



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

STUDIUM VLIVU RYCHLOSTNÍCH A TEPLOTNÍCH PARAMETRŮ NA TVAŘITELNOST TI SLITIN

STUDY OF INFLUENCE OF STRAIN RATE AND TEMPERATURE ON FORMABILITY OF
TITANIUM ALLOYS

DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. MIROSLAV ŠLAIS

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. MILAN FOREJT, CSc.

BRNO 2012

Abstrakt:

Disertační práce pojednává o vlivu teploty a rychlosti deformace na mechanické vlastnosti titanové slitiny Ti-6Al-4V. Po provedení ověřovacích testů za statických podmínek zatěžování byly vzorky z této slitiny deformovány za vysokých rychlostí deformace a zvýšených teplot na zařízení pro Hopkinsonův test. Výsledkem jsou závislosti napětí a rychlosti deformace na deformaci v rozmezí teplot 20 – 500°C. Deformovaný tvar vzorku z Taylorova testu je porovnán s výsledky simulace programu ANSYS LS-DYNA. Z provedených experimentů byly stanoveny parametry Johnson-Cookovy rovnice. Dále byl zkoumán vliv podmínek zatěžování na mikrostrukturu. Pozorování byla provedena na optickém a řádkovacím elektronovém mikroskopu. V průběhu zkoumání byly na experimentálních zařízeních provedeny úpravy, které vedou k potlačení vysokofrekvenčních složek a šumů na snímaných pulzech. Pro zařízení pro Hopkinsonův test byl vyvinut funkční adaptér k tahovým zkouškám, který je veden Útvarem transferu technologií VUT v Brně pod čís. 2007/008.

Klíčová slova:

Rychlost deformace, teplota, titanová slitina Ti-6Al-4V, mikrostruktura, Hopkinsonův test, Taylorův test, Johnson-Cookova rovnice.

Abstract:

The PhD thesis deals with the influence of temperature and strain rate on the mechanical behaviour of the Ti-6Al-4V titanium alloy. After verification tests under static loading conditions, the samples were deformed at high strain rates and elevated temperatures, using device for Hopkinson pressure bar test. The result is dependence of stress and strain rate on strain in the temperature range of 20° to 500°C. The deformed shape of specimen from the Taylor anvil test is compared with the results of the simulation in the ANSYS LS DYNA software. The parameters of Johnson-Cook equation were determined from these experiments. Also, the influence of loading conditions on the microstructure was studied. Both optical and scanning electron microscopes were used for the observations. During the research, some adjustments to the experimental devices were made in order to suppress the high-frequency components and noise in the recorded pulses. A functional tensile test adapter for the Hopkinson test was developed; it is registered under No. 2007/008 at the Technology Transfer Office of BUT.

Key words:

Strain rate, temperature, Ti-6Al-4V titanium alloy, microstructure, Hopkinson pressure bar test, Taylor anvil test, Johnson-Cook model.

Bibliografická citace

ŠLAIS, Miroslav. *Studium vlivu rychlostních a teplotních parametrů na tvařitelnost Ti slitin*. Brno, 2012. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí disertační práce prof. Ing. Milan Forejt, CSc.

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že předkládanou disertační práci jsem vypracoval samostatně, s využitím uvedené literatury a podkladů, na základě konzultací a pod vedením vedoucího disertační práce.

V Brně dne 31. 1. 2012

.....

podpis

Poděkování

Děkuji panu prof. Ing. Milanu Forejtovi, CSc. a RNDr. Janu Krejčímu, CSc. za cenné připomínky a rady týkající se zpracování disertační práce.

Dále bych chtěl poděkovat své ženě, všem svým kolegům a přátelům, bez kterých by tato práce nemohla vzniknout. Zejména Ing. Petru Bělskému z VZLÚ Praha, prof. Ing. Tomáši Podrábskému CSc., Ing. Drahomíře Janové, Ing. Petru Pejchalovi, Ing. Oldřichu Konečnému z WNT a Ing. Jiřímu Křížovi z firmy Bachl.

OBSAH

1.	Úvod	9
2.	Cíle disertační práce	11
3.	Poznatky o současném stavu zkoušení materiálu za vysokých rychlostí deformace	12
3.1.	Úvod k rychlostem deformace	12
3.2.	Přehled experimentálních technik dle rychlosti deformace	14
3.3.	Kvazistatické kompresní zkoušky	15
3.4.	Zkoušky za středních rychlostí deformace	15
3.5.	Zkušební metody pro vysoké rychlosti deformace	16
3.6.	Hopkinsonův kompresní test	16
3.6.1.	Princip	16
3.6.2.	Vyhodnocení Hopkinsonova testu	17
3.7.	Taylorův test	19
3.7.1.	Princip	20
3.7.2.	Vyhodnocení experimentu	20
3.8.	Stabilní a nestabilní dynamická mez kluzu	22
3.9.	Stanovení dynamické meze kluzu	24
3.9.1.	Stanovení dynamické meze kluzu dle Taylora	24
3.9.2.	Stanovení dynamické meze kluzu dle Wilkinse a Guinana	24
3.9.3.	Stanovení dynamické meze kluzu dle Meyerse	24
4.	Modely materiálů	26
4.1.	Modely pro kvazistatické zatěžování	26
4.2.	Modely zohledňující rychlost deformace	27
4.3.	Konstitutivní rovnice	29
4.3.1.	Johnson-Cookova rovnice	29
4.3.2.	Model materiálu dle Zerilli-Armstronga	31
4.4.	Chování materiálu za vysokých rychlostí deformace a zvýšených teplot	31
5.	Titan	35
5.1.	Titan z hlediska metalurgie	36
5.2.	Slitiny titanu	38
5.2.1.	Slitiny α	39
5.2.2.	Slitiny $\alpha + \beta$	40
5.2.3.	Slitiny β	40
5.2.4.	Slitina Ti-6Al-4V	41
6.	Počítačová simulace v technologii tváření	43
6.1.	Metoda konečných prvků (MKP)	43
6.2.	Simulační programy	43
6.2.1.	Implicitní algoritmus	44
6.2.2.	Explicitní algoritmus	45
6.2.3.	Srovnání vlastností implicitního a explicitního algoritmu	46
6.2.4.	Pam-Crash a Pam-Shock	46
6.2.5.	ANSYS a LS-DYNA	47
7.	Experimentální část	49
7.1.	Ověření experimentálních zařízení a jejich vylepšení	49
7.1.1.	Testování vzorků za zvýšených teplot	49
7.1.2.	Optimalizace parametrů Hopkinsonova testu	50

7.1.3.	Vývoj zařízení pro tahové zkoušky za vysokých rychlostí deformace	55
7.1.4.	Optimalizace parametrů Taylorova testu	57
7.1.5.	Možnosti inovace měření dynamických sil	59
7.2.	Vstupní testy	60
7.2.1.	Popis experimentu	60
7.2.2.	Výchozí stav materiálu	62
7.3.	Hopkinsonův test	66
7.3.1.	Vyhodnocení chování materiálu	68
7.3.2.	Vliv rychlosti deformace a teploty na mikrostrukturu	70
7.4.	Taylorův test	73
7.4.1.	Obrazová analýza	75
7.4.2.	Vyhodnocení dynamické meze kluzu	78
7.4.3.	Počítačová simulace	79
7.4.4.	Měření tvrdosti	84
7.4.5.	Vliv rychlosti deformace na mikrostrukturu	85
8.	Závěry	90
	Literatura	92
	Přehled článků autora	96
	Seznam použitých symbolů	98
	Seznam příloh	100

1. ÚVOD

V současnosti dochází k neustálému rozvoji ve všech oblastech techniky. Zvyšuje se výkon strojů i nástrojů společně se snižováním hlavních i vedlejších časů potřebných k výrobě dané součásti - toto přináší nemalé finanční úspory a konkurenceschopnost. Aplikací nových konstrukčních materiálů, jako jsou např. plasty v automobilovém a kompozity v leteckém průmyslu, lze dosáhnout vyšších výkonů při stejné spotřebě energie, jejíž cena se na celosvětových trzích neustále zvyšuje. Technologie tváření umožňuje rychlou a přesnou výrobu součásti s minimálním odpadem materiálu. Dalším důležitým faktorem, kterému je nutné věnovat pozornost, je studium vztahu, jak struktura materiálu ovlivňuje jeho vlastnosti a naopak.

Automatické tvářecí stroje jsou schopny produkovat součásti rychlostí 600 – 700 ks/min. To klade extrémní požadavky na materiály nástrojů, které musí odolávat napěťovým i tepelným účinkům. Za těchto podmínek se u tvářeného materiálu dosahuje rychlosti deformace až 10^3 s^{-1} . Působení zatížení je krátkodobé, avšak silové zatížení dosahuje maximálních hodnot. Při tomto způsobu namáhání materiálu hraje významnou roli i vliv setrvačných sil. Napěťový pulz se v materiálech šíří rychlostí zvuku, která je funkcí fyzikálních vlastností daného materiálu. V místě styku nástroje s tvářeným polotovarem dochází k plnému nebo částečnému odrazu napěťového pulzu, nebo je jeho část pohlcena nástrojem. Tato absorpce nesmí vyvolat plastickou deformaci nástroje. Případná interakce odraženého a zatěžujícího pulzu nesmí způsobit vnitřní vadu zpracovaného polotovaru.

