 T6511

Pri zhotovení materiálového modelu Johnson-Cook pre elastické deformácie sa postupovalo najskôr určením statickej medze sklzu (σ_e) pomocou ubíjacej skúšky, ktorej schému zapojenia je vidno na obr. 3.1. Na ubíjanie medzi rovnobežnými stenami bol použitý hydraulický skúšobný stroj ZD40 pre ťahové, tlakové a ohybové skúšky, obr. 3.7 a). Parametre trhacieho stroja sú:

- výrobca: HBM (SRN),
- merací rozsah sily: 8 - 400 kN,
- chyba merania sily: 1 %,
- merací rozsah dráhy: 0 - 280 mm,
- chyba merania dráhy: $\pm 0,01$ mm.



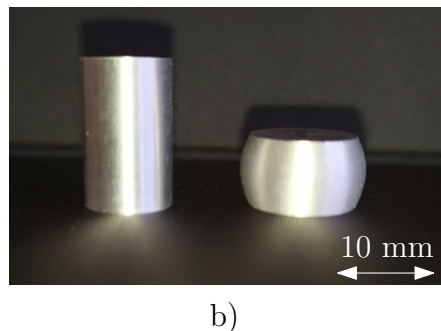
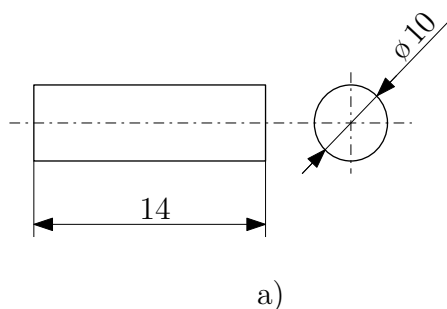
Obr. 3.7: Kvázistatická ubíjacia skúška pre EN AW-6061 T6511. a) Hydraulický skúšobný stroj ZD 40 spolu s osciloskopom. b) Systém na spracovanie meraného signálu. c) Nástroj ubíjacej skúšky s umiestnením vzorky.

Vzorky boli vložené do prípravku určeného pre vystredenie materiálu, viď obr. 3.7 c) a následne boli stlačené na výšku 8 mm . Pôvodné rozmery vzoriek sú uvedené v tab. 3.1. Pre vyhodnotenie statickej medze sklzu bolo použitých 5 kusov valcového tvaru, kde deformácia pred a po ubíjacej skúške je zobrazená v Prílohe F.

Tab. 3.1: Tabuľka zmeraných rozmerov vzoriek pred ubíjacou skúškou.

číslo merania	1.	2.	3.	4.	5.
L_0 (mm)	14,05	14,10	14,05	14,15	14,03
D_0 (mm)	10,00	10,02	10,05	10,00	10,00

V Prílohe G je redukovaný a filtrovaný zoznam nameraných hodnôt, extrahovaných zo softvéru TIRAtest v2.1. Pri analýze závislosti napätia na logaritmickom pretvorení sa vychádza z určenia pôsobenia sily na plochu prierezu vzorky s využitím zákona zachovania objemu.



Obr. 3.8: Tlaková (ubíjacia) skúška: a) technický náčrt vzorky, b) porovnanie vzorky pred a po tlakovej skúške. Uvedené hodnoty sú v milimetroch.

Vzorový postup výpočtu pre 1. meranie:

$$V_0 = \pi \frac{D_0^2}{2} \cdot L_0, \quad (3.14)$$

$$V_0 = \pi \frac{10,0^2}{2} \cdot 14,05 = 1103,48 \text{ mm}^3.$$

Pri určení prirodzeného pretvárneho odporu je uvažované pôsobenie sily na oblasť so stredným priemerom vzorky. Preto bola určená príslušná plocha prierezu pri danej veľkosti stlačenia podľa:

$$S_z = \frac{V_0}{H_i}, \quad (3.15)$$

$$S_z = \frac{1103,48}{12,1} = 91,20 \text{ mm}^2,$$

z ktorého pre výpočet napätia platí vzťah:

$$\sigma = \frac{F}{S_z}, \quad (3.16)$$

$$\sigma = \frac{37384,4}{91,20 \cdot 10^{-6}} = 414\,846\,491 \text{ Pa} = 414,85 \text{ MPa}.$$

Pri charakteristike pretvorenia bolo určené pomerné pretvorenie (ε) a logaritmicke pretvorenie (φ), kde vzťahy boli cielene upravené tak, aby sa pre tlakovú skúšku hodnoty pretvorenia vo vzťahu s napätím nachádzali v prvom kvadrante. Premenná H_0 je vyjadrenie pôvodnej výšky a H_i je okamžitá výška súčasti v milimetroch,

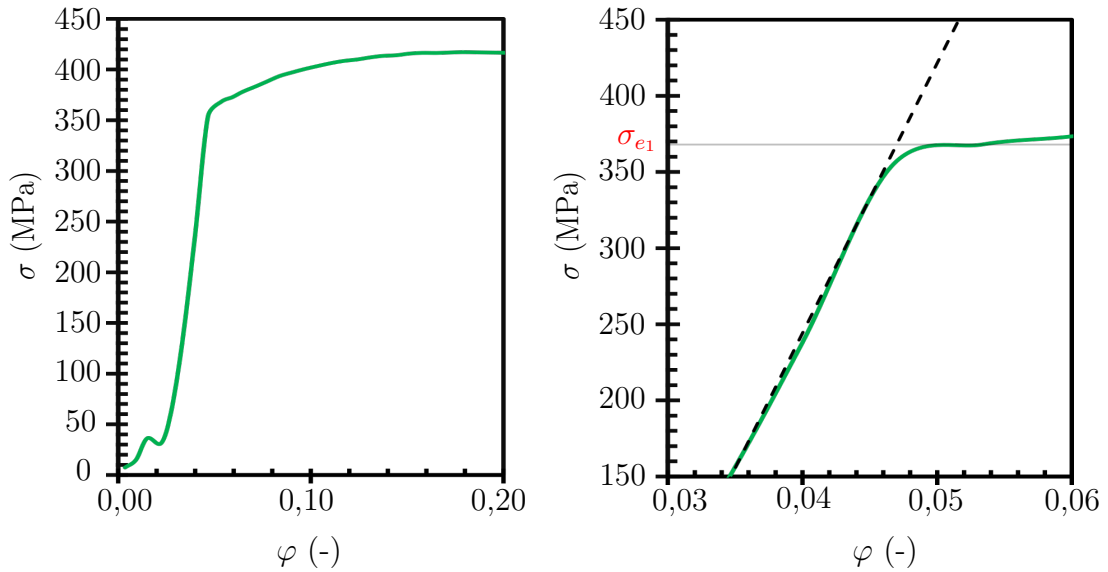
$$\varepsilon = \frac{H_0 - H_i}{H_0}, \quad (3.17)$$

$$\varepsilon = \frac{14,05 - 12,1}{14,05} = 0,139$$

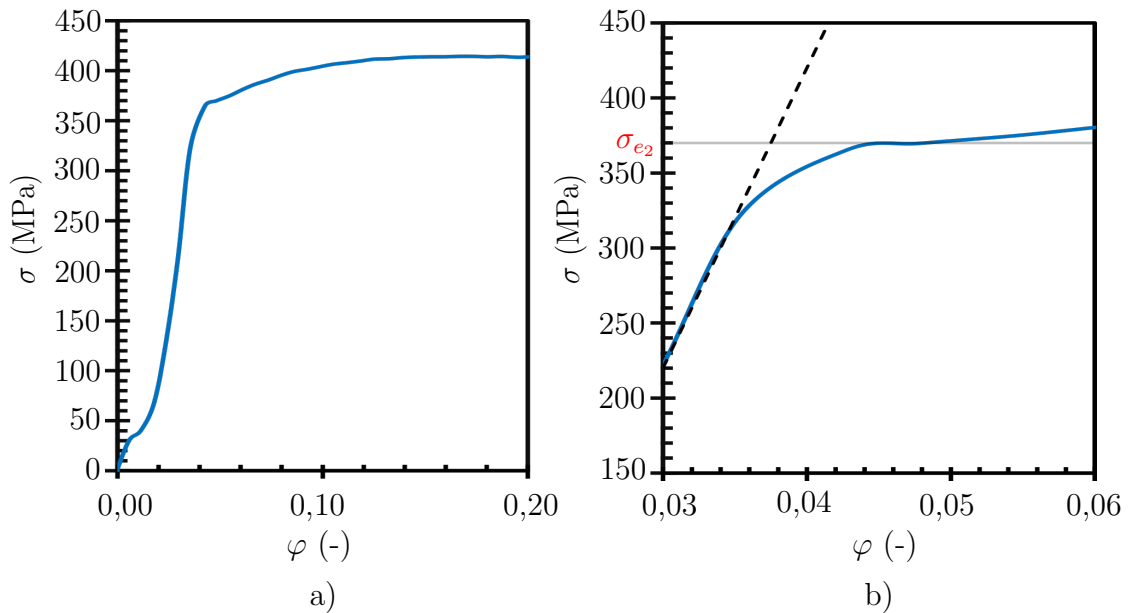
$$\varphi = - \int_{H_0}^{H_i} \frac{1}{H} dH = - (\ln(H_i) - \ln(H_0)) = - \ln \left(\frac{H_i}{H_0} \right), \quad (3.18)$$

$$\varphi = - \ln \left(\frac{12,1}{14,05} \right) = 0,149$$

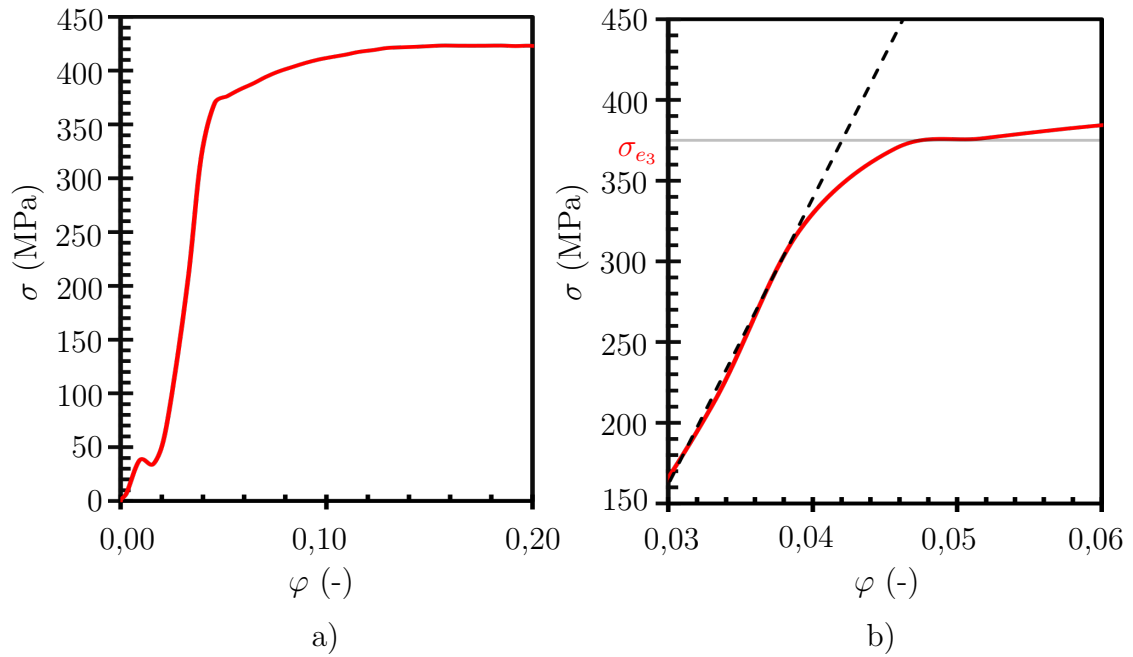
Z vyššie uvedených výpočtov boli zostavené grafy napätia na logaritmickom pretvorení. Následne bola grafom preložená priamka rovnobežná s osou x , ktorá určuje statickú medzu sklzu. Odhadovaná medza sklzu pre 1. meranie $\sigma_{e1} = 368 \text{ MPa}$.



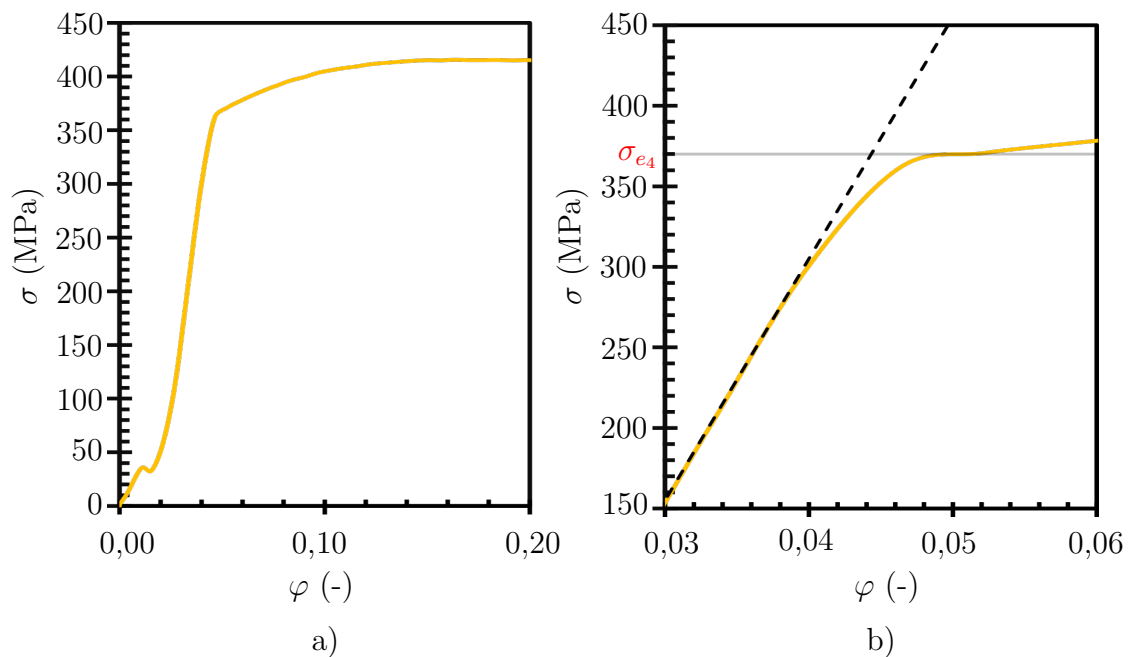
Obr. 3.9: Graf závislosti napätia na pretvorení pre vzorku č. 1, EN AW-6061 T6511. a) Popis statického správania sa materiálu do hodnoty logaritmického pretvorenia 0,2 pre 1. meranie. b) Detailný záber na medzu sklzu.



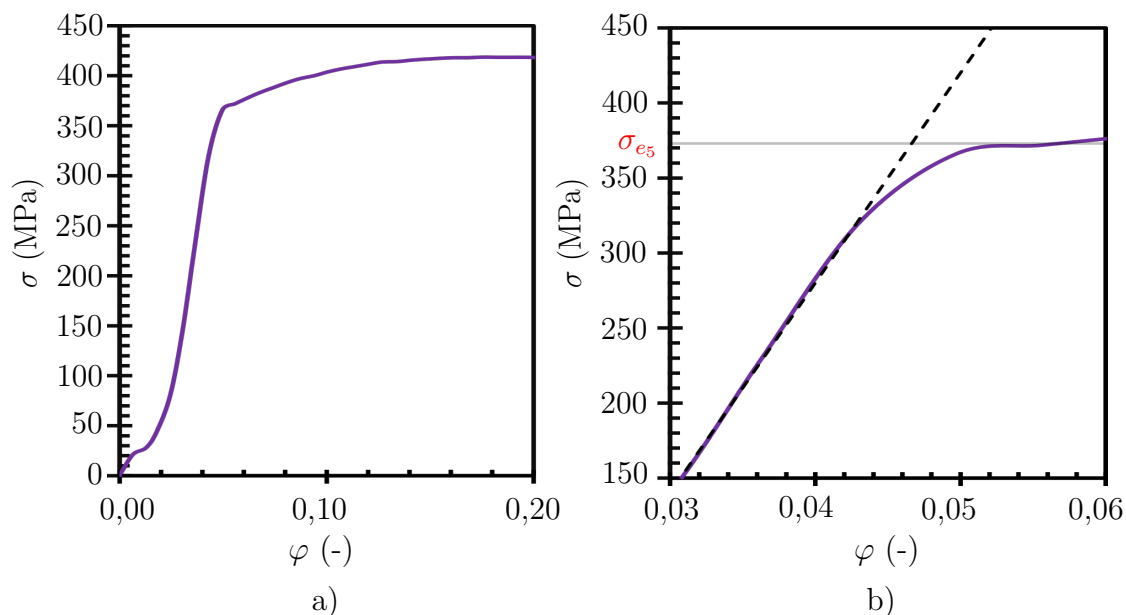
Obr. 3.10: Graf závislosti napätia na pretvorení pre vzorku č. 2, EN AW-6061 T6511. a) Popis statického správania sa materiálu do hodnoty logaritmického pretvorenia 0,2 pre 2. meranie. b) Detailný záber na medzu sklzu.



Obr. 3.11: Graf závislosti napätia na pretvorení pre vzorku č. 3, EN AW-6061 T6511. a) Popis statického správania sa materiálu do hodnoty logaritmického pretvorenia 0,2 pre 3. meranie. b) Detailný záber na medzu sklzu.