Dojde-li k vyčerpání zásoby plasticity tvářeného materiálu, např. při výrobě tvarově složitých dílců, dochází ke vzniku trhlin. Toto se děje především při tváření za studena. Aby se zabránilo vzniku možných vad na tvářeném dílci, využívá se simulace tvářecího procesu na počítači, který je vybaven vhodným simulačním softwarem. Jedná se o rychlé, levné a efektivní řešení, namísto přímé změny celého technologického postupu výroby. Model je vytvořen tak, aby byly zachovány podstatné vstupní a výstupní parametry skutečného a modelového objektu v reálné posloupnosti a časových vazbách. Opakované experimenty za definovaných podmínek poskytují informace o potenciálních problémech, které musíme vzít v úvahu a zahrnout je do analýzy modelovaného objektu. Počítač vybavený simulačním programem slouží jako prostředek pro výpočet simulace tvářecího děje a je vybaven potřebným hardwarovým a softwarovým rozhraním, které umožňuje zadávání vstupních dat a interpretaci dosažených výsledků. Díky těmto výsledkům lze snadno rozhodnout, zda zvolit daný technologický postup výroby součásti z hlediska ekonomičnosti či nikoliv. Správnost výstupních dat je podmíněna korektním zadáním a správnou volbou modelu materiálu. Výběr vhodného modelu materiálu je podmíněn uskutečněním experimentu za reálných podmínek.

Matematický popis teorie šíření vln a konstitutivní rovnice popisující chování materiálu jsou výsledkem reálných podmínek zatěžování. Výsledky jsou dostupné v literatuře a stále větší měrou i na internetu. Cílem současného výzkumu je stanovení parametrů konstitutivních rovnic, které komplexně popisují chování daného materiálu. Výsledky experimentů by měly být reprezentativní a v porovnání se simulací dynamických dějů pomocí speciálního softwaru by měly vykazovat co největší shodu. Takto dosažené výsledky jsou následně použitelné pro technickou praxi.

Experimentální zařízení pro dynamické zatěžování jsou již známá, ale přesto lze na nich stále provádět další úpravy i vylepšení, které povedou např. ke zlepšení kvality měření signálu, zvýšení přesnosti měření (dopadové) rychlosti, pozorování vlastního deformačního děje nebo provedení experimentu za vyšších teplot. Avšak je nutné uvědomit si, že doba

trvání těchto dynamických dějů se pohybuje v řádu desítek μs . Současný výzkum podmínek rázového zatěžování je atraktivní i z hlediska výzkumu materiálových charakteristik důležitých pro interpretaci deformačních dějů v materiálu. Výsledky experimentů vysokorychlostního zatěžování materiálu jsou v omezené míře dostupné v jiných vědeckých pracích. Chování materiálu za vysokých rychlostí deformace se sleduje především ve vojenském, leteckém a automobilovém průmyslu. První počítačová simulace havárie auta byla provedena v roce 1987 (pozn. autora). Přenos výsledků do průmyslové praxe trvá jistou dobu, proto někdy chybí poznatky o běžných konstrukčních materiálech.

Je nutné urazit dlouhou cestu, abychom dosáhli reálného modelu materiálu. K tomu je dále zapotřebí širokých znalostí z oblasti materiálových věd, fyziky, experimentálních metod, teorie tváření, výpočetní techniky a speciálních softwarů. Jako výzkumná základna pro experimentální určování mechanických charakteristik materiálů slouží Laboratoř vysokých rychlostí deformace, která je umístěna na Ústavu strojírenské technologie, Odboru technologie tváření, FSI VUT v Brně.

Jedním z cílů disertační práce je poskytnutí chybějících informací, které se týkají popisu změn struktury materiálu v důsledku rázového zatěžování prováděného na experimentálním zařízení pro Taylorův i Hopkinsonův test. Z důvodu časové a finanční náročnosti jsou testy provedeny pouze pro jednu titanovou slitinu. Chování této slitiny je zkoumáno při dané výchozí struktuře materiálu. V případě Taylorova testu následuje modelování chování materiálu v simulačním softwaru ANSYS LS DYNA a porovnání dosažených výsledků s experimentem. V práci je také nastíněn vývoj zařízení pro Hopkinsonův test, které umožní vysokorychlostní tahové zkoušky.



Obr. 1. Porovnání počítačová simulace nárazu automobilu do pevné překážky s reálným experimentem [41]

2. CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Hlavním cílem disertace je vytvoření reprezentativního modelu materiálu popsaného hodnověrným konstitutivním vztahem. V tomto modelu budou zahrnuty všechny podstatné faktory ovlivňující chování materiálu jako kontinua. Toto bude provedeno cestou aplikovaného výzkumu chování a modelování materiálu za vysokých rychlostí deformace na zvoleném materiálu, který je běžně tvářen pro aplikace především v leteckém a kosmickém průmyslu, pomocí standardních testů a rozborů metalografických výbrusů.

Dále je nezbytné studium vlivu tepelného zpracování na výchozí strukturu a její chování v jednotlivých technologických aplikacích. Model materiálu při simulaci musí poskytovat výsledky srovnatelné se skutečnými hodnotami. Pro operace tvářením je vhodný materiál s co největší zásobou plasticity, který klade během operace přetvoření co nejmenší přetvárný odpor.

U zařízení umožňujících rázové zatížení je potřeba vyvinout vhodné – přesnější snímače pro detekci průběhů napěťových vln a připravit adaptaci pro pozorování těchto vysokorychlostních dějů, jejichž doba trvání je několik desítek mikrosekund. V části, která se netýká přímo modelu materiálu, avšak ovlivňuje opakovatelnost a reprodukovatelnost výsledků, je snaha alespoň o částečnou modernizaci a dovybavení současného zařízení pro Hopkinsonův a Taylorův test. Dalším krokem je vývoj adaptace umožňující vysokorychlostní tahovou zkoušku na zařízení pro Hopkinsonův test.

Pro uskutečnění těchto cílů disertace je třeba:

- ❖ Zaměřit se na experimentální část zkoušek namáhání titanových slitin za dynamických podmínek pomocí Hopkinsonova testu:
 - Návrh počtu měření a tvaru vzorků.
 - Měření mikrotvrdomosti vzorků HV.
 - Vyhodnocení experimentů a vyslovení závěrů.
 - Výzkum a vývoj komponent pro Hopkinsonův test.
 - Posouzení vlivu navržených komponent na celkový výsledek experimentu.
- ❖ Realizace a vyhodnocení experimentální části Taylorova testu:
 - Obrazová analýza tvaru deformovaného vzorku pomocí CCD kamery a softwaru LUCIE
 - Stanovit vliv rychlosti deformace a popř. i teploty na strukturní změny materiálů.
 - Vyhodnotit experimentální část s návrhem reprezentativního modelu materiálu, tj. křivek přetvárných odporů pro vybrané slitiny popsané konstitutivním vztahem.

Výše popsané cíle disertační práce popisují přínosy v oblasti výzkumu chování materiálu za vysokých rychlostí deformace.

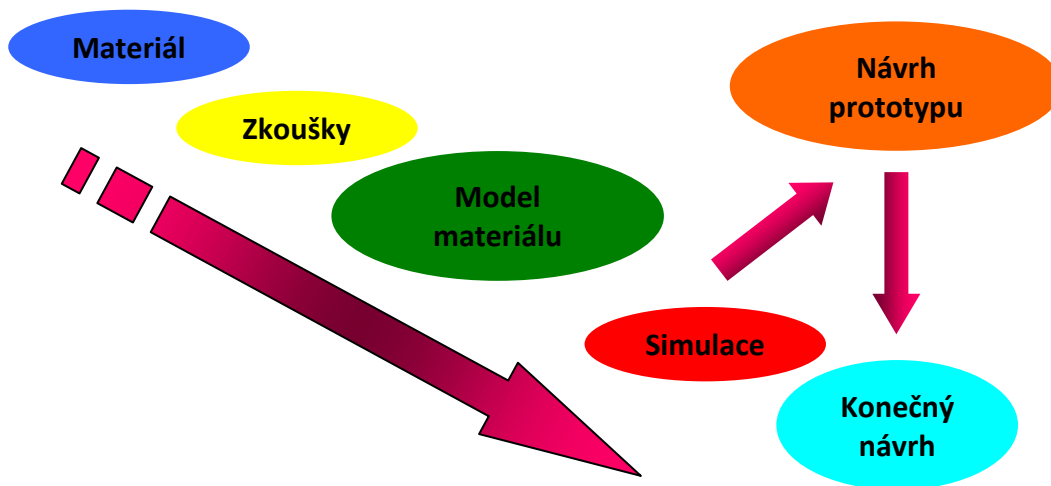
Vývoj a úprava experimentálních zařízení pro Hopkinsonův test, technické a finanční zabezpečení uvedeného množství experimentálních prací by nebylo možné řešit bez související podpory výzkumného záměru Fondu vědy FSI VUT v Brně č. FV-FSI BD 136 3063 „Zjišťování dynamických mechanických vlastností materiálů metodou Hopkinsonova testu za zvýšených teplot vzorků“, BD 138 3016 „Experimentální stanovení statických a dynamických mechanických vlastností materiálu“, grantu MŠMT 1M 556 „Ekocentrum aplikovaného výzkumu neželezných kovů“ a specifického výzkumu FSI-J-10-47 „Zjišťování materiálových charakteristik hliníkových slitin za vysokých rychlostí deformace“.

3. POZNATKY O SOUČASNÉM STAVU ZKOUŠENÍ MATERIÁLU ZA VYSOKÝCH RYCHLOSTÍ DEFORMACE

3.1. Úvod k rychlostem deformace

Podmínkami dynamického zatěžování je v dnešní době namáhána široká škála součástí, výrobků, polotovarů i nástrojů. Příkladem jsou průrazy projektilů obrněnými částmi vozidel, automobilové anebo letecké nehody. V technologii tváření jako jedné z oblastí strojírenského průmyslu jsou neustále kladeny zvyšující se požadavky na rozměrovou přesnost, kvalitu povrchu a funkčnost součásti s minimálními výrobními náklady. Firmy se proto snaží o efektivní rychlou výrobu v požadované kvalitě. Probíhající výzkum a aplikace výsledků v technické praxi umožňují urychlení výroby součástí. Toto však klade zvýšené požadavky na nástroj i polotovar součásti. Uplatňují se tedy efektivnější technologické a výrobní postupy a při konstrukci nástroje je kladen důraz na jeho rozměrovou stálost.

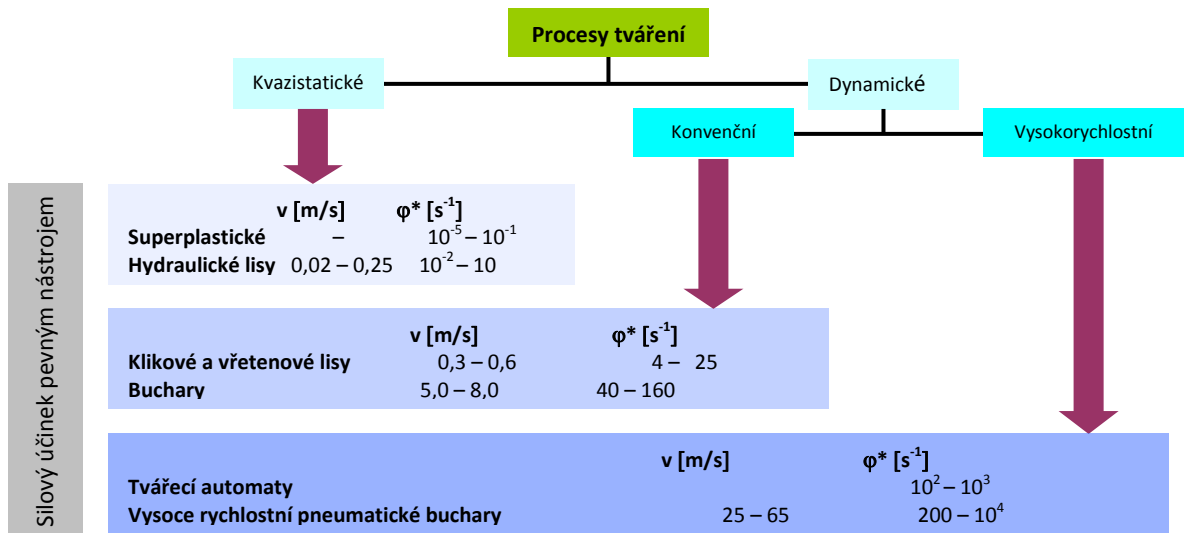
Počítačová simulace napodobuje technologický postup a poskytuje informace o případných problémech při výrobě. Nutnou podmínkou pro úspěšnou simulaci je zadání korektních vstupních hodnot - především materiálového modelu a okrajových podmínek zatěžování (teplota, rychlost, tření atd.). Mechanické vlastnosti materiálu jsou většinou zjišťovány za statických podmínek zatěžování, tzn. rychlost deformace je asi do 1 s^{-1} , a proto chybí parametry modelů materiálu při simulaci vysokorychlostních dějů. Z tohoto důvodu vysokorychlostní testy materiálů nacházejí stále větší uplatnění při získávání parametrů modelu materiálu. Bez správné znalosti experimentálně stanovovaných parametrů modelu materiálu je počítačová simulace předem odsouzena k nezdaru. Na obr. 2 je zobrazena vzájemná závislost modelu materiálu, simulace a faktorů, které toto ovlivňují.



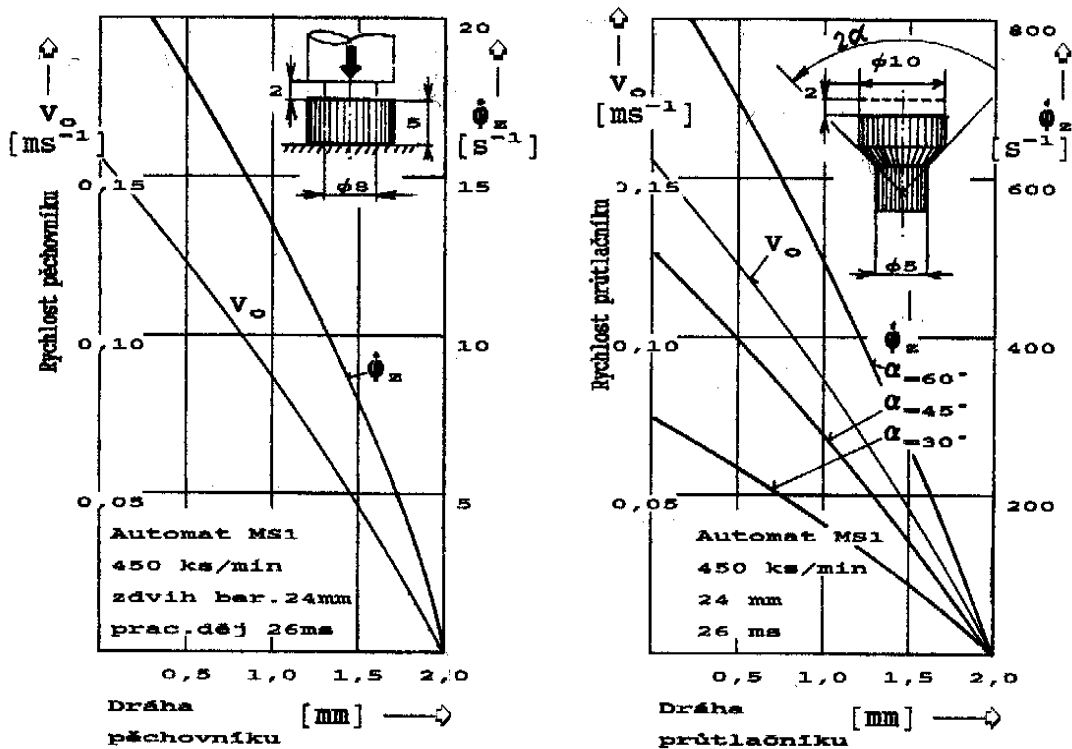
Obr. 2. Postup při výzkumu materiálu až po konečný návrh součásti

Procesy ve tváření lze rozdělit do dvou základních skupin: kvazistatické a dynamické. U materiálu namáhaného za dynamických podmínek hrají důležitou roli některé faktory, které u kvazistatických dějů neuvažujeme nebo můžeme zanedbat. Mezi tyto faktory patří rychlost deformace, teplota, konečná míra deformace, strukturní změny, šíření napěťových vln a v neposlední řadě i účinek setrvačných sil. Model materiálu musí tyto faktory respektovat, protože se týkají hodnot meze kluzu i meze pevnosti a dále průběhu závislosti napětí – deformace.

Rozdělení procesů tváření dle dosažené rychlosti deformace zobrazuje obr. 3. U klikových a výstředníkových lisů trvá styk nástroje s tvářeným polotovarem běžně 0,1 až 0,5 s. Při tom se dosahuje rychlosti deformace v intervalu $4 \div 25 \text{ s}^{-1}$. Naproti tomu u víceoperačního postupového automatu lze dosáhnout rychlosti deformace až 10^3 s^{-1} a doba styku nástroje s tvářeným materiálem je do 50 ms. Na obr. 4 je tato skutečnost znázorněna pro tvářecí operaci pěchování a dopředného protlačování na postupovém automatu [17].