Obr. 3.12: Graf závislosti napätia na pretvorení pre vzorku č. 4, EN AW-6061 T6511. a) Popis statického správania sa materiálu do hodnoty logaritmického pretvorenia 0,2 pre 4. meranie. b) Detailný záber na medzu sklzu.



Obr. 3.13: Graf závislosti napätia na pretvorení pre vzorku č. 5, EN AW-6061 T6511. a) Popis statického správania sa materiálu do hodnoty logaritmického pretvorenia 0,2 pre 5. meranie. b) Detailný záber na medzu sklzu.

Pre určenie plastického správania sa materiálu je využitá prvá časť všeobecného J-C zákona:

$$\sigma = (A + B \cdot (\varepsilon_{pl})^n). \quad (3.19)$$

Rovnica je po zlogaritmovaní a použití základných matematických úprav pre logaritmy prevedená na tvar,

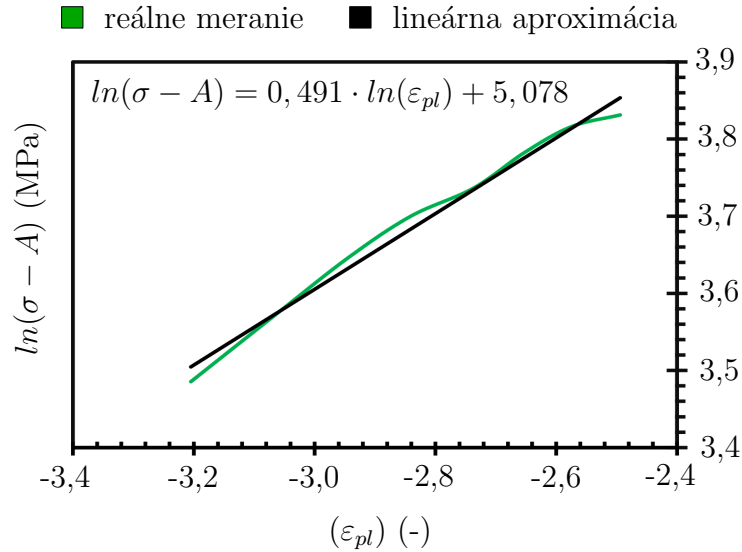
$$\ln(\sigma - A) = n \cdot \ln(\varepsilon_{pl}) + \ln(B) \quad (3.20)$$

Tvar 3.20 je vhodný pre lineárnu závislosť kde n je vyjadrené ako smernica priamky a $\ln(B)$ je posledný člen matematického predpisu. Pri výpočtoch je však nutno pracovať iba s plastickým pretvorením, ktoré je získané podľa:

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{cel} - \varepsilon_{el}. \quad (3.21)$$

Závislosť $\ln(\sigma - A)$ na plastickom pretvorení (ε_{pl}), kde $A = \sigma_{e1}$ predstavuje statickú medzu sklzu vid' obr. 3.9, bola vynesená do grafu obr. 3.14. Hodnoty boli následne preložené lineárnou spojnicou trendov v programe MS Excel, ktorej matematické vyjadrenie je zobrazené vo vrchnej časti grafu. Platí, že exponent deformačného spevnenia $n = 0,491$ a $\ln(B) = 5,078$. Následne spätnou úpravou logaritmu je možné zistiť skutočnú hodnotu konštanty B :

$$\begin{aligned} \ln(B) &= 5,078, \\ B &= e^{5,078} = 160,45 \text{ MPa}. \end{aligned}$$



Obr. 3.14: Graf závislosti logaritmického napätia na plastickom pretvorení pre vzorku č. 1, EN AW-6061 T6511.

Pri výpočte strednej rýchlosti pretvorenia je aplikovaný vzorec,

$$\dot{\varepsilon}_{str} = \frac{0,5 \cdot \sum_{i=1}^n (\dot{\varepsilon}_{H_{i+1}} + \dot{\varepsilon}_{H_i})(\varepsilon_{H_{i+1}} + \varepsilon_{H_i})}{\varepsilon_{H_k} + \varepsilon_{H_0}}, \quad (3.22)$$

v ktorom $\dot{\varepsilon}_{H_i}$ (s^{-1}) reprezentuje okamžitú rýchlosť deformácie v danej výške, ε_{H_k} (-) deformáciu pri určitej výške, ε_{H_k} (-) konečnú deformáciu a $\varepsilon_{H_0} = 0$ (-) počiatočnú deformáciu. Platí nasledujúca rovnica:

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}_{H_{i+1}} &= \frac{d\varepsilon_{i+1}}{dt} = \frac{(H_i - H_{i+1})}{H_i} \frac{1}{dt} = \frac{dH_{i+1}}{H_i} \frac{1}{dt} = \frac{v_{i+1}}{H_i}, \\ \dot{\varepsilon}_{H_{i+1}} &= \frac{12,08 - 12}{12} \frac{1}{0,5} = 0,0133 s^{-1}. \end{aligned} \quad (3.23)$$

Spätným dosadením rýchlosti pretvorenia do rov. 3.22 a numerickou integráciou bola stanovená stredná rýchlosť deformácie:

$$\sigma_{str} = 0,027 s^{-1}.$$

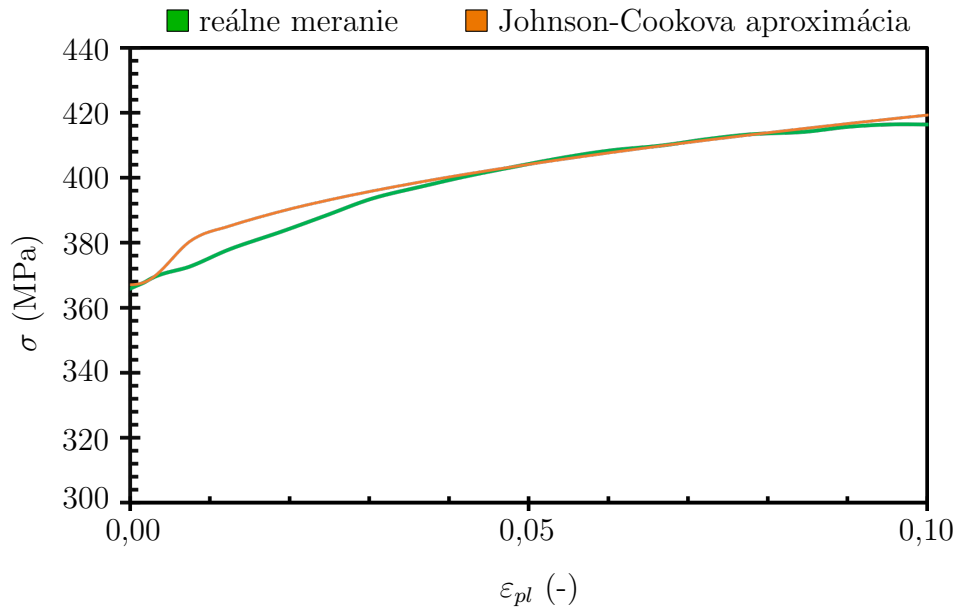
Rovnakým postupom boli určené totožné parametre aj pre zvyšné 4 merania. Priemerné hodnoty statickej medzu sklzu ($A = \sigma_e$), exponentu deformačného spevnenia (n), konštanty B a strednej rýchlosti deformácie sú určené na základe vzťahu:

$$x_i = \sum_{i=1}^n \frac{x_i}{n}, \quad (3.24)$$

a sú uvedené v tab. 3.2, spolu so zvyšnými parametrami.

Tab. 3.2: Experimentálne zistené hodnoty ubíjacej skúšky.

č. merania	1.	2.	3.	4.	5.	priemerná hodnota
medza sklzu $A = \sigma_e$ (MPa)	368	370	375	370	373	372,1
exponent def. spevnenia n (-)	0,491	0,488	0,543	0,483	0,459	0,493
konštanta B B (MPa)	160,45	150,19	196,33	163,65	141,46	162,42
stredná rýchlosť deformácie $\dot{\epsilon}_{str}$ (s ⁻¹)	0,027	0,017	0,017	0,017	0,017	0,019



Obr. 3.15: Kvázistatická krivka spevňovania materiálu EN AW-6061 T6511 z materiálového modelu plasticity podľa Johnson-Cooka v porovnaní s meraním č. 1.

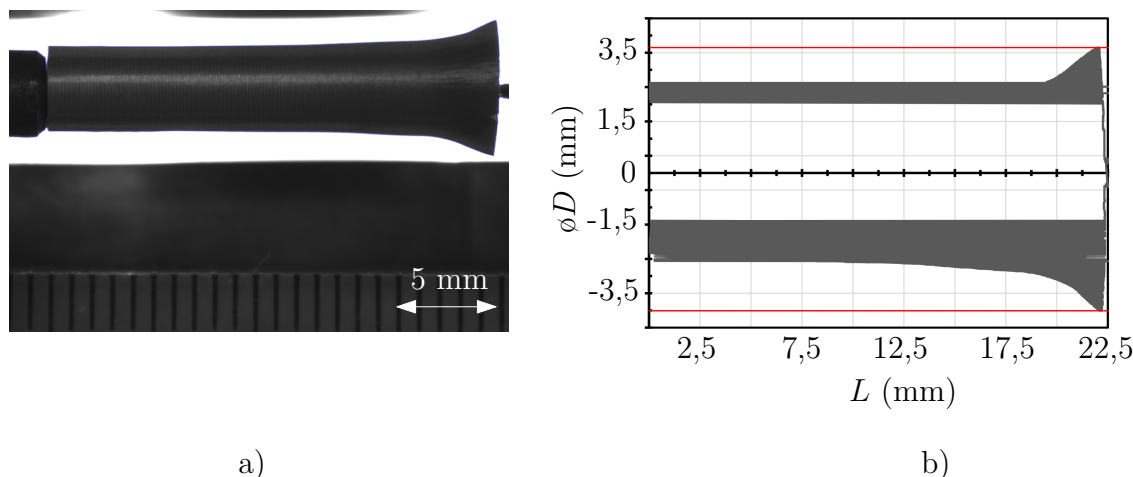
Porovnanie aproximačnej J-C krivky a experimentálne nameraných dát pre 1. meranie je na obr. 3.15.

Výsledný tvar rovnice pre tuho-plastický Johnson-Cookov materiálový model plasticity zliatiny EN AW-6061 T6511 má predpis:

$$\sigma = 372,1 + 162,42 \cdot (\epsilon_{pl})^{0,493}. \quad (3.25)$$

Pri riešení dynamických vlastností materiálu bol použitý Taylorov kompresný test pri izbovej teplote a simulačný program *ANSYS Workbench 2021 R2* s riešičom *Autodyn*.

Na obr. 3.16 a) je zobrazený typický zvonovitý tvar vzorky po dynamickej skúške. Deformácia vzorky nie je rovnomerná, keďže z obrázku je možno pozorovať, že obrysová krivka v spodnej časti nie zrkadlovo totožná s vrchnou časťou krivky.



Obr. 3.16: Dynamická skúška pevnosti materiálu. a) Snímka vzorky zhotovená kamerou s vysokým rozlíšením po Taylorovom teste. b) Počítačom bodovo spracované obrisy vzorky.

V tab. 3.3 sú zaznamenané rozmery pred a po Taylorovej skúške. Index k je vyjadrením pre hodnoty získané z kamery podľa grafu 3.16 b). Zvýšené rozmery boli určené pomocou mikrometru a je vidieť, že hodnoty sa líšia pomerne výrazne. Nakoľko krajné krivky grafu nekopírujú obrisy vzorky s dostatočnou presnosťou, tak rozmery určené touto metódou boli uvažované ako orientačné.

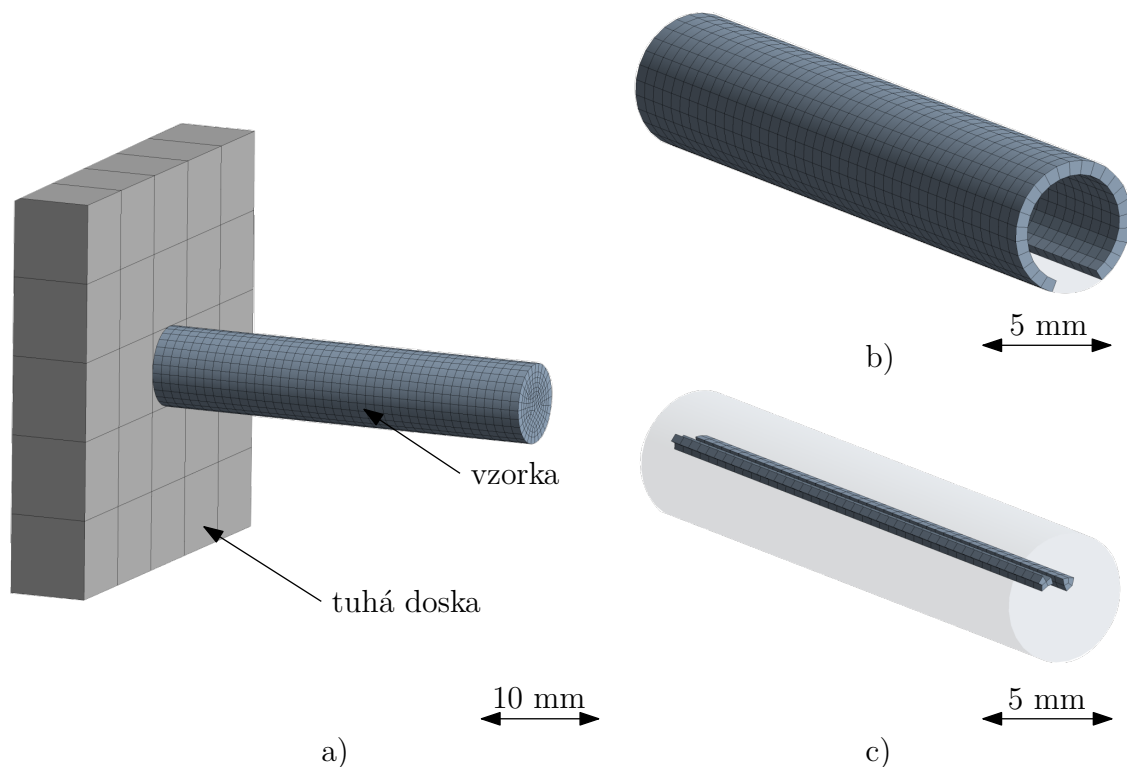
Tab. 3.3: Tabuľka rozmerov pred a po Taylorovej skúške.

L_0 (mm)	L_1 (mm)	L_{1k} (mm)	D_0 (mm)	D_1 (mm)	D_{1k} (mm)
24,98	21,91	22,50	5,04	7,84	7,30

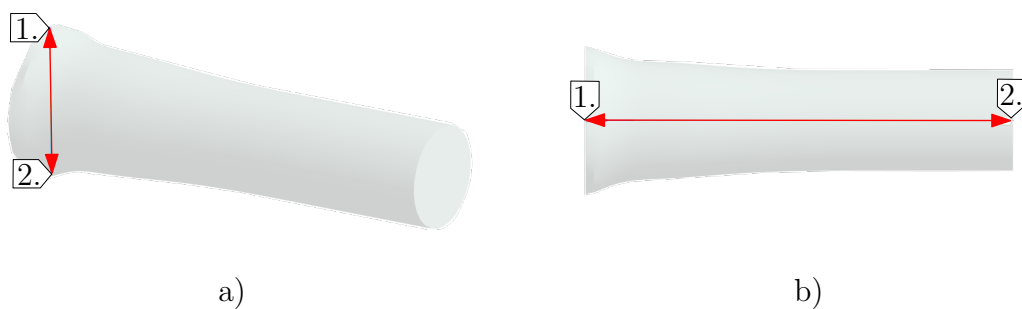
Parametre citlivosti na rýchlosť deformácie (C) a exponentu tepelnej citlivosti (m) boli stanovené pomocou iterácii, simulovaných hodnôt s reálnymi výsledkami experimentu.

Zostava, obr. 3.17 a) bola zložená z pevne ukotvenej dosky (dopadiska). Skúmaný materiál bol umiestnený tesne pred dosku s inicializačnou rýchlosťou $v_0 = 244,5 \text{ m/s}$ s vektorom smerujúcim k doske. Rýchlosť bola stanovená na základe doby plnenia vzduchového plniča a taktiež pri prelete vzorky spolu s nosičom cez oblasť fotodiód. Sieťovanie vzorky bolo zvolené jemnejšie oproti tuhej doske, keďže predpoklad uvažuje miesto dopadu ako dokonale tuhé teleso, na ktorom nenastávajú žiadne napäťové ani deformačné procesy. Rozdiely v kvalite jednotlivých elementov sú znázornené na obr. 3.17 b) a obr. 3.17 c). Najkvalitnejšie prvky sú po vonkajšom obvode vzorky a smerom do stredu (k osi) sa znižuje ich kvalita. Nevhodne zvolené sieťovanie by mohlo mať negatívny dopad na priebeh výpočtu/simulácie. Pre spustenie výpočtu boli zadané fixné materiálové parametre na základe J-C mat. modelu z kvázistatickej skúšky, rov. 3.25. Dynamická a teplotná časť všeobecného J-C zákona bola určená na základe parametrizácie a iteračných výpočtoch.

Ako referenčné body k posúdeniu zmene rozmerov boli sledované polohy bodov pred a pod deformáciou v radiálnom a axiálnom smere, obr. 3.18. Na túto úlohu bola



Obr. 3.17: Softvér ANSYS Workbench 2021 R2 - Explicit Dynamic - Autodyn. a) Zostava Taylorového testu. b) Vysoko kvalitné prvky pre simuláciu. c) Nízko kvalitné prvky pre simuláciu.