Obr. 3. Rozdělení procesů ve tváření [18]



Obr. 4. Rychlostní podmínky pro pěchování a dopředné protlačování na automatu MS1 [17]

V současnosti se řeší otázky zvyšování produkce při zachování co nejnižších výrobních a provozních nákladů i při chování strojních součástí za podmínek dynamického zatěžování.

Vývoj, provoz a údržba zařízení pro testování materiálu a zjišťování jeho mechanických vlastností za vysokých rychlostí deformace jsou finančně náročné. Pro kompresní testy materiálu za dynamických podmínek zatěžování lze využít zařízení pro Hopkinsonův nebo Taylorův test, které jsou umístěny v Laboratoři vysokých rychlostí deformací. Další experimentální zařízení se nacházejí po celém světě, např. Joint Research Center (JRC) Ispra v Itálii, Ústav teoretické a aplikované mechaniky AV ČR v Praze nebo MTF STU v Trnavě na Slovensku.

3.2. Přehled experimentálních technik dle rychlosti deformace

Tabulka 1 obsahuje rozdělení experimentálních technik v závislosti na rychlosti deformace podle Meyerse [38]. Je zde taktéž uvedeno, při kterých rychlostech deformace již nelze zanedbávat vliv setrvačných sil.

Tabulka 1. Rozdělení zkoušek materiálu dle rychlosti deformace [38]

	Testovací metody	Dynamické podmínky	
10 ⁷ 10 ⁶ 10 ⁵ 10 ⁴ 10 ³ 10 ² 10 ¹	DOPAD ZA VYSOKÉ RYCHLOSTI Výbušniny Kolmý dopad na desku Pulzní laser	ŠÍŘENÍ RÁZOVÉ VLNY	SETRVAČNÉ SÍLY NELZE ZANEDBAT
	VYSOKO-RYCHLOSTNÍ Taylorův test Hopkinsonův test Expandující kroužek	ŠÍŘENÍ PLASTICKÉ VLNY	
	NÍZKO-RYCHLOSTNÍ Vysokorychlostní hydraulické nebo pneumatické stroje	JE DŮLEŽITÁ MECHANICKÁ REZONANCE VE VZORKU A STROJI	
10 ⁰ 10 ⁻¹ 10 ⁻² 10 ⁻³ 10 ⁻⁴ 10 ⁻⁵ 10 ⁻⁶ 10 ⁻⁷ 10 ⁻⁸ 10 ⁻⁹	KVAZISTATICKÉ Hydraulické a servo-hydraulické stroje – plastomery	TESTY S KONSTANTNÍ RYCHLOSTÍ DEFORMACE	ZANEDBATELNÉ SETRVAČNÉ SÍLY
	CREEP A NAPĚŤOVÁ RELAXACE Konvenční testovací stroje Creepové testy	VISKOPLASTICKÁ ODEZVA KOVU	

Znalost mechanického chování materiálu v daném rozmezí rychlostí deformací je nezbytná pro úspěšnou simulaci zvolené výrobní technologie. Obzvláště při simulace crash-testů je potřeba znát objektivní model materiálu. Dále jsou popsány základní kompresní testy rozdělené dle rychlosti deformace, přičemž Hopkinsonův a Taylorův test jsou nosným prvkem experimentální části disertační práce.

3.3. Kvazistatické kompresní zkoušky

Tyto zkoušky poskytují základní vstupní informace o chování daného materiálu. Jedná se o poměrně rychlé, dostupné a snadno vyhodnotitelné testy, které lze provádět i na starších hydraulických lisech vybavených nezbytnými snímači.

Při kvazistatické kompresní zkoušce dochází k přenosu pěchovací síly beranu hydraulického lisu na vzorek. Tento se začíná plasticky deformovat vlivem působícího tlaku a v bodech tělesa vzorku nastává obecně trojosý stav napjatosti. V důsledku působení třecích sil mezi čely a nástrojem dochází ke zbrždění toku materiálu na čelech vzorku. Vzorek se deformuje nerovnoměrně do soudečkovitého tvaru. Koeficient tření můžeme snížit vhodně zvoleným mazivem nebo tvarovou úpravou čel vzorku. [18], [20]

Pro vyhodnocení křivek deformačního odporu je nutné znát průběh síly v závislosti na dráze. Po skončení pěchování jsou změřeny průměry čelních ploch a maximální průměr. Ideální střední průměr D_S se vypočte pomocí zákona o zachování objemu (1).

$$D_{Si} = \sqrt{\frac{4V}{\pi h_i}} \text{ [mm]} \quad (1)$$

Podělením příslušné pěchovací síly ideální střední plochou získáme deformační napětí (2) odpovídající příslušné logaritmické deformaci (3).

$$\sigma = \frac{4F_i}{\pi D_{Si}^2} \text{ [MPa]} \quad (2)$$

$$\varphi = \ln \frac{H_i}{H_0} \text{ [-]} \quad (3)$$

Pro výpočet přirozeného přetvárného odporu σ_p , kdy uvažujeme pouze jednoosý stav napjatosti, lze využít modelu výpočtu dle Siebela nebo Unksova. Tyto modely jsou podrobně popsány v [17].

Pro stanovení aproximační křivky vyjádřené polynomem n-tého stupně, který vystihuje průběh závislosti přirozený deformační odpor – deformace, se zpravidla využívá metoda nejmenších čtverců. Problémem je zvolit správný stupeň polynomu tak, aby vhodně prokládal průběh naměřených bodů a aby při vysokých stupních polynomu nedošlo k nepředvídatelnému chování aproximační funkce ve stanoveném intervalu použití. Vhodný řád polynomu lze zvolit pomocí statistických metod zpracovaných do programů, které jsou k dispozici na našem ústavu. Integrací plochy pod křivkou napětí – deformace lze získat hodnotu měrné přetvárné práce potřebné k deformaci tělesa na daný tvar.

3.4. Zkoušky za středních rychlostí deformace

Zkušební zařízení pro střední rychlosti zatěžování jsou popsána např. Meyersem [38]. Jedná se o experimentální metody založené na pneumatickém pohonu beranu nebo vačkovém mechanismu.

Nejčastěji používanou a dostupnou metodou je vačkový plastometr. Vačka se pomocí setrvačnicku roztočí určitou rychlostí a v daném okamžiku přejde k přenosu zatížení na vzorek, který je umístěn mezi měrnou tyčí a beranem. Vzorek je deformován během jednoho cyklu. Takto lze dosáhnout rychlosti deformace až 100 s^{-1} . Další informace k experimentům za středních rychlostí deformace lze najít např. na webových stránkách [24].

Obdobně jako u kvazistatických zkoušek se provede vyhodnocení křivek napětí – deformace v závislosti na dané rychlosti deformace. Smluvní rychlost deformace je definována jako okamžitý poměr rychlosti pohybu nástroje k okamžité výšce vzorku.

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} = \frac{dh}{h} \frac{1}{dt} = \frac{v}{h} [\text{s}^{-1}] \quad (4)$$

3.5. Zkušební metody pro vysoké rychlosti deformace

Zkušební metody pro vysoké rychlosti deformace umožňují dosažení rychlosti deformace pod a nad 10^3 s^{-1} , případně až kolem 10^4 s^{-1} . Mezi nejčastěji používané patří metoda Hopkinsonovy měrné dělené tyče a Taylorův test. Informace o dalších metodách jsou např. v publikacích [6], [31], [38].

U těchto metod lze zanedbat koeficient tření mezi „nástrojem a vzorkem“. Bylo prokázáno [15], že součinitel tření při vzrůstající rychlosti nejprve stoupá a po dosažení maxima klesá. Obecně se maximum součinitele tření pro různé materiály pohybuje do rychlosti pohybu nástroje – pěchovníku $4 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. Při použití mazadla se koeficient tření dále snižuje k jisté hodnotě, která zůstává stejná i při dalším zvyšování rychlosti přibližně konstantní. Účinek mazání je tím větší, čím větší je tlak a rychlost zatěžování. Obecně se lze tedy říci, že za vysokých dopadových rychlostí je součinitel tření na úrovni hydrodynamických podmínek.

3.6. Hopkinsonův kompresní test

U zrodu Hopkinsonova testu stál v roce 1872 J. Hopkinson. Na dalším vývoji se ke konci 40. let 20. století podíleli Kolsky a Volterra. Nejdříve se testovaly „ploché“ vzorky s průměrem blízkým průměru tyčí. Toto mělo několik nevýhod, např. mohly být testovány jen materiály s nižší mezí kluzu, než byla u tyčí a dosahovalo se pouze malých deformací. Nyní se používají vzorky o vhodném poměru průměru k výšce. Průměr vzorku je vždy menší než průměr tyče a výška musí být taková, aby nedocházelo k prolínání deformačních kuželů. První tenzometry se na měrných tyčích objevily v 50. a 60. létech minulého století. [16]

Dynamický kompresní Hopkinsonův test je vhodný pro vyšší rychlosti deformace, při kterých mají důležitý vliv setrvačné síly, šíření elastických napěťových vln a mechanické rezonance. Výše uvedené faktory nefigurují u kvazistatických a středních rychlostí deformace. Výhodou Hopkinsonova testu je přímé a rychlé vyhodnocení potřebných závislostí: napětí – deformace a rychlosti deformace – deformace.

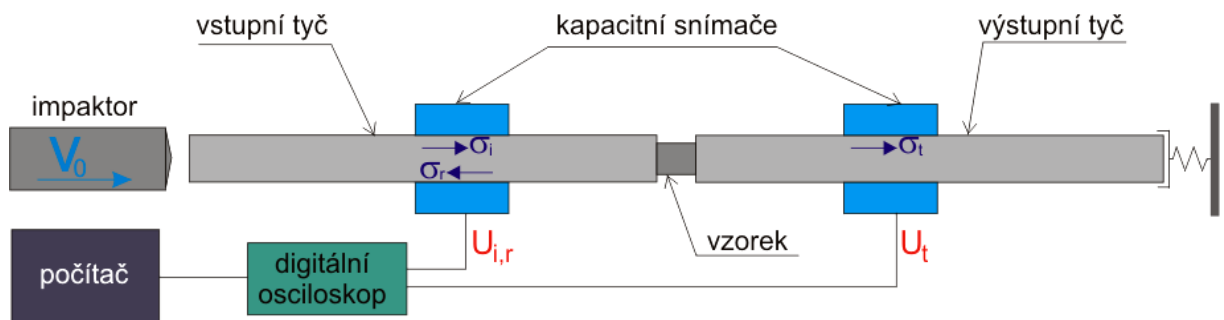
3.6.1. Princip

Hopkinsonův kompresní test patří mezi experimentální metody sloužící ke zjišťování dynamického chování materiálů a vlivu rychlostních parametrů na tvařitelnost materiálu. Podstata testu je založena na jednorozměrné teorii šíření elastického pulzu v měrných tyčích a na interakci mezi napěťovým pulzem a vzorkem válcového tvaru, který je umístěn mezi vstupní a výstupní tyčí. Náčrt Hopkinsonova testu je na obr. 5.

Zařízení pro Hopkinsonův kompresní test se nachází v Laboratoři rychlých deformací na Fakultě strojního inženýrství VUT v Brně a skládá se z pneumatického kanónu, impaktoru,

ze vstupní a výstupní tyče a kapacitních snímačů. Měrné tyče mají délku 800 mm, průměr 15 mm a jsou vyrobeny z vysokopevnostní oceli, např. maraging oceli VascoMax 350.

Impaktor – zatěžující projektil, který je vyroben ze stejného materiálu jako tyče, je urychlován stlačeným vzduchem, vystřelen z kanónu a následný osový náraz na vstupní tyč vyvolá elastický kompresní pulz (tzv. zatěžující pulz). Impaktor použitý k vyvození pulzů má různé délky (např. 50, 100, 150, 200 a 300 mm) a jeho průměr je dán vrtáním hlavně pneumatického kanónu, tj. 19 mm. Amplituda zatěžujícího pulzu je závislá na rychlosti impaktoru, jeho trvání pak na délce impaktoru. Čelo impaktoru má úpravu, která zajišťuje osový bodový dopad na vstupní tyč. Rychlost dopadu je vypočtena z doby průletu mezi dvěma fotodiodami vzdálenými od sebe 15 mm a lze ji regulovat dobou plnění vzdušníku stlačeným vzduchem.



Obr. 5. Schéma Hopkinsonova kompresního testu

Zatěžující pulz se dále šíří vstupní tyčí až na rozhraní se vzorkem, kde je část pulzu odrazena zpět jako odražený pulz a část projde přechovaným vzorkem do výstupní tyče jako prošlý pulz. Tyto tři pulzy vyvolají změnu osového napětí na tyčích a jsou zaznamenány pomocí kapacitních snímačů, které jsou umístěny po jednom na každé tyči a připojeny k digitálnímu paměťovému osciloskopu Tektronix TDS 210. Kroužkové kondenzátory snímačů mají tuto klidovou charakteristiku: kapacita kondenzátoru 4,228 pF, napětí na kondenzátoru 70 V, parazitní kapacita 21,86 pF.

Data z osciloskopu jsou následně přenesena do počítače k dalšímu zpracování v programech Scope 5.5 a MS Office. Tlumič nárazů na konci výstupní tyče zabraňuje nadměrnému rozkmitání celé soustavy pohlcením energie rázu po skončení Hopkinsonova testu, a tak nedochází k nepřijatelnému ovlivnění signálu.

3.6.2. Vyhodnocení Hopkinsonova testu

Základní vyhodnocení

Na základě akustických předpokladů o rychlosti elastické vlny v poměru k rozměrům tyče ($\lambda > d_{\text{tyče}} / 2$) lze vlnu považovat za jednorozměrnou a měření povrchové deformace tyče lze brát jako korektní ukazatel osové deformace měrných tyčí. Časový průběh osového napětí lze určit z průběhu axiální deformace měřené pomocí kapacitních snímačů nebo tenzometrů. Doba napěťového pulzu λ_l musí vyhovovat podmínce (5),

$$\frac{d}{\lambda} = \frac{C_{el}}{2\pi}, \quad (5)$$

kde C_{el} je rychlost šíření elastické vlny v měrných tyčích, která je funkcí fyzikálních vlastností (tj. hustoty materiálu tyčí a modulu pružnosti v tahu), d je průměr tyče.

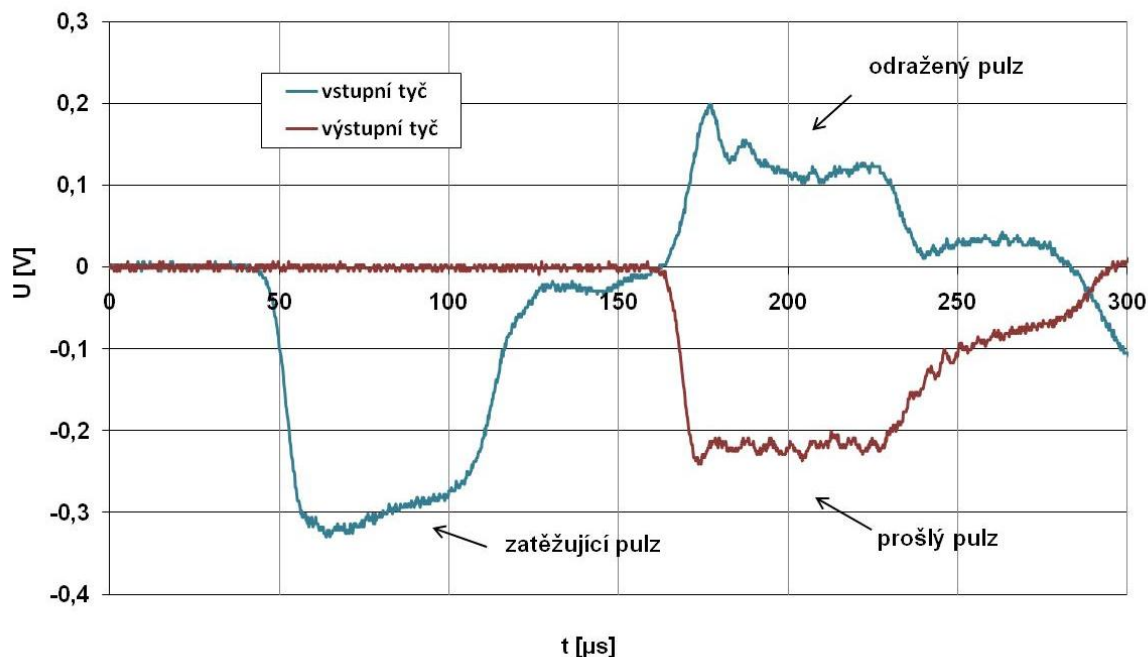
Po průchodu napěťového pulzu $\sigma_i(t)$ skrze přechovaný válcový vzorek, je tento u tvárných materiálů charakterizován konečnou poměrnou deformací (6).

$$\varepsilon = \frac{L_{vzorku} - L_{konečná}}{L_{vzorku}} [-] \quad (6)$$

Během testu musí být splněny následující podmínky platnosti:

- ❖ Vzorek i tyče jsou ve stavu jednoosé napjatosti.
- ❖ Deformace i napětí jsou podél osy vzorku homogenní.
- ❖ Tyče jsou v průběhu šíření napěťového pulzu pouze v elastickém stavu.

Při splnění výše uvedených podmínek lze pro výpočet deformace tyče a napětí použít následující model výpočtu. Ze záznamu napěťových pulzů z osciloskopu (obr. 6) je vypočtena radiální úchylka (7).