Obr. 3.18: Znáznornenie meraných bodov po deformácii v absolútnom súradnicovom systéme v končnom čase: a) deformácia priemeru, b) deformácia dĺžky.

použitá manuálne definovaná funkcia *loc_def*. Počiatok súradnicového systému bol umiestnený na dopadové čelo vzorky a os rotácie bola totožná so smerom *osi Z*. Na základe týchto skutočností bol výsledný priemer stanovený ako súčet absolútnych hodnôt (polôh) bodov v *osi X* dĺžka po náraze bola vyhodnotená ako rozdiel medzi bodmi 2 a 1 v axiálnom smere.

Pre správnosť simulácie bolo nutné zadať základné fyzikálne údaje o materiáli, ako sú merná tepelná kapacita za konštantného tlaku $c_p = 885 \text{ J kg}^{-1} \text{ K}^{-1}$, hustota $\rho = 2700 \text{ kg m}^{-3}$ alebo modul pružnosti vo šmyku, $G = 2,6 \cdot 10^{10} \text{ Pa}$ [37].

Ďalej bola zadaná *stavová rovnica* pre popis šokovej odozvy materiálov, kde rovnica má tvar [32]:

$$U_s = C_0 + S_1 U_p + S_2 (U_p)^2 + \dots \quad (3.26)$$

Vzťah dáva do závislosti šokovú rýchlosť, U_s (m/s), a rýchlosť častíc, U_p (m/s), C_0 (m/s) udáva rýchlosť zvuku v materiály pri nulovom tlaku, konštanty S_i ($-$) sú empiricky určené parametre. Pre väčšinu materiálov rovnica nadobúda lineárny charakter, kde $S_2 = 0$, a pri doplnení zvýšených údajov z článku [37], ktorý skúmal chemicky podobnú zliatinu je získaný predpis funkcie:

$$U_s = 5\,350 + 1,34 \cdot U_p$$

Posledným potrebným parametrom bol *Grunesein-ov koeficient*, ktorý je dôležitý pri popise termodynamického správania materiálu a je definovaný skrz parciálnu deriváciu ako [38],

$$\gamma = -\frac{V}{\Theta_D} \frac{\partial \Theta_D}{\partial V} = -\frac{\partial \ln(\Theta_D)}{\partial \ln(V)}. \quad (3.27)$$

Kde Θ_D (K) je označovaná ako *Debye-ho teplota* a V (m^3) je vyjadrením objemu. *Grunesein-ov koeficient* taktiež udáva závislosť medzi koeficientom tepelnej rozťažnosti (α) a mernej tepelnej kapacity za konštantného objemu (c_v) podľa [38]:

$$\alpha = \gamma \frac{c_v \rho}{K}. \quad (3.28)$$

Ďalej K (Pa) je modul objemovej pružnosti, ktorý je prevrátenou hodnotou stlačiteľnosti materiálu a definovaný je ako pomer napätia (tlaku) k deformácii v trojrozmernom priestore na základe vzťahu [39],

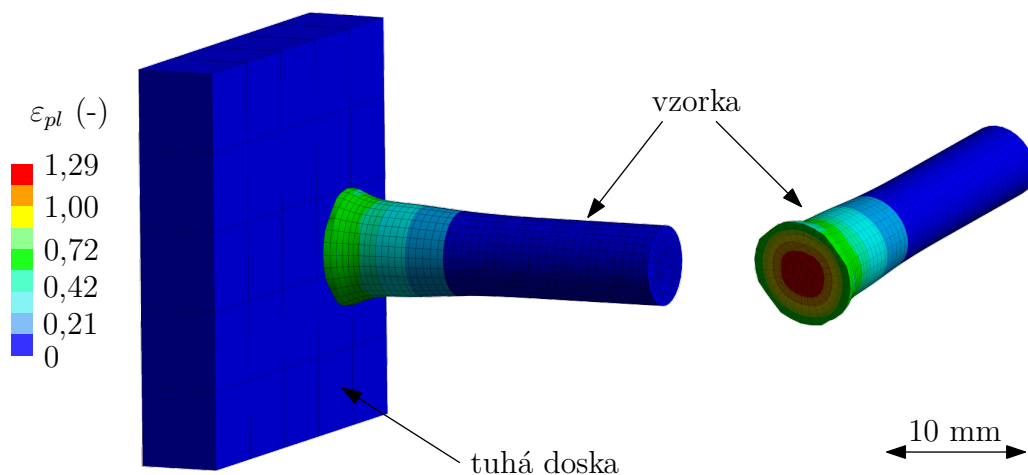
$$K = -V \frac{dp}{dV}. \quad (3.29)$$

Pre zvolený materiál je *Grunesein-ov parameter*, $\gamma = 1,97$ ($-$), podľa článku [37].

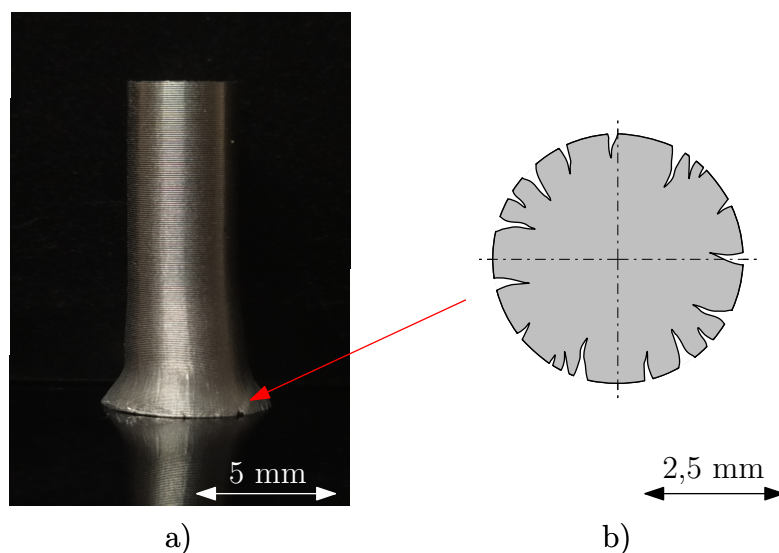
Konečný čas výpočtu bol stanovený na $2 \cdot 10^{-4}$ s, aby došlo aj k prípadnému spätnému odpruženiu materiálu. Teplota prostredia, pri ktorej bola skúška vykonávaná bola $T = 22$ °C. Referenčná rýchlosť deformácie bola upravená na $0,02$ s⁻¹.

Výsledok simulačného výpočtu je na obr. 3.19, kde je farebne znázornená plastická deformácia vzorky, ktorá vykazuje najvyššie trvalé zmeny tvaru v osi testovaného materiálu. Hodnoty plastického pretvorenia v tejto oblasti dosahujú veľkosti do $\varepsilon_{pl} = 1,29$ ($-$). Rozloženie plastického pretvorenia kopíruje teoretické predpoklady z kap. 3.4.2, kde od určitej vzdialenosti nenastávajú žiadne trvalé zmeny rozmerov materiálu, vid' modré oblasti. Ideálny zvonovitý tvar dopadovej oblasti signalizuje radiálny tok materiálu.

Vzorka nenarazila kolmo k dopadovej ploche ako bolo vyššie spomínané pri porovnaní fotografického záznamu a dát v grafe (obr. 3.16). Taktiež na obr. 3.20 a) je vzorka položená na rovinnú plochu ale jej os rotácie je mierne vychýlená do ľavej strany, zároveň je možné pozorovať vyčerpanie plastických vlastností materiálu v podobe trhlín v spodnej časti. Tieto skutočnosti, boli zohľadnené pri určení materiálového modelu, kde kvôli problému s určením presnej dĺžky vzorky, bol ako



Obr. 3.19: Simulácia Taylorového kompresného testu s grafickým znázornením plastického pretvorenia.



Obr. 3.20: Vzorka po Taylorovej skúške: a) Vertikálny pohľad na trhliny v spodnej časti. b) Nákres rozmiestnenia trhlín a ich orientácia na dopadovej ploche.

výsledný parameter pre posúdenie správnosti výpočtu a experimentu zvolený maximálny priemer súčasti v oblasti dopadovej plochy.

Výsledná zhoda bola stanovená na základe vzťahov:

$$\Delta D = |D_1 - D_s|, \quad (3.30)$$

$$\Delta D = |7,84 - 7,80| = 0,04,$$

$$\Delta L = |L_1 - L_s|, \quad (3.31)$$

$$\Delta L = |21,91 - 21,53| = 0,38.$$

Hodnoty D_1 a L_1 boli prevzaté z tab. 3.3. Najpresnejší výsledok bol vzhľadom k priemeru bol dosiahnutý pri $m = 1, 2$, kde $\Delta D = 0,4 \text{ mm}$ a $\Delta L = 0,38 \text{ mm}$. V tab. 3.4

sú zobrazené vybrané iterácie pre určenie konštanty citlivosti na rýchlosť deformácie (C) a teplotný koeficient (m).

Tab. 3.4: Tabuľka vybraných hodnôt simulovaných rozmerov pre konštantu citlivosti na rýchlosť deformácie $C = 0,004$ a meniaci sa exponent m .

it.	m	D_1 (mm)	D_2 (mm)	D_s (mm)	L_1 (mm)	L_2 (mm)	L_s (mm)
1	2,0	-3,70	3,70	7,41	3,34	24,86	21,53
2	1,6	-3,76	3,76	7,52	3,27	24,80	21,53
3	1,2	-3,90	3,89	7,80	3,09	24,61	21,53
4	0,8	-9,02	4,85	13,87	1,81	24,15	22,34
5	0,4	-16,01	21,64	37,64	2,35	22,87	20,52
6	0,0	-3,65	3,65	7,30	3,42	24,94	21,53

Na základe týchto predpokladov bol zvolený J-C materiálový model plasticity pre materiál EN AW-6061 T6511 v tvare:

$$\sigma = (371,2 + 162,42 \cdot (\varepsilon_{pl})^{0,493}) \cdot [1 + 0,004 \cdot \ln(\dot{\varepsilon})^*] \cdot [1 - (T^*)^{1,2}]. \quad (3.32)$$

Zoznam konštánt pre J-C model plasticity, zliatiny hliníka EN AW-6061 T6511, z uvedených článkov je vypísaný v tab. 3.5. Parametre sa môžu líšiť v závislosti na obsahu hmotnostných percent jednotlivých legúr v daných materiáloch.

Tab. 3.5: Porovnanie J-C modelov pre zliatinu EN AW-6061 T6, z uvedených článkov.

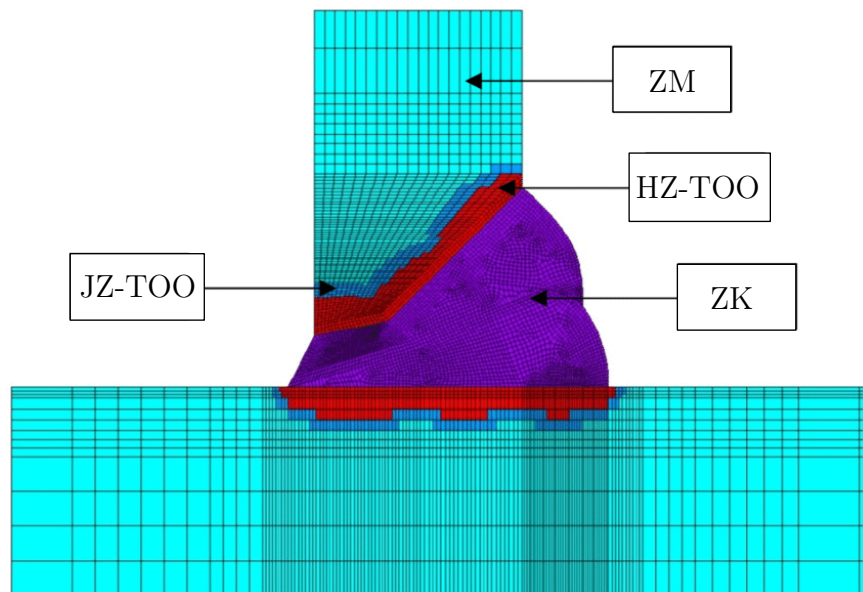
Autor	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m
Experiment	371,2	162,42	0,4930	0,0040	1,20
Lesuer et al. [40]	324,0	114,00	0,4200	0,0020	1,34
Manes et al. [41]	270,0	138,20	0,1792	0,1301	0,80
Chen [42]	270,0	154,30	0,2390	0,0290	1,42

4 METÓDA KONEČNÝCH PRVKOV (MKP)

V súčasnosti je rozbor pomocou MKP najpoužívanejšou a jednou z najuniverzálnejších metód využívaných pri rôznych aplikáciach. Jedná sa o numerickú metódu, kedy diskretizáciou spojitého kontinua do určitého (konečného) počtu prvkov sú zisťované požadované vlastnosti alebo parametre zvoleného procesu. V uzloch sieťovania sú následne aplikované okrajové podmienky pre výpočet spolu s možnými stupňami voľnosti. Polohy mimo uzlových bodov sú určené interpoláciou [43]. Svoju aplikáciu nájde pri [44]:

- riešení napätových alebo deformačných stavov pri statickom, cyklickom a dynamickom zaťažovaní, vrátane nelineárnych úloh, napr. skúmanie zvarovaných spojov, vid' obr. 4.1,
- sledovaní vlastných a vynútených kmitaní sústav s tlmením aj bez tlmenia,
- kontaktných úlohách pružnosti (rozloženie stykového tlaku),
- analýze straty tvarovej stability,
- štúdiu stacionárneho a nestacionárneho vedenia tepla a určení tepelnej napätosti.

Všetky tieto predpoklady využitia je možné dosiahnuť kvôli rozširujúcej sa možnosti spracovania veľkého množstva dát výpočtovou technikou v pomerne krátkom čase.



Obr. 4.1: Skúmanie vzniku trhlín v kútových zvaroch vysokopevných ocelí pri zvaraní za studena. ZM = základný materiál, JZ-TOO = jemnozrnná tepelne ovplyvnená oblasť, HZ-TOO = hrubozrnná tepelne ovplyvnená oblasť, ZV = zváraný kov. Prevzaté a upravené z [45].

Simulačné výpočty sú často používané ako alternatíva k experimentálnym testom, keďže tie sú relatívne finančne náročné. Síce MKP poskytuje kompletný rozbor zaťaženia, teplôt alebo deformácii pri procesoch obrábania je dôležité zohľadňovať komplexnosť tvorby triesky a tribologické efekty, ktoré môžu mať negatívne dopady na výsledky získané MKP analýzou [46].

Na trhu je veľké množstvo komerčných softvérov, z ktorých medzi najpoužívanejšie pre obrábacie procesy patria: *ANSYSTM* s riešiteľmi *Autodyn/LS Dyna* pre dynamické deje alebo *ABAQUSTM*, ďalej sú tu programy *NastranTM* od spoločnosti NASA, *Autodesk CFDTM*, atď.

V kapitole je popísaný princíp riešenia simulácii pre dynamické deje, ktoré sa delia na implicitné a explicitné spôsoby výpočtu. Druhá spomenutá metóda pozostáva z viacerých prístupov a taktiež je v kapitole objasnená voľba elementov pri diskretizácii riešeného problému, negatívne vplyvy pôsobiace na výpočet a možnosť ich redukovania.

4.1 Implicitné metódy

Pri všeobecných nestacionárnych (neustálených) dynamických dejoch s tlmením je implicitná metóda postavená na pohybovej rovnici [47] :

$$\mathbf{M} \cdot \ddot{\mathbf{U}}_{n+1} + \mathbf{C} \cdot \dot{\mathbf{U}}_{n+1} + \mathbf{K} \cdot \mathbf{U}_{n+1} = \mathbf{F}_{n+1}. \quad (4.1)$$

Kde \mathbf{M} reprezentuje maticu hmotností, $\ddot{\mathbf{U}}_{n+1}$ maticu uzlových zrýchlení - druhá derivácia matice posuvov v čase, \mathbf{C} maticu tlmiacich účinkov, $\dot{\mathbf{U}}_{n+1}$ maticu uzlových rýchlostí - prvá derivácia matice posuvov v čase, \mathbf{K} maticu tuhostí, \mathbf{U}_{n+1} maticu posuvov. Matica \mathbf{F}_{n+1} je vyjadrením zaťaženia. Pričom matice \mathbf{M} a \mathbf{K} sú určené ako funkcie materiálových vlastností (E - Youngov modul pružnosti, μ - Poissonovo číslo, ρ - hustota) [47].

Výpočet každého kroku a zistenia polohy jednotlivých uzlových bodov v čase ($t + \Delta t$) je určený z dát získaných v čase ($t + \Delta t$), tzn. posuvy sú získané z aktuálne počítaného kroku. Metóda pracuje s výpočtom rovníc konečných prvkov až do bodu pokiaľ je dosiahnuté konvergenčné kritérium riešenia pri každom kroku [43].

Implicitné metódy sú vhodné predovšetkým pre deje s pomalou dynamikou procesu, kde dominujú nízke frekvencie ako napr. simulácie zemetrasenia alebo tvárnenie kovov cez valčekové rovnačky, a podobne [48].