Obr. 6. Záznam napěťových pulzů pro vzorek Ti 07

$$\Delta R_1 = R_2 \cdot \exp\left\{\frac{2 \cdot \pi \cdot l_0 \cdot \xi_0 (U_0 + \Delta U)}{C_{pk} \cdot \Delta U - C_0 \cdot U_0}\right\} - R_1 \text{ [mm]}, \quad (7)$$

kde R_1 je poloměr tyče, R_2 je poloměr kroužku kondenzátoru, ξ_0 je permitivita vakua, C_{pk} je parazitní kapacita, U_0 je počáteční napětí, ΔU je měřené napětí (zjištěná ze záznamu) a l_0 je výška snímače (délka na ose).

Následně je vypočtena poměrná deformace tyče (8), pomocí níž je určena hodnota poměrné osové deformace (9).

$$\varepsilon_r = \frac{\Delta R_1}{R_1} [-] \quad (8)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{\varepsilon_r}{\mu} [-] \quad (9)$$

Okamžité hodnoty napětí přepočtené na skutečný průměr vzorku (10), deformace (11) a rychlosti deformace (12) určíme z hodnot osové deformace dílčích pulzů (zatěžující, odražený, prošlý) dle následujících vztahů [30], [38]:

$$\sigma(t) = \frac{ES_{tyče}}{2S_{vzorku}} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) + \varepsilon_t(t)] \text{ [MPa]} \quad (10)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{C_0}{L_{vzorku}} \int_0^t [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] dt \text{ [-]} \quad (11)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{C_0}{L_{vzorku}} [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t) - \varepsilon_t(t)] \text{ [s}^{-1}\text{]}, \quad (12)$$

kde E je modul pružnosti v tahu materiálu tyče, $S_{tyče}$ plocha příčného průřezu tyče, S_{vzorku} plocha příčného průřezu vzorku, $\varepsilon_i(t)$, $\varepsilon_r(t)$, $\varepsilon_t(t)$ jsou axiální poměrné deformace tyče u zatěžujícího, odraženého a prošlého pulzu v závislosti na čase, C_0 rychlost šíření elastické vlny (rychlost zvuku v měřících tyčích), L_{vzorku} délka (šířka) vzorku.

Zkrácené vyhodnocení

Jestliže se vzorek deformuje symetricky (z válce na válec), což při malých plastických deformacích můžeme předpokládat a je splněno, pak poměrné deformace vstupní zatěžující tyče se rovnají poměrné deformaci výstupní tyče a dle [30] platí vztah (13). Rovnice pro okamžité hodnoty napětí, deformace a rychlosti deformace lze potom vyjádřit takto:

$$\varepsilon_i(t) + \varepsilon_r(t) = \varepsilon_t(t) \text{ [-]} \quad (13)$$

$$\sigma(t) = \frac{ES_{tyče}}{2S_{vzorku}} \varepsilon_t(t) \text{ [MPa]} \quad (14)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{-2C_0}{L_{vzorku}} \int_0^t \varepsilon_r(t) dt \text{ [-]} \quad (15)$$

$$\dot{\varepsilon}(t) = \frac{-2C_0}{L_{vzorku}} \varepsilon_r(t) \text{ [s}^{-1}\text{]} \quad (16)$$

Rychlost šíření elastické vlny v měrných tyčích $4975,2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ je funkcí fyzikálních vlastností (17), tj. hustoty materiálu tyče a modulu pružnosti v tahu.

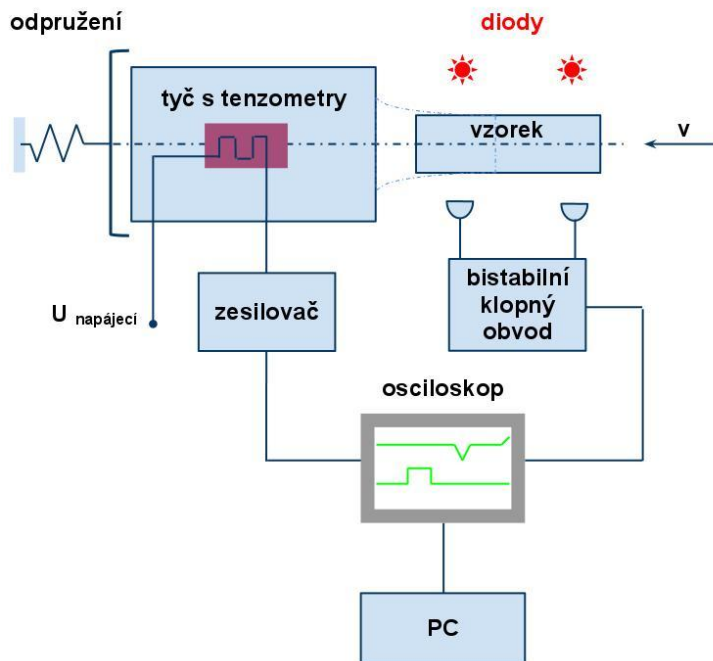
$$C_0 = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = \sqrt{\frac{2,0 \cdot 10^{11}}{8080}} = 4975,2 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1} \quad (17)$$

3.7. Taylorův test

Před začátkem druhé světové války G. I. Taylor začíná uvažovat o metodě, která by popsala pevnost materiálu za dynamických podmínek. V roce 1948 přichází s návrhem, který spočívá v nárazu válcového vzorku na tuhou desku. Tato metoda se používá i dnes včetně tzv. „obráceného testu“, kdy je vzorek pevně upnut a proti němu je urychlena tuhá deska. Pokud se materiál testuje za zvýšených teplot, toto uspořádání eliminuje problém s udržení teploty vzorku. [16]

3.7.1. Princip

Taylorův test (Taylor anvil test – TAT) patří mezi materiálové zkoušky, při kterých lze dosáhnout rychlosti deformace až 10^4 s^{-1} při relativně nízkých dopadových rychlostech zkušební vzorku. Výhodou zmíněného je možnost rychlého vyhodnocení dynamické meze kluzu na základě empirických vztahů a geometrie vzorku. Následná počítačová simulace umožňuje získat experimentálně stanovené parametry pro materiálové modely.



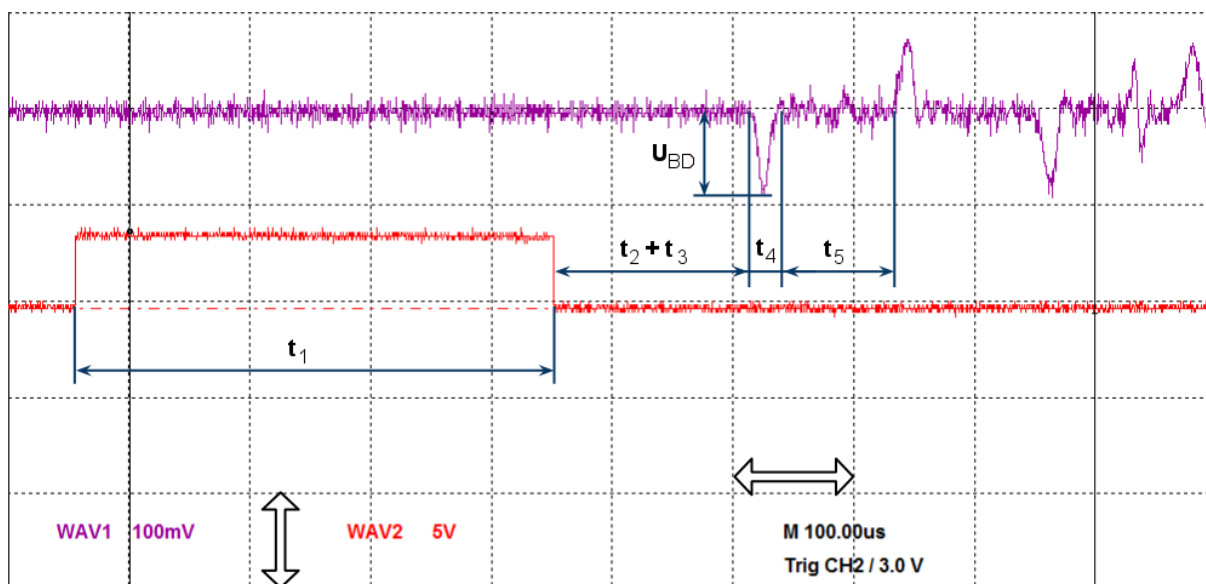
Obr. 7. Schéma měření rychlosti vzorku a rázové síly při Taylorově testu

Test spočívá v nastřelení válcového vzorku proti tuhé překážce. Zkušební vzorek o výchozí délce 25 mm a průměru 5 mm je umístěn do nosiče (zpravidla z polystyrénu) a následně urychlen expandujícím vzduchem v pneumatickém kanónu směrem k dopadlišti. Před dopadem vzorku na měrnou tyč dojde k oddělení vzorku od nosiče. Použitá tyč z pevnostní (zušlechtěné) oceli ČSN 41 3240 opatřená tenzometry se chová elasticky, plastická deformace je nepřijatelná.