4.2 Explicitné metódy a matematické formulácie

Na rozdiel od implicitnej metódy je výpočet novej polohy uzlových bodov v čase ($t + \Delta t$) stanovený z údajov pohybových rovníc v čase t . Tento prístup pracuje na základe integrácie pohybových rovníc v čase. Rovnice sú pretvárané do podoby aby boli priamo riešiteľné na konci časového prírastku, bez iterácie [43].

Metóda je vhodná pre deje s vysokou rýchlosťou pretvorenia, kde dochádza aj k porušovaniu materiálu, tzn. obrábacie operácie, balistické testy, apod. Na základe riešeného problému ju vopred dôležité vybrať správny prístup pri tvorbe siete konečných prvkov. Do tejto skupiny patria Lagrangeova, Eulerova a ALE metóda. Prístup SPH je zaraďovaný do skupiny tzv. bezsietových metód. Rozdiely medzi jednotlivými prístupmi sú popísané v nasledujúcich podkapitolách.

4.2.1 Lagrangeova metóda

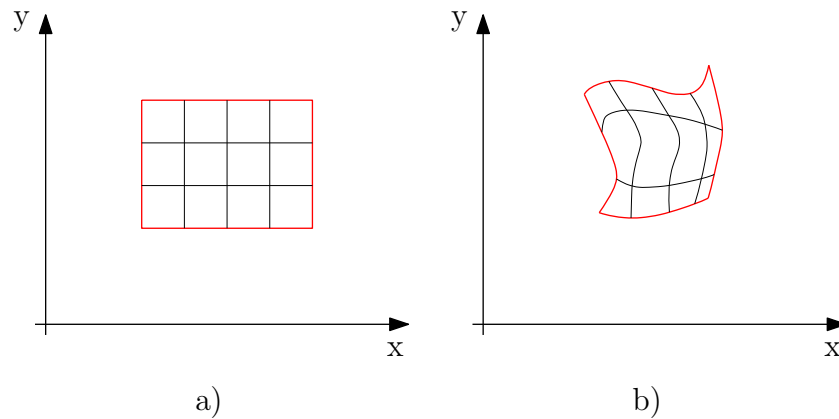
V súčasnosti najpoužívanejšia pre svoju komplexnosť. Pri Lagrangeovej metóde je sieť pevne prichytená k pôvodnému tvaru/modelu [49]. Hraničné uzly sú umiest-

nené na materiálovej hranici, čo vedie k ľahkej definícii okrajových/obmedzujúcich podmienok. Počas simulácie je sieť deformovaná spolu s dielom vplyvom kontaktu rezného nástroja s obrobkom, vid' obr. 4.2. Pre oddeľovanie triesky od obrobku (základného materiálu) je potrebné zadať kritérium delenia, ktoré je rozdelené na [50], [51]:

- *fyzikálne kritérium* - efektívna plastická deformácia a hustota deformačnej energie blízky k špičke nástroja,
- *geometrické kritérium* - tolerancia vzdialenosti, kedy je pozorovaná vzdialenosť medzi špičkou nástroja a najbližším uzlom pred ním, po prekročení prahovej hodnoty dôjde k vymazaniu/oddeleniu prvku.

Týmto prístupom je získaný priebeh deformácie triesky od jej počiatočnej tvorby až do ustáleného tvaru, modelovanie segmentového utvárania triesky [43].

Ako je vidieť na obr. 4.2b) metóda je citlivá na veľké deformácie mriežky, kde táto skutočnosť môže mať za následok zvyšovanie výpočtovej náročnosti, tzn. časového kroku alebo to vedie až k strate stability výpočtu a jeho kolapsu. Týmto



Obr. 4.2: Tvar sieťovania pri Lagrangeovej metóde: a) iniciačný čas, b) počas simulácie. Prevzaté a upravené z [48].

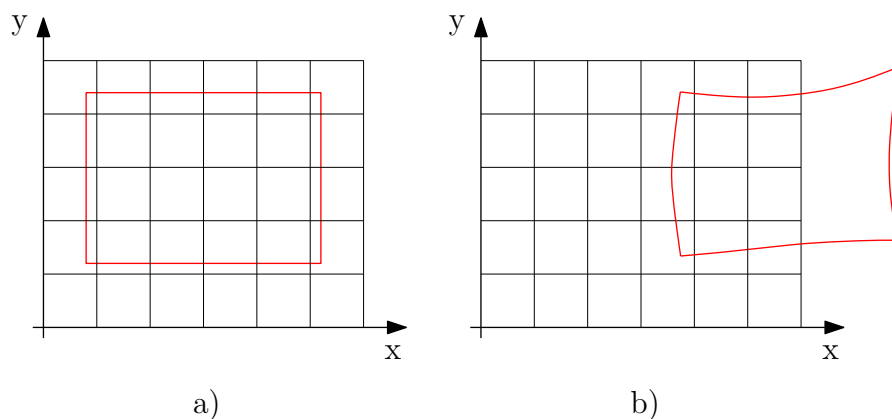
problémom sa dá predísť použitím tzv. *re-meshingu*, znovu vytvorenie siete počas procesu simulácie alebo *pre-distorted mesh* vopred pred-deformovanou sieťou [43].

Napriek celkovej problematike správneho nastavenia výpočtu je Lagrangeova metóda využívaná vo veľkej miere pri simuláciách obrábania.

4.2.2 Eulerova metóda

Hlavný rozdiel medzi Eulerovou a Lagrangeovou metódou sieťovania je zobrazený na obr. 4.3. Kde je znázornená pevná väzba medzi zvolenou hustotou siete a súradnicovým systémom XY . Materiál, ktorý je na začiatku schematicky znázornený ako obdĺžnik, sa pohybuje danou sieťou pri svojej deformácii bez toho, že by sieť akoľvek deformoval/porušoval.

Pri tomto type sieťovania nie je potrebné definovať kritérium delenia materiálu avšak je nutno vopred zadať iniciačný tvar triesky [50]. Medzi negatíva metódy patrí dostatočne jemné sieťovanie pre dosiahnutie objektívnych výsledkov, obzvlášť v oblasti primárnej a plastickej deformácie. Zjemnenie siete vedie k väčším výpočto-

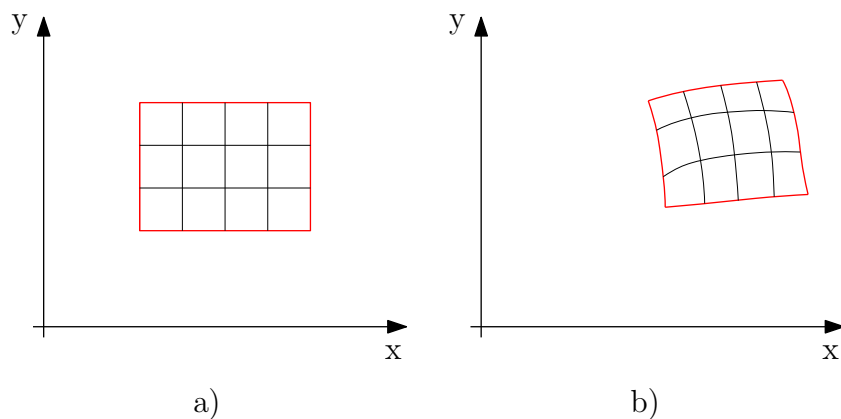


Obr. 4.3: Tvar sieťovania pri Eulerovej metóde: a) iniciačný čas, b) počas simulácie. Prevzaté a upravené z [48].

vým časom [49]. Ďalšou nevýhodou je problém s oddeľovaním materiálu na okrajoch nástroja [15]. Tieto predpoklady predurčujú Eulerovú metódu skôr pre ustálené deje prúdenia.

4.2.3 ALE metóda

Označenie je odvodené z ang. *Arbitrary Lagrangian Eulerian*. Metóda využíva vhodné princípy dvoch vyššie spomenutých formulácií [49], na základe obr. 4.4, kde je vidieť, že sieť konečných prvkov nie je pevne spojená s počiatočným súradnicovým systémom ale pohybuje sa spolu s materiálom pri jeho deformácii. Typickým príkla-



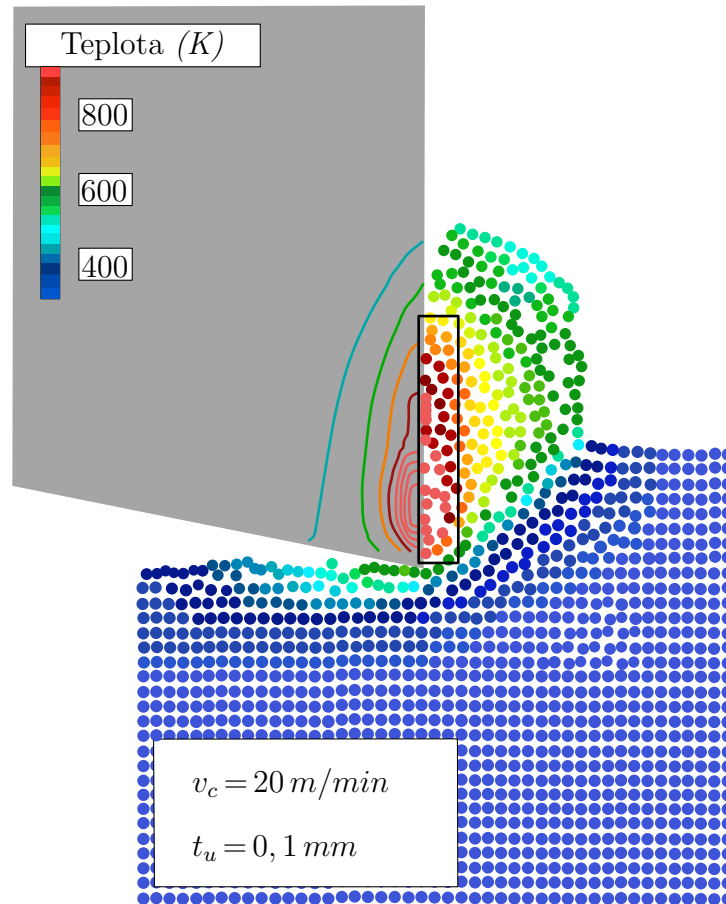
Obr. 4.4: Tvar sieťovania pri ALE metóde: a) iniciačný čas, b) počas simulácie. Prevzaté a upravené z [48].

dom kedy Lagrangeovou formuláciou sú získané nevhodné výsledky je pri mechanike tekutín, kde je skúmaná veľmi špecifická oblasť napr. pri obtekaní krídiel alebo pri pretlačovaní materiálu. Vtedy je vhodné použiť Eulerov prístup a to bol dôvod pre vznik ALE metódy.

4.2.4 SPH metóda

Názov metódy je skrátene z ang. *Smoother Particle Hydrodynamics* a bola objavená a popísaná v roku 1977 ako nástroj pre riešenie astrofyzikálnych problémov. Ako bolo uvedené v kapitole 4.2 jedná sa o bezsieťovú metódu, ktorá je okrem analýzy obrábacích procesov využívaná vo veľkej miere pri skúmaní mechaniky tekutín [49]. Hlavnou výhodou tejto matematickej formulácie je, že častice nie sú citlivé na veľké deformácie a odpadá tak riziko nestability výpočtu pri nekvalitnej voľbe sieťovania.

SPH metóda je založená na nahradení riešeného systému súborom častíc, ktoré obsahujú informácie o materiály a pohybujú sa na základe rovníc [53]. Na obr. 4.5 je



Obr. 4.5: Bezsieťová *Smoother Particle Hydrodynamics* metóda a jej využitie pri skúmaní teploty rezu pri zliatine *Ti6Al4V* v mieste rezu pri ortogonálnom sústružení. Prevzaté a upravené z [54].

vyobrazená simulácia obrábania v 2D priestore so zameraním na rozloženie teplôt v mieste rezu pomocou metódy SPH. Rezná rýchlosť v experimente bola zvolená najpomalšia dovolená a jej hodnota bola $v_c = 20 \text{ m/min}$. Uhol čela nástroja bol $\gamma = 0^\circ$ a veľčinou $t_u = 0,1 \text{ mm}$ je vyjadrená veľkosť záberu ostria (v českej literatúre ozn. a_p). Daná štúdia [54] bola vykonaná na zliatine *Ti6Al4V*. V práci je opísaná aj zmena tvaru triesky na základe veľkosti a hustoty častíc pri metóde SPH. Pri jemnejšej štruktúre častíc, tzn. menšia vzdialenosť častíc medzi sebou = hustejší priestor, je možné simulovať segmentáciu triesky pri reznom procese.

4.3 Kritická hodnota časového kroku

Jedným z hlavných problémov explicitných metód je stabilita výpočtu, ktorá je úzko spätá práve so správnou časovou integráciou. Tzn. že keď časový krok (Δt) prekročí svoju kritickú hodnotu (Δt_e) dochádza k významnému skresľovaniu výsledkov alebo až ku kolapsu výpočtu. Platí teda nerovnosť:

$$\Delta t \leq \Delta t_e. \quad (4.2)$$

Ako vyplýva z kap. 4.2 malou voľbou časového kroku dosiahneme väčšie množstvo dát v čase. Avšak pre optimálnu rýchlosť výpočtu je vhodné definovať veľkosť časového kroku tak, aby sa nachádzala pod kritickou hodnotou. Jeho hodnota je softvérom pre riešenie problému stanovená automaticky, na základe veľkosti zadefinovanej konečnej siete prvkov.

Fyzikálna interpretácia podľa podmienky Courant–Friedrichs–Lewy (CFL) je vyjadrená tak, že veľkosť časového kroku musí byť zvolená tak, aby napätá vlna, ktorá sa šíri diskretnou priestorovou mriežkou, nestihla pri výpočte prejsť vzdialenosť väčšiu než je veľkosť (dĺžka) najmenšieho elementu siete konečných prvkov [55].

Podmienka stability je závislá na type riešenej úlohy [56] a pre pevné trojrozmerné (3D) systémy sa vychádza zo všeobecného vzťahu:

$$\Delta t_e = \frac{L_e}{Q + (Q^2 + c^2)^{1/2}}, \quad (4.3)$$

kde Q je funkciou koeficientov objemovej viskozity a rýchlosti šírenia zvuku v materiáli c , na základe rýchlosti deformácie. Pre rýchlosť deformácie ($\varepsilon_{kk} \geq 0$) platí, že $Q = 0$ a rov. 4.3 prejde do tvaru:

$$\Delta t_e = \frac{L_e}{c}. \quad (4.4)$$

Ďalej L_e je charakteristická dĺžka, ktorá je závislá od tvaru zvoleného elementu konečnej siete prvkov. Platí:

$$8 \text{ uzlové prvky (napr. kocky): } L_e = \frac{v_e}{A_{e_{max}}}, \quad (4.5)$$

$$4 \text{ uzlové prvky (tetraedre/štvorsteny): } L_e = \text{minimálna výška}. \quad (4.6)$$

Veličina v_e je vyjadrením objemu elementu, $A_{e_{max}}$ je plocha najväčšej strany elementárneho prvku.

Pre elastické materiály s konštantným modulom objemovej pružnosti je rýchlosť šírenia zvuku v materiáli vyjadrená rovnicou [56],

$$c = \sqrt{\frac{E(1 - \mu)}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)\rho}}. \quad (4.7)$$

V tomto vzťahu je E označením Youngovho modulu pružnosti, μ je Poissonovo číslo a ρ je hustota deformovaného materiálu. Výsledná veľkosť kritického časového kroku môže byť dodatočne korigovaná užívateľom pri zadávaní do simulačného softvéru a to prenasobením výsledku zo vzťahu 4.4 pomocou zvoleného koeficientu.

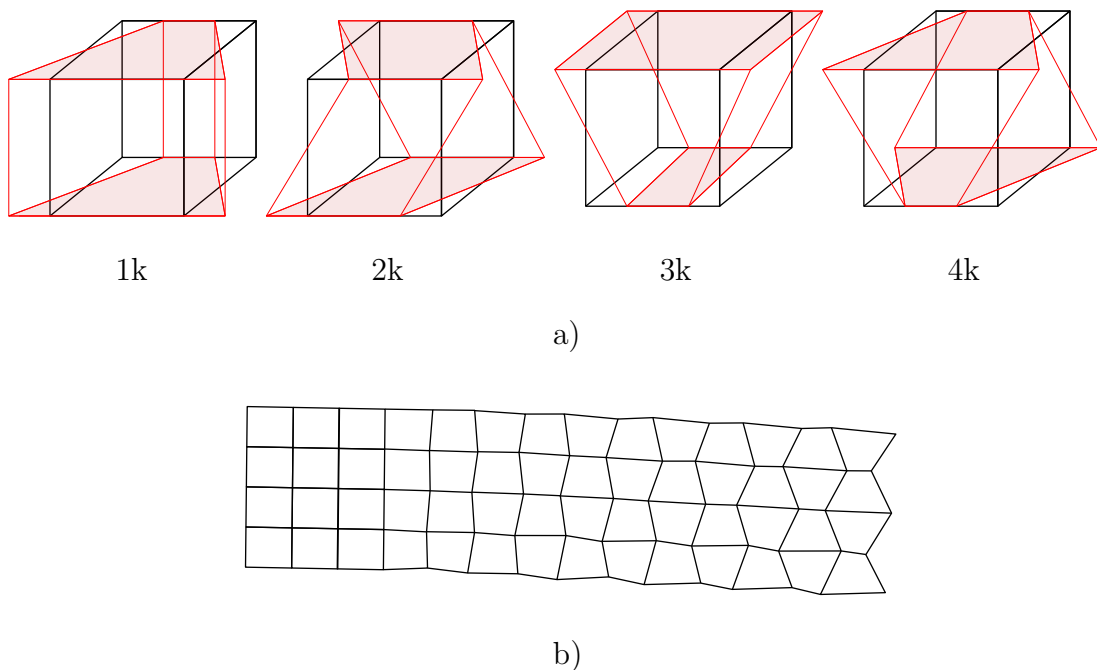
4.4 Škálovanie hmotnosti materiálu

Názov je preložený z anglického *Mass Scaling*, kedy je prostredníctvom úpravy hustoty materiálu docielené skrátenie výpočtového času. Úlohou toho efektívneho prostriedku je zvýšiť hodnotu explicitného časového kroku. Táto možnosť je dosiahnuteľná umelým navýšením hmotnosti materiálu skrz jeho hustotu. Negatívum *Mass Scaling-u* je že pri zvyšujúcej sa hodnote hustoty nastáva skresľovanie výsledkov [55].

4.5 Hourglassing efekt

Jedným zo spôsobov ako znížiť výpočtový čas je použitie jedno-bodovej integrácie. Elementy nie sú integrované cez celý svoj objem, čo významne urýchľuje výpočet [56]. Hlavným problémom tejto metódy je však efekt *presýpacích hodín* z ang. *Hourglassing*. Jedná sa o tzv. falošnú deformáciu siete konečných prvkov, kedy nie je vytvárané žiadna skutočné pretvorenie ani napätie a prvok sa vyznačuje nulovou energiou [57]. Všetky spomenuté predpoklady vedú k skresleniu výsledkov simulácie.

Významným prejavom *Hourglassing-u* je *cik-cak* deformácia elementov. Toto označenie bolo odvodené na základe opakujúceho zužovania sa a rozširovania elementárnych prvkov. Typy systémov s nulovou energiou a princíp deformácie siete sú znázornené na obr. 4.6:



Obr. 4.6: Hourglassing: a) Módy pre 8-uzlové elementy s jedno-bodovou integráciou. Celkovo existuje 12 módov [56], [58]. b) Efekt *Hourglassing-u* pri simuláciách pomocou metódy konečných prvkov [59].

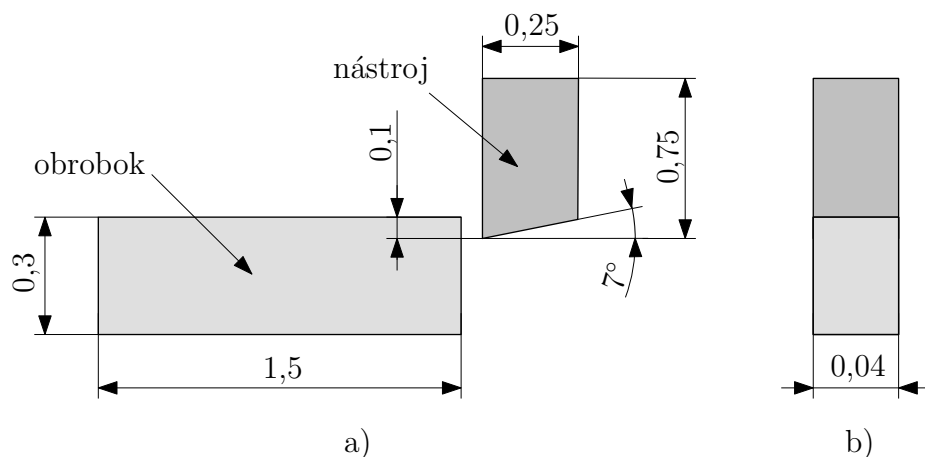
V simulačných softvéroch je energia *Hourglassing-u* automaticky sledovaná tak, aby nedosiahla vyššiu hodnotu ako je 10% celkovej energie systému (môže byť upravená užívateľom). Po prekročení tejto hranice je výpočet ukončený.

Problém *Hourglassing-u* možno odstrániť zjemnením siete alebo použitím plne integrovaných prvkov. Druhý spomenutý spôsob však vedie ku vzniku tzv. *shear lock-u*, kedy je výsledkom príliš tuhé deformačné správanie materiálu pri malých posuvoch elementov.

Príkladom je jednostranne votknutý nosník štvorcového/obdĺžnikového prierezu, ktorý je diskkrétne rozdelený pomocou 8-uzlových prvkov (kocky/kvádre). Následne pri jeho ohybe nastane *shear lock*, a prvky spotrebujú energiu na vznik falošného strihového napätia. Hranice jednotlivých elementov budú po častiach lineárne spojené, keďže nezostane potrebná energia na vyvolanie ohybu hraníc prvkov [57].

4.6 Vstupné podmienky simulácie

Pre zjednodušenie bol rotačný pohyb obrobku rozvinutý do lineárneho pohybu a uvažuje sa ustálený dej odoberania triesky s hodnotou priečného posuvu $f = 0,1 \text{ mm}$. Rozmery jednotlivých prvkov (obr. 4.7) boli zvolené tak, aby celkový systém, ktorý



Obr. 4.7: Schéma simulácie ortogonálneho obrábania s nastavením uhla čela nástroja $\gamma = 0^\circ$: a) narys, b) bokorys. Uvedené rozmery sú v milimetroch.

je potrebné diskkrétne nadefinovať pomocou siete konečných prvkov nebol zbytočne veľký aj z dôvodu obmedzení spôsobené študentskou licenciou. Tzn. zmenšenie rozmerov obrobku na veľkosť, kedy sú procesom sústruženia dosiahnuté stabilné hodnoty reznej sily. Sústružnícky nôž bol uvažovaný ako dokonale tuhý prvok (*rigid*), a preto pre potreby urýchlenia výpočtového času je uvažované len okolie špičky nástroja s požadovanou skutočnou geometriou uhla čela $\gamma = 0^\circ$ a uhla chrbátu $\alpha = 7^\circ$. CAD model bol zhotovený pomocou neparametrického CAD programu *SpaceClaim* integrovanom v pracovnom prostredí *Ansys Workbench*.

Pre popis plastického správania sa zliatiny hliníka EN AW-6061 T6511 bol použitý J-C mat. model plasticity, ktorý bol odvodený v kap. 3.5 a jeho zhrnutie je uvedené v tab. 4.1. Nakoľko sa experimentálne zmerané veličiny vo veľkej miere podobali hodnotám z článku [60], tak pre popis šírenia napätivej vlny (stavová rovnica) a porušenia prvkov (J-C mat. model porušenia) boli zvyšné koeficienty prevzaté z tohto článku, tab. 4.3, kde bola testovaná zliatiny spadajúca do skupiny s rovnakým chemickým zložením.

Tab. 4.1: Tabuľka experimentálne určených konštánt J-C mat. model plasticity z kap. 3.5.

veľičina	ozn.	hodnota
iniciačná (statická) medza sklzu (initial yield stress)	A	371,20 MPa
spevňovacia konštanta (hardening constant)	B	162,42 MPa
exponent deformačného spevnenia (hardening exponent)	n	0,493 -
konštanta citlivosti na rýchlosť deformácie (strain rate constant)	C	0,004 -
stredná rýchlosť def. pri kvázistatických podm. (reference strain rate)	$\dot{\epsilon}_0$	0,02 1/s
exponent tepelného zmäkčovania (thermal softening exponent)	m	1,2 -
teplota tavenia materiálu (melting temperature)	T_{melt}	650 °C

Tab. 4.2: Tabuľka parametrov lineárnej stavovej rovnice podľa [37].

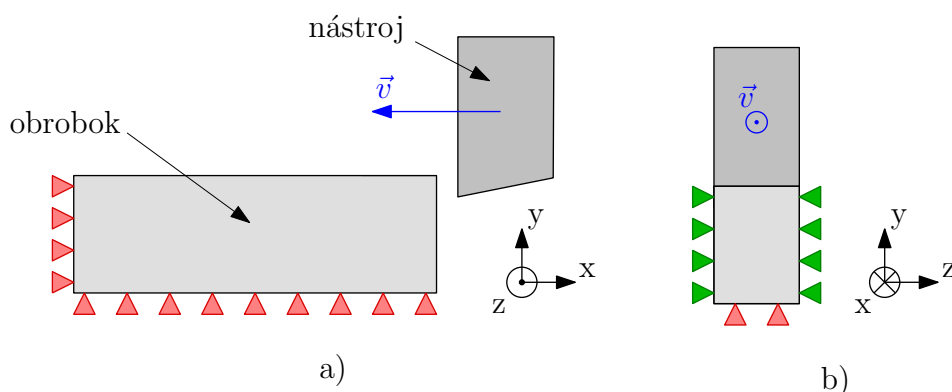
veľičina	označenie	hodnota
Gruneisen-ov koeficient	γ	1,97 -
parameter	C_0	5 350 m/s
parameter	S_1	1,34 -
kvadratický parameter	S_2	0 s/m

Tab. 4.3: Tabuľka faktorov J-C mat. model porušenia EN AW-6061 T6 podľa [60].

veľičina	označenie	hodnota
iniciačné pretvorenie porušenia (initial failure strain)	D_1	-0,77 -
exponenciálny faktor (exponential factor)	D_2	1,45 -
faktor triaxiality (triaxiality factor)	D_3	-0,47 -
faktor rýchlosti deformácie (strain rate factor)	D_4	0,00 -
teplotný faktor (temperature factor)	D_5	1,60 -
teplota tavenia materiálu (melting temperature)	T_{melt}	650 °C

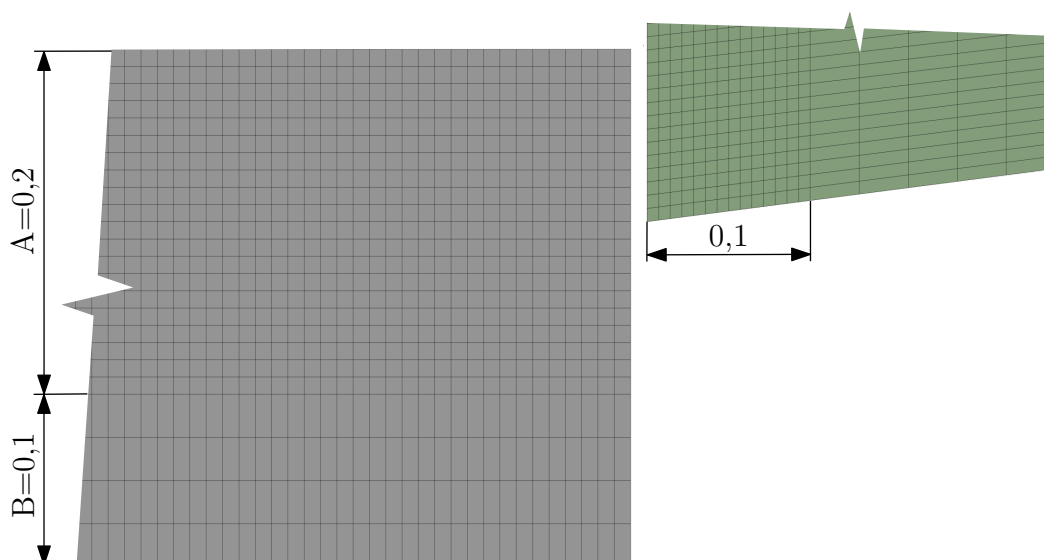
Zaväzbanie systému pozostávalo z viacerých funkcií, ktorými disponuje prostredie *Ansys Workbench*, v ktorom bol vykonávaný *pre-processing*, tzn. zadanie vstupných údajov rezného procesu a stupňov voľností jednotlivých telies. Obmedzujúce podmienky sú zobrazené na obr. 4.8, kde červenými trojuholníkmi sú vy-

značené plochy obrobku, ktoré sú zabezpečené proti pohybu pomocou funkcie *Fixed* (vo všetkých smeroch). Pohyb triesky/obrobku do strán v smere osi Z je upevnený príkazom *Displacement* ($Z = 0$), plochy označené zelenými trojuholníkmi.



Obr. 4.8: Schéma obmedzujúcich podmienok simulácie ortogonálneho obrábania s nastavením uhla čela nástroja $\gamma = 0^\circ$: a) nárys, b) bokorys.

Rýchlosť nástroja bola zafixovaná v uniaxiálnom smere, konkrétne sa nástroj pohyboval voči staticky určenému obrobku v zápornom smere osi X . Veľkosť rýchlosti bola zadaná v SI jednotkách, a teda $v = 3334 \text{ mm/s}$.



Obr. 4.9: Detailný záber na zóny sieťovania obrobku a nástroja. Uvedené rozmery sú v milimetroch.

Kvôli obmedzeniu počtu prvkov pre výpočet (128 000 uzlov), ktorý prebiehal s riešiteľom *LS-Dyna*, bol obrobok rozdelený na dve zóny, vid' obr. 4.9. Sieťovanie v oblasti A pozostávalo z pravidelných kubických elementov s dĺžkou hrany $a = 0,01 \text{ mm}$, do hĺbky $0,2 \text{ mm}$ od povrchu obrobku. Zóna B bola vytvorená z prvkov typu pravidelného štvorbokého hranolu, kde výška bola $c = 0,025 \text{ mm}$ a štvorcová podstava

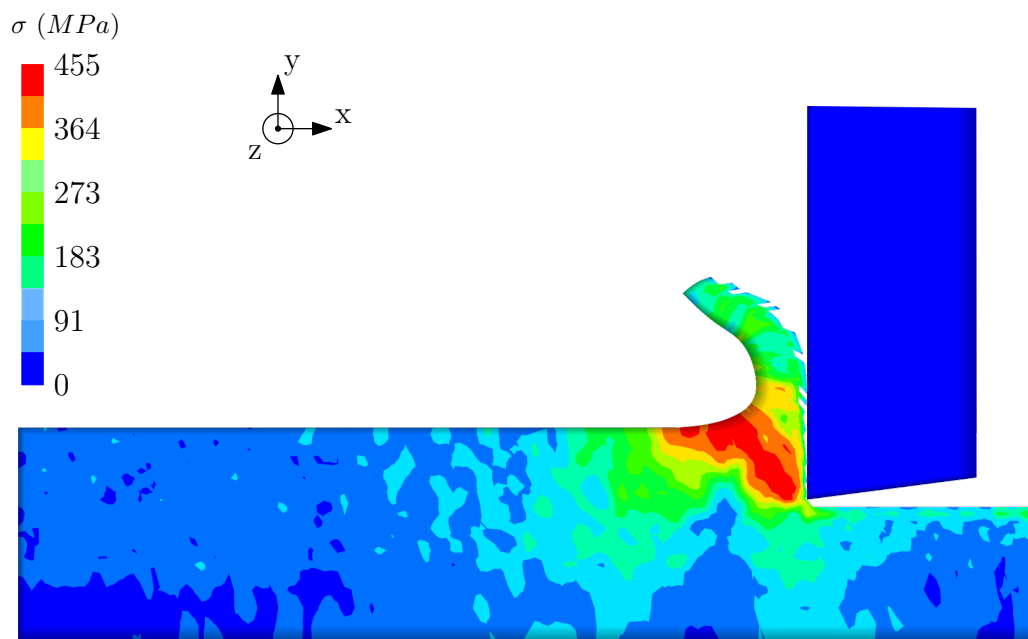
mala dĺžku hrany $b = a = 0,01 \text{ mm}$. Tvar a rozmery prvkov boli zvolené tak, aby v mieste styku jednotlivých oblastí dochádzalo k plynulému napojeniu uzlových bodov. V opačnom prípade väzba *Bounded* medzi dvoma zónami nebola funkčná a dochádzalo k výraznému houghlassing-u.

Voľba jemnejšieho sieťovania na čele nástroja bola z dôvodu správneho fungovania kontaktu plôch (uzlov) pri zábere nástroja. I keď bol daný nástroj uvažovaný ako dokonale tuhý, tzn. nepočítalo sa na ňom napätie a ani sa nedeformoval, pri veľkých vzdialenostiach uzlov oproti tým, ktoré sú obrobku, by sa daný výpočet stal nestabilný a skolaboval by.

Takto pripravená zostava bola následne vyexportovaná skrz *.k-súbor*, ktorý ma tvar textového dokumentu. V programe *LS-PrePost* bola dodatočne upravená funkcia *CONTACT_ERODING_NODES_TO_SURFACE*, pre zlepšenie stability výpočtu. Taktiež bola vložené zaznamenávanie reakčných síl, ktoré sú potrebné pre vyhodnotenie, skrz príkaz *DATABASE_RCFORC*.

Po týchto úpravách bol spustený samotný výpočet v programe *LS-Run*.

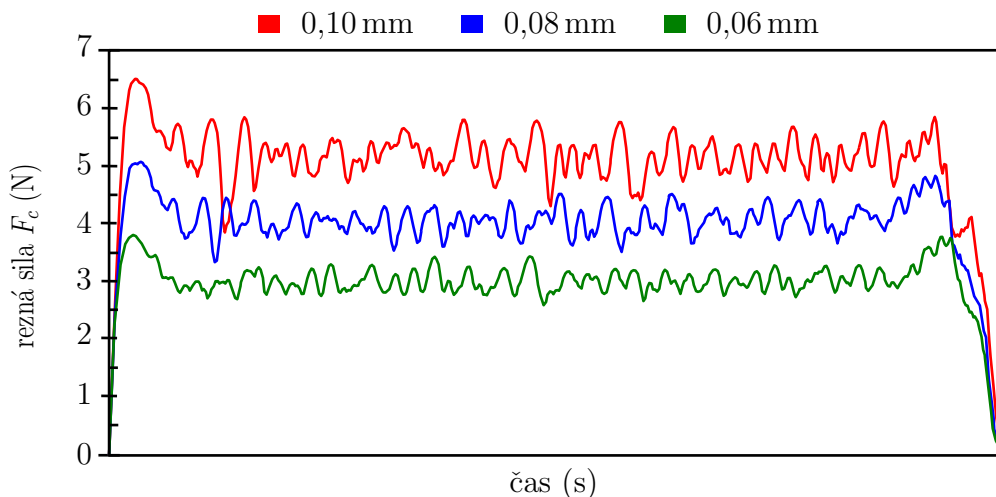
4.7 Výsledky simulácie



Obr. 4.10: Grafické zobrazenie výsledkov napätia, podľa Von Mises-a (HMH podmienka), pre simuláciu obrábania hliníkovej zliatiny EN AW-6061 T6511, so šírkou triesky $0,04 \text{ mm}$.