Výsledný náraz vzorku na tyč vyvolá kompresní elastický pulz, který je zaznamenán pomocí odporových tenzometrů nalepených na tyči a zapojených do plného Wheastenova mostu. Výstupní napětí je vedeno přes zesilovač do paměťového osciloskopu. Data jsou následně přenesena do počítače k dalšímu vyhodnocení. Vlastní měření na osciloskopu je spuštěno pomocí bistabilního klopného obvodu, který je aktivován průletem vzorku mezi dvěma fotodiodami umístěnými v tělese dopadliště. Schéma měření rychlosti a rázové síly při Taylorově testu je na obr. 7.

3.7.2. Vyhodnocení experimentu

Oproti typickému Taylorovu testu, kdy vzorek dopadá na tuhou desku, je dopadová plocha tvořena čelem tyče z oceli ČSN 41 3240 o průměru 20 mm a délce 500 mm, na které jsou nalepeny čtyři odporové tenzometry HBM LY 11 3/120 zapojené do plného mostu. Pomocí zesilovače a paměťového osciloskopu Tektronix TDS 210 jsou zaznamenány napěťové pulzy vyvolané dopadem vzorku (obdoba s Hopkinsonovým testem). Na obr. 8 je znázorněn typický záznam napěťového pulzu (kanál č. 1 – WAV1) s vlivem disperzí a vysoko-frekvenčního šumu.



Obr. 8. Typický záznam napěťového pulzu z Taylorova testu pro vzorek 5-21

Kanál č. 2 (WAV2) znázorňuje průběh doby průletu zkušební vzorku mezi fotodiodami. Při průletu první z nich dochází ke spuštění měření napěťových pulzů. Výhodou tohoto uspořádání je eliminace rušivých elektromagnetických vlivů. Čas t_1 je doba průletu zkušební vzorku mezi dvěma fotodiodami vzdálenými od sebe 25 mm; t_2 je doba, kterou vzorek letí k čelu tyče (poslední fotodioda je vzdálená 5 mm od čela tyče); t_3 představuje dobu, po kterou se napěťový pulz šíří rychlostí zvuku k tenzometrům; t_4 je doba trvání napěťového pulzu, konečně t_5 je čas, za který dorazí napěťový pulz k volnému čelu tyče, kde se odrazí a s opačnou amplitudou se šíří zpět k tenzometrům (druhý napěťový pulz na kanálu č. 1).

Pomocí následujících vztahů je záznam měřícího napětí U_{BD} přepočten na poměrnou deformaci (18) a (19) a následně s využitím Hookova zákona (20) a zákona o akci a reakci až na maximální sílu působící na vzorek během deformace (21).

$$\varepsilon_{mer} = \frac{U_{BD}}{U_N} \cdot \frac{2}{K} \cdot \frac{1}{z} \cdot \frac{1}{1+\mu} [-] \quad (18)$$

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{2} \varepsilon_{mer} [-] \quad (19)$$

$$\sigma_1 = \varepsilon_1 \cdot E \text{ [MPa]} \quad (20)$$

$$F_1 = F_D = \sigma_1 \cdot S_{tyč} [-], \quad (21)$$

kde U_{BD} je přírůstek měřícího napětí, U_N je napájecí napětí, K je k faktor, z je zesílení, μ je Poissonova konstanta, ε_{mer} je měřená deformace, ε_1 je skutečná deformace tyče, E je modul pružnosti tyče v tahu a $S_{tyč}$ je průřez měrné tyče.

Po nárazu vzorku na překážku – tuhou desku – se vzorkem začíná šířit rychlejší elastická a pomalejší plastická vlna. Na volném konci vzorku se elastická tlaková vlna odrazí

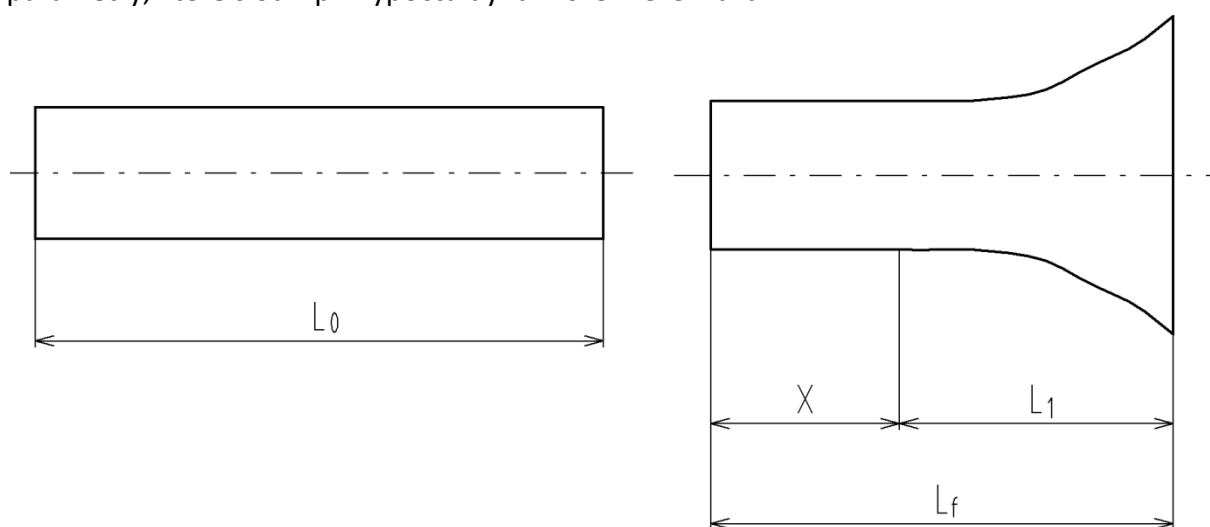
jako tahová a následně dochází k interakci s plastickou tlakovou. Toto značí konec deformačního procesu, protože napětí klesá k nule.

Dle von Karmana a Duweze pro jednoosé zatěžování [38] je rychlost plastické vlny v materiálu definována jako:

$$C_{pl} = \sqrt{\frac{d\sigma/d\varepsilon}{\rho}} \text{ [m}\cdot\text{s}^{-1}\text{]}, \quad (22)$$

kde $d\sigma/d\varepsilon$ je okamžitý sklon křivky napětí – deformace. C_{pl} je tedy konstantní pouze při fixní hodnotě směrnice $d\sigma/d\varepsilon$. Z (22) tedy plyne, že rychlost plastické vlny je závislá na hustotě materiálu a její rychlost závisí na okamžité hodnotě směrnice křivky zpevnění.

Tvar vzorku před nárazem a obecný předpokládaný tvar po nárazu na tuhou desku je uveden na obr. 9. Po nárazu se vzorek zdeformuje do trychtýřovitého tvaru. V závislosti na zvoleném modelu výpočtu jsou z takto deformovaného vzorku odečteny geometrické parametry, které slouží při výpočtu dynamické meze kluzu.



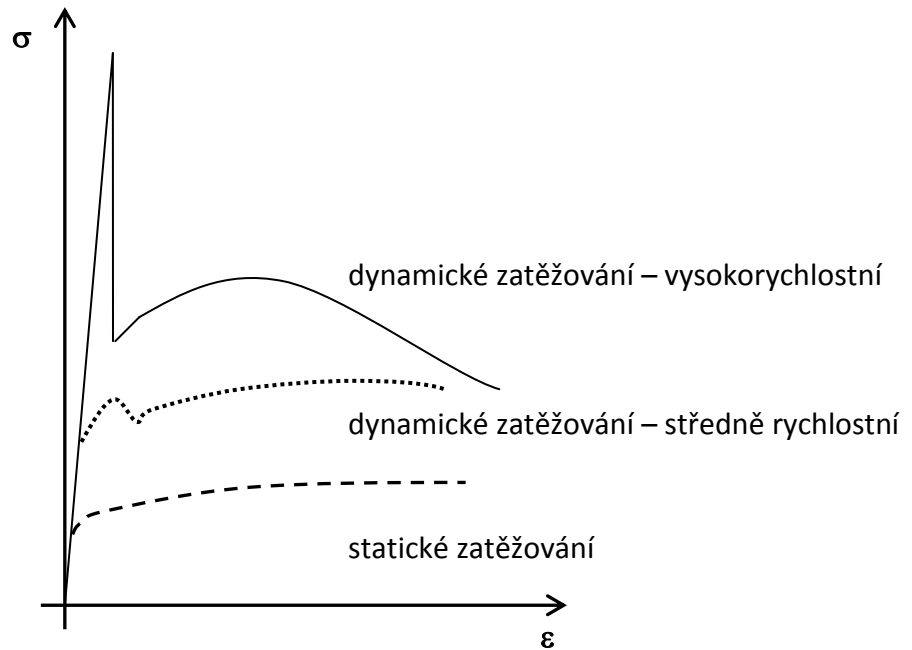
Obr. 9. Náčrt výchozího a konečného tvaru vzorku pro Taylorův test

Vyhodnocení Taylorova testu lze provést dvěma způsoby. Z odečtených rozměrů deformovaného vzorku určíme pouze dynamickou mez kluzu dle empirických vztahů. Komplexní vyhodnocení spočívá v počítačové simulaci experimentu a stanovení parametrů konstitutivních rovnic, které popisují chování materiálu v širokém rozmezí rychlostí deformace a teplot.