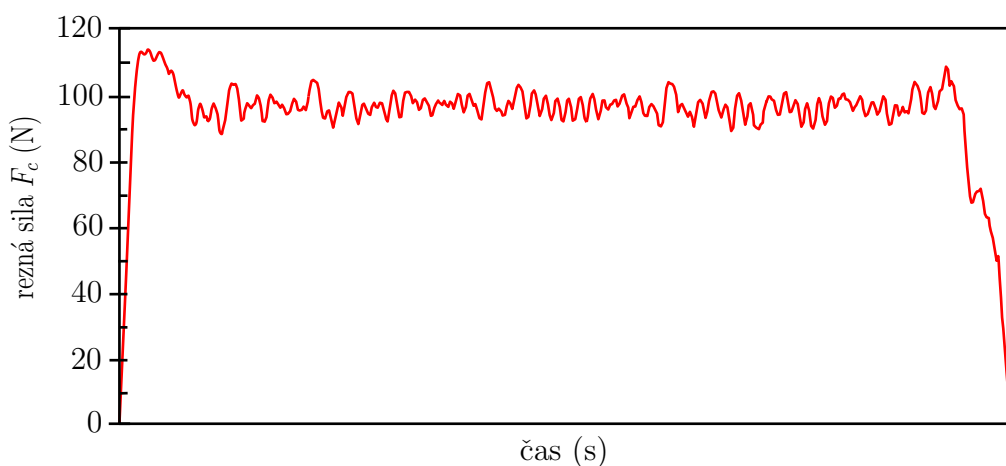
Maximálne hodnoty napätia boli dosiahnuté v rovine strihu pred špičkou nástroja, kde dosahovali podľa simulácie veľkosť približne 450 MPa , vid' obr. 4.10. Keďže v rámci simulácie bola použitá konštantná rýchlosť nástroja, ktorá nestrácala na veľkosti vzhľadom k dĺžke rezu, tak hodnoty napätia kolísali v rozmedzí $\pm 20 \text{ MPa}$.

Pre overenie závislosti veľkosti reznej sily na šírke triesky boli uskutočnené 3 ďalšie výpočty so šírkami odoberaného materiálu 0,06 mm; 0,08 a 0,10 mm. Na základe týchto simulácií bola určená lineárna závislosť nárastu sily na šírke triesky s tým (obr. 4.11), že priebehy napätia zostali zachované.



Obr. 4.11: Grafické zobrazenie výsledkov reznej zložky celkovej sily, pre simuláciu obrábania hliníkovej zliatiny EN AW-6061 T6511, so šírkami triesky 0,06 mm; 0,08 mm a 0,1 mm.

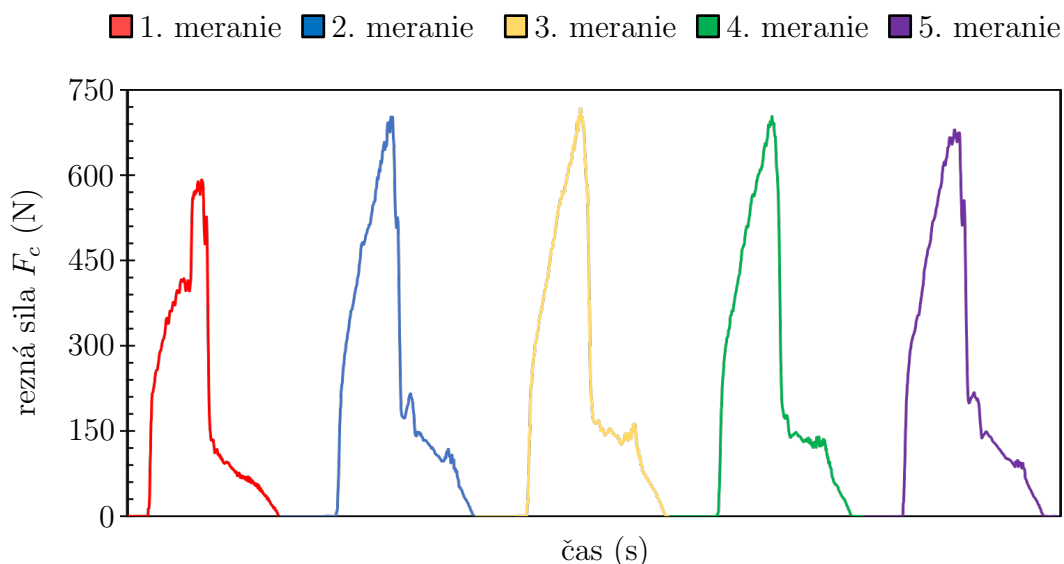
Vyhodnotenie priebehu reznej sily bolo uskutočnené upravením hodnôt pre simuláciu so šírkou triesky 0,04, kde dáta boli zväčšené 50 000x. Veľkosť konštanty bola zvolená z dôvodu úpravy pre šírku zápichu 2 mm a taktiež pre prevod do sústavy jednotiek N, sekundy. Výsledný priebeh reznej sily je na obr. 4.12, kde je vidieť že sila dosahovala hodnôt oscilujúcich okolo 100 N.



Obr. 4.12: Grafické zobrazenie výsledkov reznej zložky celkovej sily, pre simuláciu obrábania hliníkovej zliatiny EN AW-6061 T6511, so šírkou triesky 2 mm, na základe lineárnej závislosti nárastu sily so zväčšujúcou sa šírkou triesky.

5 DISKUSIA

Pre porovnanie experimentálne získaných a simulovaných dát bol posudzovaný priebeh iba reznej zložky sily, keďže ostatné zložky boli pri simulácií zanedbané. Pre experimentálne výsledky sa konkrétne jedná o graf 2.12 z kap. 2.4.



Obr. 5.1: Rezná zložka (F_c) celkovej sily v závislosti na čase. Merané pre šírku zápichu 2 mm na zliatine EN AW-6061 T6511.

Maximá experimentálne získanej zložky reznej sily sa pohybovali v značne vysokých hodnotách, ktoré boli zaznamenané kvôli deformovanému tvaru zápichu, viď kap. 2.4. Ďalším faktorom bol aj vznik extrémneho nárastku na čele nástroja z HSS, čo viedlo k strate jeho rezivosti už v začiatkoch experimentu. Z toho dôvodu bola vykonaná analytická kontrola približnej veľkosti reznej sily na základe merného rezného odporu. Jeho hodnota sa pohybuje v rozmedzí $k_{c1} = (750 \div 950) \text{ MPa}$ [1], v závislosti na tvrdosti, pre hliníkové zliatiny. S využitím vzťahu [1]:

$$k_c = \frac{k_{c1}}{h^{mc}}, \quad (5.1)$$

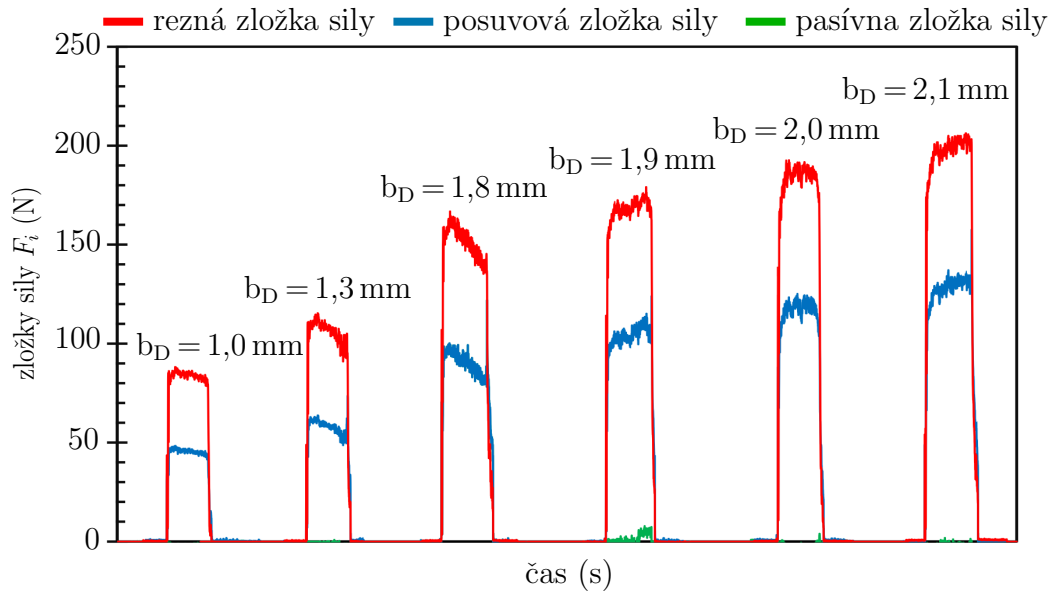
$$k_c = \frac{(750 \div 950)}{0,1^{0,25}} = (1334 \div 1689) \text{ MPa},$$

v ktorom h je vyjadrením hĺbky triesky a mc je exponent vzťahujúci sa k pracovným podmienkam. Potom zo závislosti pôsobenia sily na plochu platí:

$$F_c = k_c \cdot A_D = k_c \cdot (h \cdot b_D), \quad (5.2)$$

$$F_c = (1334 \div 1689) \cdot (0,1 \cdot 2) = (266,8 \div 337,8) \text{ N}.$$

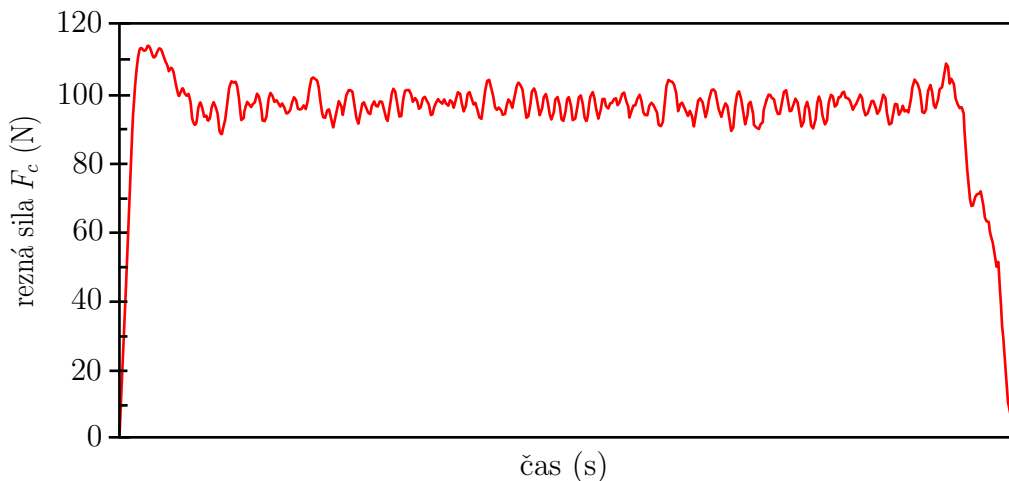
Na základe analytických výpočtov bolo uskutočnené kontrolné meranie (obr. 5.3) s využitím nástroja s vymeniteľnou britovou doštičkou s ozn. LFMX 3.10-0.20TN-M2; 8030. Použitie VBD bolo z dôvodu posúdenia vplyvu vzniku nárastku pri HSS



Obr. 5.2: Experimentálne meranie ortogonálneho rezu na valcovom polotovare EN AW-6061 T6511 s využitím nástroja s vymeniteľnou britovou doštičkou (ozn. LFMX 3.10-0.20TN-M2; 8030) pre rôznu šírku triesky (b_D) a konštantnú hĺbku rezu $0,1\text{ mm}$.

na veľkosť reznej sily. Taktiež bolo uskutočnených celkovo 6 meraní s rôznymi šírkami triesky pre overenie lineárneho nárastu reznej sily.

Sekundárnym meraním boli overené približné analytické hodnoty, i keď sa jednalo o metódu s využitím utvárateľa triesok, podarilo sa eliminovať nežiadúcu zložku pasívnej reznej sily.



Obr. 5.3: Grafické zobrazenie výsledkov reznej zložky celkovej sily, pre simuláciu obrábania hliníkovej zliatiny EN AW-6061 T6511, so šírkou triesky 2 mm , na základe lineárnej závislosti nárastu sily so zväčšujúcou sa šírkou triesky.

Simulované výsledky boli posudzované na základe grafu 4.12 z kap. 4.7, kde hodnoty oscilovali okolo 100 N . Rozdiel maxim z kontrolného merania ortogonálneho rezu graf 5.2 pre $b_D = 2\text{ mm}$ a maxim z grafu 5.3 je 50%.

Na výslednú veľkosť reznej sily, získanej pomocou MKP, mala podiel predovšetkým skutočnosť, že dochádzalo k značnému vymazávaniu elementov, čo viedlo k strate celkovej hmoty v systéme, tento jav bol spôsobený najmä tvárnymi vlastnosťami materiálu. Toto konštatovanie je vyvedené na základe výsledkov z článku [49], kde pre oceľ ASIS1045 boli správne overené simulované a experimentálne hodnoty, pre tvrdší typ materiálu. Odchýlky možno pozorovať aj na hrúbke triesky, kde pri experimente dosahovala rozpätie (0,10-0,15) mm a pri simulačných výpočtoch s vymazanými prvkami (0,05-0,10) mm .

Značné rozdiely medzi experimentálne nameranými a simulovanými dátami boli spôsobené nesprávnou voľbou rezného nástroja, kde nárastky na čele nástroja vytvárali nedokonalý kontakt ostria s materiálom. Taktiež zvolená metóda sieťovania sa ukázala ako nevhodná, kde presnejšie hodnoty by mohli byť dosiahnuté ALE metódou alebo SPH v súvislosti s odstraňovaním prvkov. Posledným faktorom bola voľba porušovania materiálu podľa Johnson-Cooka, kde koeficienty D_i boli prevzaté z článku [60], bez ďalšieho overovania pre nami obrábanú zliatinu.

ZÁVER

Zadaním práce bola simulácia obrábacích procesov pomocou explicitnej metódy konečných prvkov.

Analýza deformačných procesov materiálu pri vysokých rýchlostiach je časovo a výpočtovo veľmi náročná, avšak aj napriek týmto okolnostiam je však využitie simulačných programov ako podporného inžinierskeho nástroja žiadúce naprieč rôznymi odvetviami.

Pozorovania a výsledky práce sú zhrnuté v nasledujúcich bodoch:

- základom pre metódu konečných prvkov je správne využitie materiálového modelu,
- boli určené konštanty materiálového modelu plasticity podľa Johnson-Cooka, s využitím kvázistatickej ubíjacej skúšky a následne dynamické správanie materiálu EN AW-6061 T6511, ktoré je popísané v kap. 3.5,
- parametre statickej medze sklzu definované ubíjacou skúškou medzi rovnobežnými stenami sa líšia oproti hodnote uvedenej v materiálovom ateste, Príloha B (od spoločnosti *Alcom Alval*, ktorá dodala obrábanú zliatinu hliníka) približne o 2%,
- spevňovacia konštanta a hodnota statickej medze sklzu sa rôznia od hodnôt uvedených v článku [60], i keď sa jedná o materiály nachádzajúce sa v rovnakej skupine s chemickým zložením, jednotlivé zliatiny sa môžu nepatrne líšiť v množstve legujúcich prvkov alebo spôsobe/dĺžky starnutia, čo by vysvetľovalo dané odchýlky,
- parametre dynamického spevňovania boli získané z Taylorového testu, simuláciou vo výpočtových softvéroch pomocou MKP, rozdiely hodnoty oproti publikovaným v [60] sú spôsobené nesprávnym dopadom vzorky kolmo k stene dopadiska, kde kvôli tejto skutočnosti bol posudzovaný ako charakteristický rozmer maximálny priemer polotovaru,
- pre spresnenie výsledkov by bolo vhodné: sledovať priebeh zmeny veľkosti priemeru vo vopred zadefinovaných vzdialenostiach od čela dopadu vzorky, použiť väčšie množstvo vzoriek s rôznymi stavmi ohrevu pre lepšie určenie *exponentu tepelného zmäkčovania* a možnosti opakovateľnosti skúšky, zvoliť dopadovú rýchlosť tak, aby sa predišlo vyčerpaniu plastických vlastností materiálu, ktoré videli k vzniku trhlin na čele vzorky (obr. 3.20),
- v MKP simulácií bol tvar triesky dlhý, tvárny a neprerušovaný, kde tieto charakteristiky odpovedajú trieske vytvorenej pri experimente,
- hodnoty maximálneho šmykového napätia (450 MPa) podľa podmienky Von Mises (HMH) sa vyskytovali v rovine strihu ako bolo teoreticky popísané a odvodené v kap. 1.4,
- pri porovnaní zložky reznej sily, rozdiel výsledkov kontrolného merania obr. 5.2 a simulácie obr. 5.3 dosahoval 50%.

ZOZNAM POUŽITÝCH ZDROJOV

- [1] FOREJT, M. a M. PÍŠKA. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. Brno: Akademické nakladatelství CERM. ISBN 80-214-2374-9.
- [2] TSCHÄTSCHE, H. *Applied machining technology*. Dordrecht: Springer, 2009. ISBN 978-3-642-01007-1.
- [3] KOČMAN, K. a J. PROKOP. *Technologie obrábění*. Brno: CERM. ISBN 80-214-1996-2.
- [4] SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 2nd ed. New York: Oxford University Press. ISBN 9780195142068.
- [5] HLUCHÝ, M. a V. HANĚK. *Strojírenská technologie 2*. 2. upravené vydání. Praha: Scientia, spol. s r.o., pedagogické nakladatelství. ISBN 978-80-7183-245-4.
- [6] PŘIKRYL, Z. *Technologie obrábění*. Praha;Bratislava: SNTL;SVTL, 1967, 444 s.
- [7] LIU, Z., ZHANG W., et al. Measuring and calculating the computer numerical control lathe-s cutting power and total electric power consumption based on servo parameters. *Advances in Mechanical Engineering* [online]. 9 [cit. 2022-01-30]. ISSN 1687-8140. Dostupné z: doi:10.1177/1687814017723293
- [8] HRUBÝ, J. *Teorie obrábění*. 2. vyd. Ostrava: VŠB, 1988, 212 s.
- [9] TRENT, E. M. a P. K. WRIGHT. *Metal Cutting*. 4th ed. Boston: Butterworth-Heinemann. ISBN 978-0750670692.
- [10] TLUSTÝ, J. *Manufacturing processes and equipment*. Upper Saddle River: Prentice Hall, 2000. ISBN 0-201-49865-0.
- [11] KAUSHISH, J. P. *Manufacturing processes*. 2nd edition. New Delhi: PHI Learning Private Limited, 2010. ISBN 978-81-203-4082-4.
- [12] ČEP, R. a J. PETRŮ. *Experimentální metody v obrábění: učební text* [online]. Ostrava: VŠB-TUO, Fakulta strojní, Katedra obrábění a montáže, 2011 [cit. 2022-02-20]. ISBN 978-80-2533-5. Dostupné z: https://projekty.fs.vsb.cz/459/ucebniopory/Experimentalni_metody_%20v_obrabeni.pdf
- [13] YOUSSEF, H. a H. EL-HOFY. *Machining Technology: Machine Tools and Operations*. Boca Raton: CRC Press, 2008. ISBN 9781420043396.
- [14] MANDAL, D. K. a C. S. SYAN. *CAD/CAM, Robotics and Factories of the Future*. India: SpringerNature, 2016. ISBN 978-81-322-2738-0.
- [15] BOOTHROYD, G. a W. KNIGHT. *Fundamentals of machining and machine tools*. 3rd ed. Boca Raton: Taylor & Francis, 2005. Mechanical engineering. ISBN 9781574446593.

- [16] MISHRA, S., UNNIKRISHNAN L., et al. Advances in Piezoelectric Polymer Composites for Energy Harvesting Applications: A Systematic Review. *Macromolecular Materials and Engineering* [online]. 2019, 304(1), 25 [cit. 2022-02-22]. ISSN 14387492. Dostupné z: doi:10.1002/mame.201800463
- [17] Kistler: Cutting Force Measurement: Precise Measuring Systems for Metal-Cutting. *KISTLER* [online]. 2009 [cit. 2022-02-22]. Dostupné z: <https://www.m3.tuc.gr/EQUIPMENT/MIKRODYNAMOMETRO/cutting%20force%20measurement.pdf>
- [18] WANG, W., JIANG Y., et al. Structural Design and Physical Mechanism of Axial and Radial Sandwich Resonators with Piezoelectric Ceramics: A Review. *Sensors* [online]. 2021, 21(4), 25 [cit. 2022-02-22]. ISSN 1424-8220. Dostupné z: doi:10.3390/s21041112
- [19] MANUTCHEHR-DANAI, M. *Dictionary of Gems and Gemology*. 3rd edition. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009. ISBN 978-3-540-72817-7.
- [20] VIJAYA, M. S. *Piezoelectric Materials and Devices: Applications in Engineering and Medical Sciences*. Boca Raton: CRC Press, 2013. ISBN 9781138077423.
- [21] ČSN EN 573-3. *Hliník a slitiny hliníku: Chemické složení a druhy tvářených výrobků - Část 3: Chemické složení a druhy výrobků*. Praha: Česká agentura pro standardizaci.
- [22] ČSN EN 515. *Hliník a slitiny hliníku: Předslitiny vyráběné tavením - Specifikace*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví.
- [23] *Katalóg: obráběcích, tvářecích, dřevoobráběcích strojů, povrchových úprav, měřidel, nástroju, nářadí*. Praha: Svaz výrobců a dodavatelů strojírenské techniky, 1993.
- [24] ŘASA, J. a V. GABRIEL. *Strojírenská technologie 3*. Praha: Scientia, 2000. ISBN 8071832073.
- [25] MOTTLE, K. a J. HORÁK. *Základy konstruování technologických zařízení při obrábění*. Plzeň: Západočeská univerzita, 1995. ISBN 80-7082-215-5.
- [26] KLEEMOLA, H. J. a M. A. NIEMINEN. On the strain-hardening parameters of metals. *Metallurgical Transactions* [online]. 1974, 5(8), 1863-1866 [cit. 2022-03-01]. ISSN 0360-2133. Dostupné z: doi:10.1007/BF02644152
- [27] BEDDOES, J. a M. J. BIBBY. *Principles of metal manufacturing processes*. London: Arnold, 1999. ISBN 9780340731628.
- [28] CHAKRABARTY, J. *Applied Plasticity, Second Edition*. 2nd edition. New York: Springer Science+Business Media, 2010. ISBN 978-0-387-77674-3.
- [29] ABD EL-ATY A., XU Y., et al. Impact of high strain rate deformation on the mechanical behavior, fracture mechanisms and anisotropic response of 2060 Al-Cu-Li alloy. *Journal of Advanced Research* [online]. 18, 19-37 [cit. 2022-01-20]. ISSN 20901232. Dostupné z: doi:10.1016/j.jare.2019.01.012

- [30] JOHNSON, G. R. a W. H. COOK. *Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures*. *Engineering Fracture Mechanics* [online]. 1985, 21(1), 31-48 [cit. 2022-01-21]. ISSN 00137944. Dostupné z: doi:10.1016/0013-7944(85)90052-9
- [31] PANTALÉ, O., BACARIA J. L., et al. *2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects*. 2004, 193, p. 4383-4399.
- [32] MEYERS, M. A. *Dynamic Behavior of Materials* [online]. New York: Wiley [cit. 2022-01-20]. ISBN 9780471582625. Dostupné z: doi:10.1002/9780470172278
- [33] DAVIS, J. R. *Tensile Testing*,. 2nd edition. Materials Park, Ohio: ASM International, 2004. ISBN 978-0-87170-806-9.
- [34] FOREJT, M. a A. HUMÁR. *Experimentální metody: Sylabus* [online]. Brno, 2003 [cit. 2022-03-03]. Dostupné z: https://ust.fme.vutbr.cz/obrabeni/studijni-opory/Exp_metody_he2.pdf
- [35] HIERMAIER, S. J. *Structures Under Crash and Impact: Continuum Mechanics, Discretization and Experimental Characterization*. Boston, MA: Springer US, 2008. ISBN 978-0-387-73863-5.
- [36] ANDERSON, CH. E. Taylor Anvil Impact. In: *AIP Conference Proceedings* [online]. AIP, 2006, s. 1367-1370 [cit. 2022-03-06]. ISSN 0094243X. Dostupné z: doi:10.1063/1.2263578
- [37] ÉMURLAEVA, Y. Y., BATAEV I. A., et al. Welding Window: Comparison of Deribas- and Wittman-s Approaches and SPH Simulation Results. *Metals* [online]. 2019, 9(12) [cit. 2022-03-12]. ISSN 2075-4701. Dostupné z: doi:10.3390/met9121323
- [38] SÓLYOM, J. *Fundamentals of the Physics of Solids*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2007. ISBN 978-3-540-72599-2.
- [39] HUEBENER, R. P. *Conductors, Semiconductors, Superconductors* [online]. Cham: Springer International Publishing, 2015. Undergraduate Lecture Notes in Physics. ISBN 978-3-319-09140-2.
- [40] LESUER, D., KAY G., et al. *Modeling Large-Strain, High-Rate Deformation in Metals* [online]. United States, 2001, 14 [cit. 2022-05-13]. Dostupné z: <https://www.osti.gov/servlets/purl/15005327>
- [41] MANES, A., PERONI L., et al. Analysis of strain rate behavior of an Al 6061 T6 alloy. *Procedia Engineering* [online]. 2011, 10, 3477-3482 [cit. 2022-05-13]. ISSN 18777058. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2011.04.573
- [42] CHEN, Q., ALIZADEH A., et al. High-Strain-Rate Material Behavior and Adiabatic Material Instability in Impact of Micron-Scale Al-6061 Particles. *Journal of Thermal Spray Technology* [online]. 2018, 27(4), 641-653 [cit. 2022-05-13]. ISSN 1059-9630. Dostupné z: doi:10.1007/s11666-018-0712-4

- [43] MARKOPOULOS, A. P. *Finite Element Method in Machining Processes* [online]. London: Springer London, 2013. SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology. ISBN 978-1-4471-4329-1. Dostupné z: doi:10.1007/978-1-4471-4330-7
- [44] BURŠA, J. *MKP: studijní opory* [online]. Brno [cit. 2022-03-20]. Dostupné z: http://www.old.umt.fme.vutbr.cz/jbursa/Stud_opory/MKP4.pdf
- [45] STEPPAN, E., MENTE T., et al. Numerical investigations on cold cracking avoidance in fillet welds of high-strength steels. *Welding in the World* [online]. 2013, vol. 57(3), p. 359-371 [cit. 2022-03-17]. ISSN 0043-2288. Dostupné z: doi:10.1007/s40194-013-0036-4
- [46] DAVIM, J. P. *Machining: fundamentals and recent advances*. Editor J. Paulo DAVIM. London: Springer, 2008. ISBN 978-1-84800-213-5.
- [47] PETRUŠKA, J. *MKP v inženýrských výpočtech: studijní opory* [online]. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 2011 [cit. 2022-03-21]. Dostupné z: <http://www.umt.fme.vutbr.cz/images/opory/MKP%20v%20inzenyrskych%20vypoctech/RIV.pdf>
- [48] RODRIGUEZ, J. M., LARSSON S., et al. Implicit or explicit time integration schemes in the PFEM modeling of metal cutting processes. *Computational Particle Mechanics* [online]. [cit. 2022-03-21]. ISSN 2196-4378. Dostupné z: doi:10.1007/s40571-021-00439-5
- [49] ZOUHAR, J. a M. PÍŠKA. Modelling the orthogonal machining process using cutting tools with different geometry. *MM Science Journal* [online]. 2008, p. 4 [cit. 2022-03-21]. Dostupné z: doi:10.17973/MMSJ.2008_10_20081006
- [50] TECELLI ÖPÖZ, T. a X. CHEN. Chip Formation Mechanism Using Finite Element Simulation. *Strojníški vestnik - Journal of Mechanical Engineering* [online]. 2016, 62(11), 636-646 [cit. 2022-03-22]. ISSN 00392480. Dostupné z: doi:10.5545/sv-jme.2016.2523
- [51] TAKABI, J., SADEGHINIA H., et al. *Simulation of Orthogonal Cutting Process Using Arbitrary Lagrangian-Eulerian Approach* [online]. Tehran, 2007 [cit. 2022-03-23]. Dostupné z: <https://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.532.2928&rep=rep1&type=pdf>
- [52] BELYTSCHKO, T., LIU W. K., et al. *Nonlinear Finite Elements for Continua and Structures*. 2nd edition. Chichester, West Sussex: John Wiley, 2014. ISBN 978-1-118-63270-3.
- [53] LIU, G. R. a M. B. LIU. *Smoothed Particle Hydrodynamics: A Meshfree Particle Method*. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte., 2003. ISBN 981-238-456-1.
- [54] AFRASIABI, M., KLIPPEL H., et al. Smoothed Particle Hydrodynamics Simulation of Orthogonal Cutting with Enhanced Thermal Modeling. *Applied Sciences* [online]. 2021, 11(3) [cit. 2022-03-23]. ISSN 2076-3417. Dostupné z: doi:10.3390/app11031020

- [55] COCCHETTI, G., PAGANI M., et al. Selective mass scaling and critical time-step estimate for explicit dynamics analyses with solid-shell elements. *Computers & Structures* [online]. 2013, vol. 127, 39-52 [cit. 2022-03-25]. ISSN 00457949. Dostupné z: doi:10.1016/j.compstruc.2012.10.021
- [56] HALLQUIST, J. *LS-Dyna®: theory manual* [online]. 2006 [cit. 2022-03-25]. ISBN 0-9778540-0-0. Dostupné z: <https://www.dynasupport.com/manuals/additional/ls-dyna-theory-manual-2005-beta>
- [57] DHONDT, G. *The Finite Element Method for Three-Dimensional Thermomechanical Applications*. West Sussex: John Wiley & Sons, 2004. ISBN 978-0-470-85752-6.
- [58] FLANAGAN, D. P. a T. BELYTSCHKO. A uniform strain hexahedron and quadrilateral with orthogonal hourglass control. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* [online]. 1981, 17(5), 679-706 [cit. 2022-03-26]. ISSN 0029-5981. Dostupné z: doi:10.1002/nme.1620170504
- [59] ROKOŠ, O., ZEMAN J., et al. Reduced integration schemes in micromorphic computational homogenization of elastomeric mechanical metamaterials. *Advanced Modeling and Simulation in Engineering Sciences* [online]. 2020, 7(1) [cit. 2022-03-26]. ISSN 2213-7467. Dostupné z: doi:10.1186/s40323-020-00152-7
- [60] AKRAM, S., JAFFERY S. H. I., et al. Numerical and experimental investigation of Johnson—Cook material models for aluminum (Al 6061-T6) alloy using orthogonal machining approach. *Advances in Mechanical Engineering* [online]. 2018, 10(9) [cit. 2022-03-28]. ISSN 1687-8140. Dostupné z: doi:10.1177/1687814018797794

ZOZNAM POUŽITÝCH SYMBOLOV A SKRATIEK

Skratka	Popis
ALE	z ang. Arbitrary Lagrangian Eulerian
CFL	Courant-Friedrichs-Lewy podmienka
CNC	z ang. computer numerical control
FEM	z ang. finite element method
HSS	z ang. high speed steel
J-C	Johnson-Cook
MKP	metóda konečných prvkov
MS	Microsoft
NC	z ang. numerical control
SPH	z ang. Smoother Particle Hydrodynamics
VBD	vymeniteľná britová doštička
VsMT	vstupná merná tyč
VýMT	výstupná merná tyč
ang.	anglicky
atď.	a tak ďalej
apod.	a podobne
def.	deformačného
mat.	materiál/materiálový
napr.	napríklad
ozn.	označenie
tzn.	to znamená
tzv.	takzvaný

Symbol	Jednotka	Popis
A	[MPa]	J-C mat. model plasticity - statická medza sklzu
A_D	[mm ²]	prierez triesky
$A_{e_{max}}$	[m ²]	plocha najväčšej strany elementu
B	[MPa]	J-C mat. model plasticity - spevňovacia konštanta
C	[-]	J-C mat. model plasticity - konštanta citlivosti na rýchlosť deformácie
\mathbf{C}		matica tlmiacich účinkov
C_0	[m/s]	Mie-Gruneisenova stavová rovnica, rýchlosť zvuku v materiály
C_{F_i}	[MPa]	materiálová konštanta, i -vyjadrenie príslušnej zložky
D_i	[mm]	priemer obrobku/vzorky
$D_{1\div 5}$	[-]	J-C mat. model porušenia - materiálové konštanty
ΔD	[mm]	zmena priemeru
F	[N]	celková sila
\mathbf{F}		matica zaťaženia
F_i	[N]	zložka sily obrábania, i - vyjadrenie príslušnej zložky
F_{ϕ_i}	[N]	zložky sily v strižnej rovine
F_{γ_i}	[N]	zložky sily v rovine čela nástroja
G	[MPa]	modul pružnosti v šmyku
\mathbf{K}		matica tuhostí
K	[Pa]	modul objemovej pružnosti
K_1	[MPa]	pevnostná konštanta
L_e	[m]	charakteristická dĺžka
L_i	[mm]	dĺžka vzorky
ΔL	[mm]	zmena dĺžky
M	[N mm]	moment sily
\mathbf{M}		matica hmotností
P	[W]	výkon
P_i		označenie rovín v britovom diagrame
Q		funkcia koeficientov objemovej viskozity
R	[mm]	polomer
S_1	[-]	Mie-Gruneisenova stavová rovnica, parameter
S_2	[s/m]	Mie-Gruneisenova stavová rovnica, kvadratický parameter
T_{melt}	[K]/[°C]	teplota tavenia materiálu
T_{room}	[K]/[°C]	izbová teplota
T	[K]/[°C]	aktuálna teplota
U_p	[m/s]	rýchlosť častíc
U_s	[m/s]	šoková rýchlosť
\mathbf{U}		matica posuvov
$\dot{\mathbf{U}}$		matica uzlových rýchlostí
$\ddot{\mathbf{U}}$		matica uzlových zrýchlení
V	[m ³]	objem

Symbol	Jednotka	Popis
a	[m/s ²]	zrýchlenie
a_p	[mm]	šírka záberu ostria
b_d	[mm]	šírka triesky
c	[m/s]	rýchlosť zvuku v materiály
c_p	[J/(kg K)]	merná tepelná kapacita za konštantného tlaku
c_v	[J/(kg K)]	merná tepelná kapacita za konštantného objemu
f	[mm]/[mm/min]	posuv
k_c	[MPa]	merný rezný odpor
m	[-]	J-C mat. model plasticity - exponent tepelného zmäkčovania
m	[kg]	hmotnosť
n	[-]	J-C mat. model plasticity - exponent deformačného spevnenia
n	[1/min]	otáčky vretena
t	[s]	čas
Δt	[s]	prírastok času
t_c	[s]	kritická hodnota časového kroku
v	[m/s]	obvodová rýchlosť
v_0	[m/s]	iniciačná rýchlosť
v_e	[m ³]	elementárny objem
v_c	[m/min]	rezná rýchlosť
v_f	[mm/min]	posuvová rýchlosť
x_{F_i}	[-]	korekčný exponent šírky záberu ostria
y_{F_i}	[-]	korekčný exponent posuvu

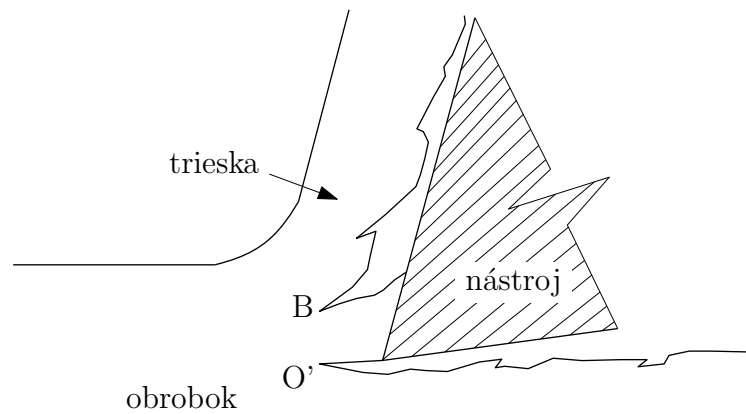
Symbol	Jednotka	Popis
α	[1/K]	koeficient teplotnej objemovej rozťažnosti
α	[°]	uhol chrbátu nástroja
β	[°]	uhol britu
γ	[°]	uhol čela nástroja
γ	[-]	Gruneisen-ov koeficient
ε_r	[°]	nástrojový uhol hrotu
$\varepsilon/\varepsilon_{celk}$	[-]	pomerné pretvorenie
ε_{el}	[-]	elastická časť pomerného pretvorenia
ε_{pl}	[-]	plastická časť pomerného pretvorenia
$\Delta\varepsilon$	[-]	prírastok plastickej deformácie
$\dot{\varepsilon}$	[1/s]	rýchlosť deformácie
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	[1/s]	plastická zložka rýchlosti deformácie
κ_r	[°]	uhol hlavného ostria
κ_r'	[°]	uhol vedľajšieho ostria
ρ	[kg/m ³]	hustota
σ	[MPa]	normálové napätie
σ_0	[MPa]	iniciačná medza sklzu
σ_e	[MPa]	(statická) medza sklzu
σ_{ef}	[MPa]	efektívne napätie
σ_m	[MPa]	stredné napätie
σ^*	[MPa]	triaxialita napätosti
φ	[-]	logaritmicke pretvorenie
λ_s	[°]	uhol sklonu hlavného ostria
ω	[rad/s]	uhlová rýchlosť
Θ	[K]	Debyeho teplota

Konštanta	Hodnota	Jednotka	Popis
π	3,142	[-]	Ludolfovo číslo

ZOZNAM PRÍLOH

- A Porušenie spojitosti triesky
- B Materiálový atest EN AW-6061 T6511
- C Namerané hodnoty rezných síl
- D Kvázistatická skúška, výkresová dokumentácia
- E Dynamická skúška, výkresová dokumentácia
- F Kvázistatická skúška
- G Kvázistatické spevňovanie mat.
EN AW-6061 T6511, $T = 20^{\circ}$, filtrované dáta, meranie č. 1

A PORUŠENIE SPOJITOSTI TRIESKY



Obr. A.1: Nákres vzniku porušenia kontinuity triesky, napr. vplyvom zachytávania prebytočného materiálu na čele nástroja. Bod oddelovania materiálu (O') sa presúva pred ostrie. Vedie to k nekvalitnému povrchu a medzi bodmi O' a B dochádza k lámaniu triesky vplyvom ubíjania materiálu. Prevzaté a upravené [9].

B MATERIÁLOVÝ ATEST EN AW-6061 T6511

Inspection certificate No. **200604PL**
EN 10204/3.1

Materiál (Material): BTP080006061T6511E
D 80,00 mm,, PŘÍŘEZ-tyč kruh. lisovaná, EN AW-6061 T6511, EN 573-3, EN 755-1,-2,-3, AlMg
Rozměr (Dimension) [mm]: 240 mm
Množství (Quantity): 1,00 ks

Originální atest (OIC No.):

Ze dne (Date): 25.2.2020

Původ zboží (Origin): PL

Mechanické vlastnosti (Mechanical properties)

Číslo šarže (Lot number)	Číslo tavby (Cast number)	Pevnost v tahu (Tensile strength) Rm [MPa]	Mez kluzu (Yield point) Rp0,2 [MPa]	Tažnost (Elongation) [%]	Tvrdość HB (Hardness)
T567	B237	394	374	14,2	-

Chemické složení (Chemical composition)[%]

Prvek (Element)	Silicon Si	Iron Fe	Copper Cu	Manganese Mn	Magnesium Mg	Chromium Cr	Zinc Zn	Titanium Ti	Aluminium Al
Hodnota (Content)	0,73	0,12	0,36	0,06	1,02	0,31	0,02	0,02	-

Poznámka (Note): -

Za správnost údajů odpovídá: Martin Řehák

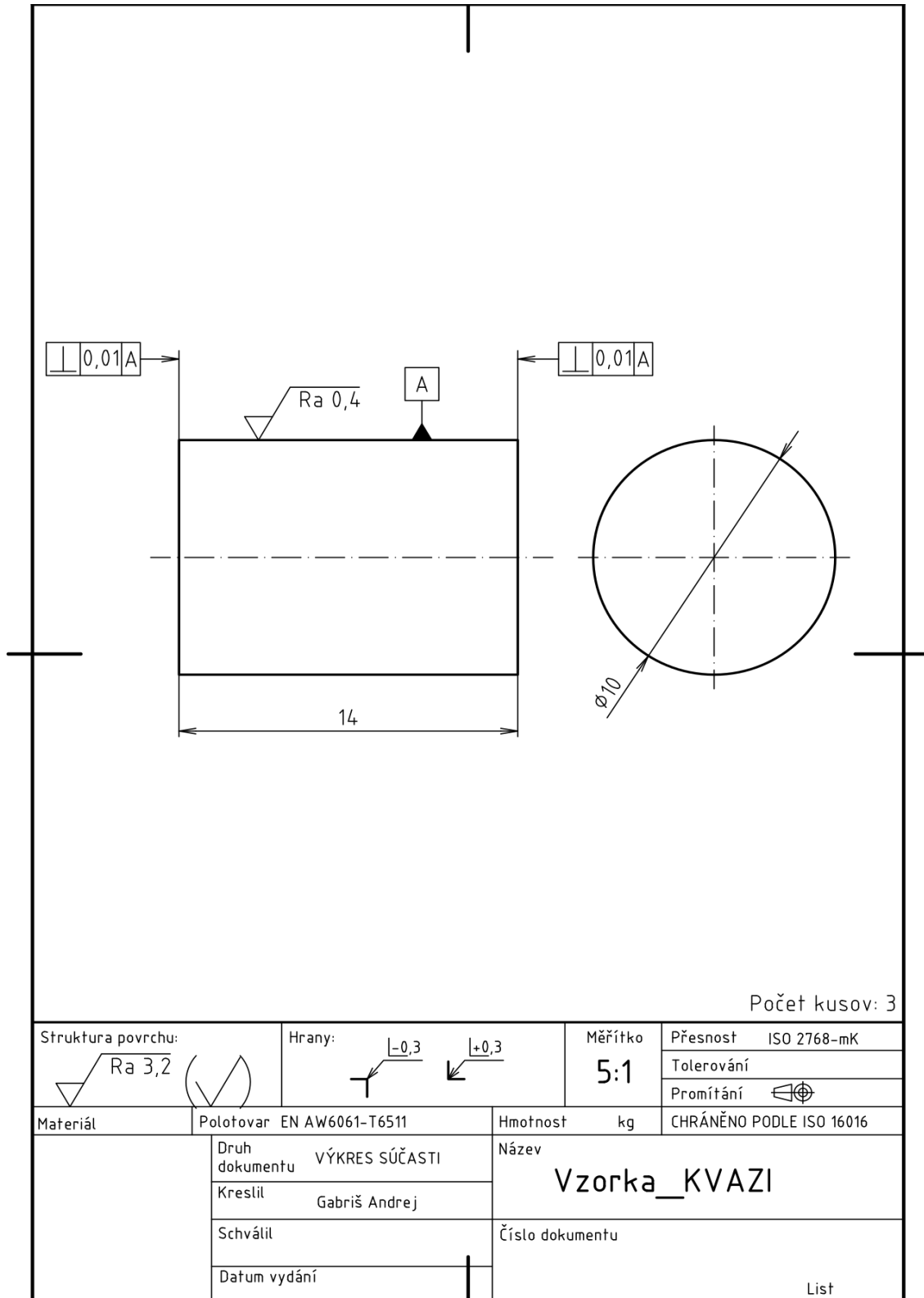
Podpis:

Razítko:  **ALCOM ALVAL** 
Martin Řehák
IČ: 25352822
DIČ: CZ25352822
Alcom Alval s.r.o.
Komerční 531
251 01 Praha-Nupaky

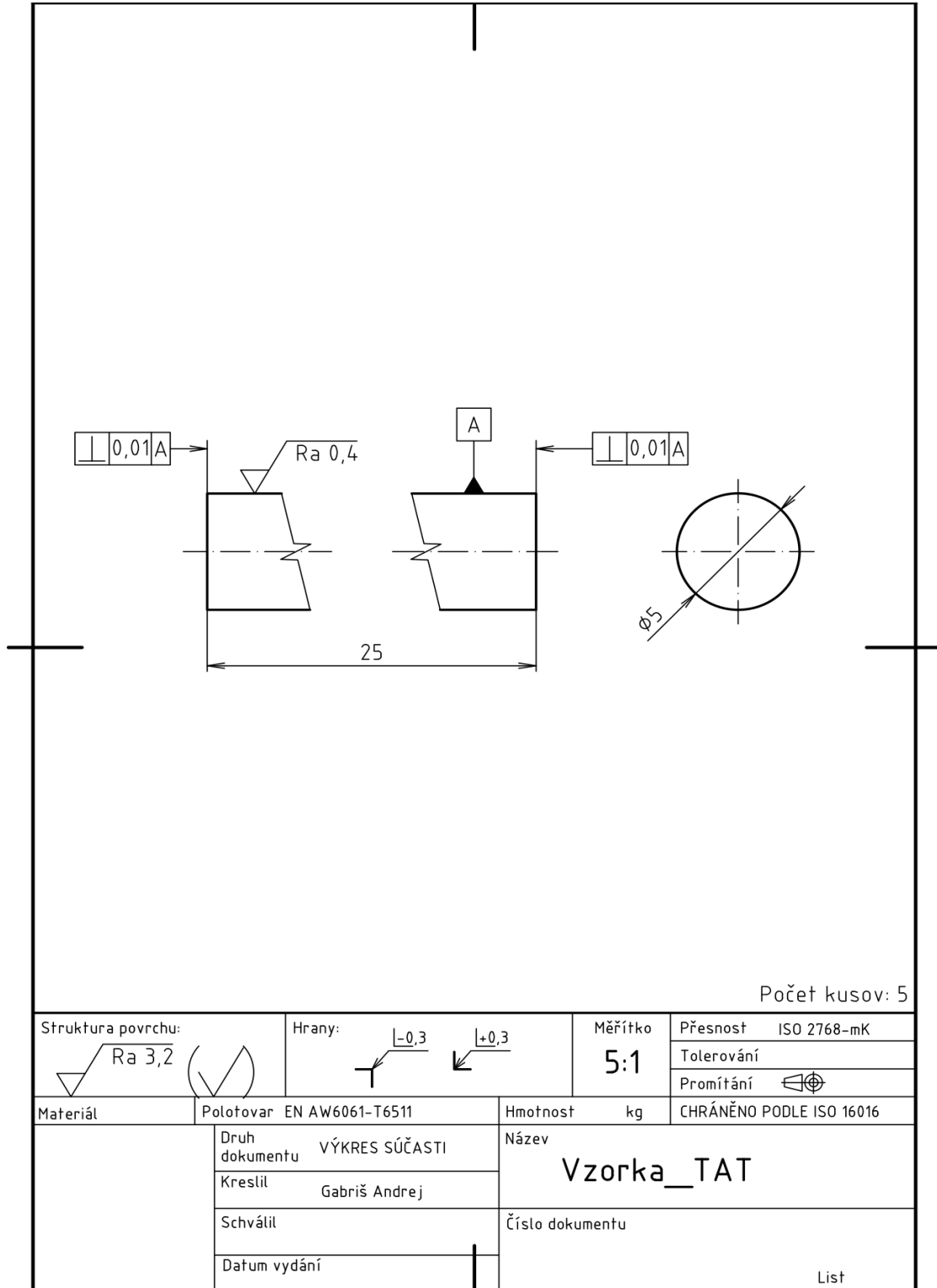
C NAMERANÉ HODNOTY REZNÝCH SÍL

		priemerná hodnota	medián	maximálna hodnota	prvý kvartil	tretí kvartil
1. meranie						
$X = F_f$	(N)	83,56	12,71	267,90	1,96	194,31
$Y = F_p$	(N)	76,34	82,47	152,65	32,35	117,65
$Z = F_c$	(N)	187,45	95,44	659,17	39,32	358,66
2. meranie						
$X = F_f$	(N)	104,18	32,48	279,31	9,89	221,37
$Y = F_p$	(N)	121,13	135,73	226,14	54,43	190,28
$Z = F_c$	(N)	250,95	161,63	815,74	85,09	461,63
3. meranie						
$X = F_f$	(N)	104,86	28,35	294,66	9,45	230,06
$Y = F_p$	(N)	129,66	143,41	237,69	64,26	198,65
$Z = F_c$	(N)	259,07	158,52	767,08	79,56	463,33
4. meranie						
$X = F_f$	(N)	103,53	23,09	293,49	9,71	226,35
$Y = F_p$	(N)	117,87	127,90	232,10	47,37	186,67
$Z = F_c$	(N)	251,48	151,87	756,05	61,57	461,13
5. meranie						
$X = F_f$	(N)	96,30	18,84	290,10	8,12	210,06
$Y = F_p$	(N)	110,43	116,85	228,96	26,78	185,86
$Z = F_c$	(N)	226,63	136,06	707,07	35,36	401,47

D KVÁZISTATICKÁ SKÚŠKA, VÝKRESOVÁ DOKUMENTÁCIA



E DYNAMICKÁ SKÚŠKA, VÝKRESOVÁ DO- KUMENTÁCIA



Počet kusov: 5

Struktura povrchu: Ra 3,2		Hrany: 		Měřítko 5:1		Přesnost ISO 2768-mK	
						Tolerování	
						Promítání	
Materiál		Polotovár EN AW6061-T6511		Hmotnosť kg		CHRÁNĚNO PODLE ISO 16016	
		Druh dokumentu VÝKRES SÚČASTI		Název Vzorka_TAT			
		Kreslil Gabriš Andrej		Číslo dokumentu			
		Schválil					
		Datum vydání					
				List			

F KVÁZISTATICKÁ SKÚŠKA



Obr. F.1: Tvar piatich vzoriek pred a po ubíjacej skúšky, zliatina EN AW-6061 T6511.

**G KVÁZISTATICKÉ SPEVŇOVANIE MAT.
EN AW-6061 T6511, T = 20°, FILTROVANÉ
DÁTA, MERANIE Č. 1**

Čas (s)	Dráha (mm)	Sila (N)	Stlačenie (mm)
8,02	1,32	65,6	0,00
10,02	1,66	1194,4	0,13
12,02	1,98	10636,4	0,46
14,02	2,33	31072,4	0,81
16,02	2,66	33621,2	1,13
18,02	2,99	35643,2	1,47
20,02	3,32	37241,6	1,80
24,02	3,99	39715,2	2,47
26,02	4,32	40749,6	2,80
28,02	4,66	41793,6	3,13
30,02	4,99	42912,8	3,47
32,02	5,32	44144,8	3,80
34,02	5,66	45489,6	4,14
36,02	5,99	46947,2	4,47
38,02	6,33	48518,0	4,80
40,02	6,66	50229,6	5,14
42,02	6,99	52063,2	5,47
44,02	7,32	54132,4	5,80
46,02	7,66	56474,0	6,14
48,02	7,99	59079,2	6,47
50,02	8,32	62060,4	6,80
52,02	8,66	65323,6	7,14
54,02	8,99	68991,6	7,47
56,02	9,32	73148,4	7,80