3.8. Stabilní a nestabilní dynamická mez kluzu

Hodnotu dynamické meze kluzu lze stanovit různými způsoby, které jsou uvedeny v kapitole 3.9. Tato část práce se zabývá dynamickou mezí kluzu jako pojmem, který popisuje skutečné chování materiálu za rázových podmínek zatěžování.

Dynamickou mez kluzu lze dle dostupné literatury rozdělit na stabilní a nestabilní. Jejich existence je patrná z obr. 10. Tímto problémem se zabýval i prof. Farlík z VUT v Brně.



Obr. 10. Křivka napětí – deformace za statických a dynamických podmínek zatěžování

Existenci nestabilní meze kluzu – hrotu – si lze vysvětlit z dislokační představy [14]. Tento jev souvisí s nestabilitou deformačního procesu. Proto se horní mez kluzu nazývá jako nestabilní a dolní pak stabilní.

Za materiálovou charakteristiku lze považovat pouze dolní mez kluzu. Deformace materiálu probíhá nejčastěji skluzem dislokací, které jsou uchyceny pomocí bodových poruch. Během zatěžování vzrůstá napětí až na hodnotu (horní mez kluzu), kdy dojde k uvolnění těchto dislokací a k jejich dalšímu pohybu – po určitý čas postačuje napětí nižší, než je horní mez kluzu. Horní mez kluzu závisí na rychlosti zatěžování. Čím je rychlost vyšší, tím je vyšší i hodnota nestabilní dynamické meze kluzu.

Jestliže je při dosažení stabilní meze kluzu počet pohyblivých dislokací nulový, napětí vzrůstá nad stabilní mez kluzu tak dlouho, až součin počtu pohyblivých dislokací a střední rychlosti jejich pohybu vzroste na hodnotu, která je potřebná pro to, aby deformace proběhla v celém krystalu. Hodnota stabilní dynamické meze kluzu se nejčastěji stanovuje dle (23). Autory jsou Rejtö, Liss a Ludwik.

$$\sigma_{d \text{ stab}} = \sigma_s \left(\frac{\dot{\epsilon}_d}{\dot{\epsilon}_s} \right)^n \quad [\text{MPa}], \quad (23)$$

kde σ_s je známá hodnota při určité rychlosti deformace $\dot{\epsilon}_s$, $\dot{\epsilon}_d$ je rychlost deformace za dynamických podmínek zatěžování a n je exponent zpevnění. Podle Sokolova vztah (23) vyhovuje výsledkům pokusů při nízkých i vysokých teplotách u materiálů s nízkou i vysokou tavící teplotou. Tyto parametry však nejsou jediné, které popisují chování materiálu za dynamických podmínek tváření. Mezi parametry mimo jiné patří exponent citlivosti na rychlost deformace a teplota. Exponent n je závislý na materiálu a stupni deformace.

3.9. Stanovení dynamické meze kluzu

Jednou ze základních charakteristik chování materiálu za vyšších rychlostí deformace je stanovení dynamické meze pevnosti a meze kluzu. Tyto dvě hodnoty jsou důležité pro popis materiálového modelu a pro modelování mechanického chování materiálu za vyšších rychlostí deformace.

Existuje několik přístupů k vyhodnocení dynamické meze kluzu, ale všechny vztahy jsou založeny na existenci deformované části a nedeformovaného konce vzorku. Níže jsou uvedeny některé teorie a jejich vzájemné rozdíly ve způsobu řešení.

Následující vztahy poskytují pouze informativní hodnoty dynamické meze kluzu, protože jsou založeny na zjednodušujících předpokladech. Žádný z níže uvedených vztahů nezohledňuje vliv rychlosti deformace, teploty a ani výchozí struktury. Určité vodítko správnosti vyhodnocení Taylorova testu poskytuje cejchovní diagram měrné tyče, avšak musíme mít na zřeteli to, že tento diagram platí za statických podmínek.

3.9.1. Stanovení dynamické meze kluzu dle Taylora

Dynamickou mez kluzu lze určit z počáteční délky vzorku, koncové délky a délky nedeformovaného konce.

$$\sigma_{yd} = \frac{\rho v^2 (L_0 - X)}{2(L_0 - L_f) \ln \frac{L_0}{X}} \text{ [MPa]}, \quad (24)$$

kde ρ je hustota materiálu, v je dopadová rychlost vzorku a délky L_0 , L_f a X jsou odečteny dle obr. 9.

Tento vztah byl odvozen za předpokladu, že konec nedeformovaného vzorku zpomaluje konstantní rychlostí, což při reálném experimentu nenastává. Proto byla provedena korekce pomocí definice koeficientu, který je závislý na rychlosti dopadu. [16]

3.9.2. Stanovení dynamické meze kluzu dle Wilkinse a Guinana

Na rozdíl od Taylorovy teorie předpokládá tato následující:

- ❖ Deformovaná část není kónického tvaru, ale tvaru „hříbu“.
- ❖ Délku X nelze přesně určit, protože hranice mezi deformovanou a nedeformovanou částí není jednoznačně rozpoznatelná a přesně změřitelná.

Wilkins a Guinan vytvořili jednoduchou matematickou analýzu, která vedla k dobré predikci poměru délek L_0 / L_f . Při odvození byl použit 2. Newtonův zákon (zákon síly), který předpokládá, že výsledná deformační síla je rovna součinu dynamické meze kluzu a počátečnímu průřezu vzorku [38].

$$\sigma_{yd} = \frac{\rho v^2}{2 \ln \frac{L_0}{L_f}} \text{ [MPa]} \quad (25)$$

3.9.3. Stanovení dynamické meze kluzu dle Meyerse [38]

Meyers rozdělil vzorek na plastickou a elastickou část. V každé části definuje rychlost pohybu částic za předpokladu zákona o zachování objemu (26).

$$S_0 (C_{pl} + v) = S \cdot C_{pl} \text{ [MPa]}, \quad (26)$$

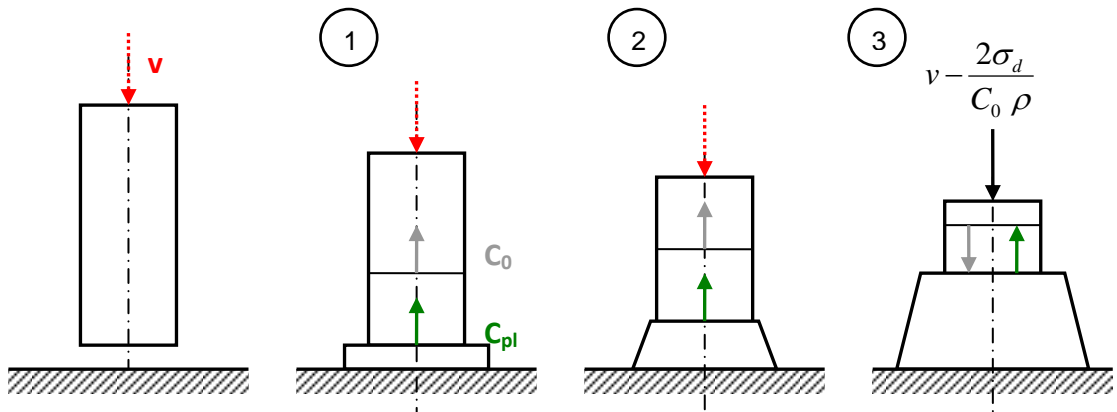
kde S_0 je výchozí průřez a S průřez zatíženého konce. Meyers vychází z předpokladu, že rychlost pohybu částic v materiálu se v průběhu děje mění. Rozdělil průběh deformace

vzorku na tři oblasti, viz obr. 11, a v každé z těchto oblastí stanovil rychlost pohybu částic takto:

- ❖ V oblasti 1 je rychlost částic rovna dopadové rychlosti v .
- ❖ V oblasti 2 je rychlost částic rovna $v - \sigma_d / C_0 \cdot \rho$.
- ❖ V oblasti 3 je rychlost částic rovna $v - 2\sigma_d / C_0 \cdot \rho$ (protože došlo k odrazu vlny).

Na základě těchto předpokladů lze odvodit vztah pro dynamickou mez kluzu:

$$\sigma_{yd} = \frac{(1 - \varepsilon^2) \rho v^2}{\varepsilon^2} \text{ [MPa]} \quad (27)$$



Obr. 11. Postup deformace vzorku u Taylorova testu [38]

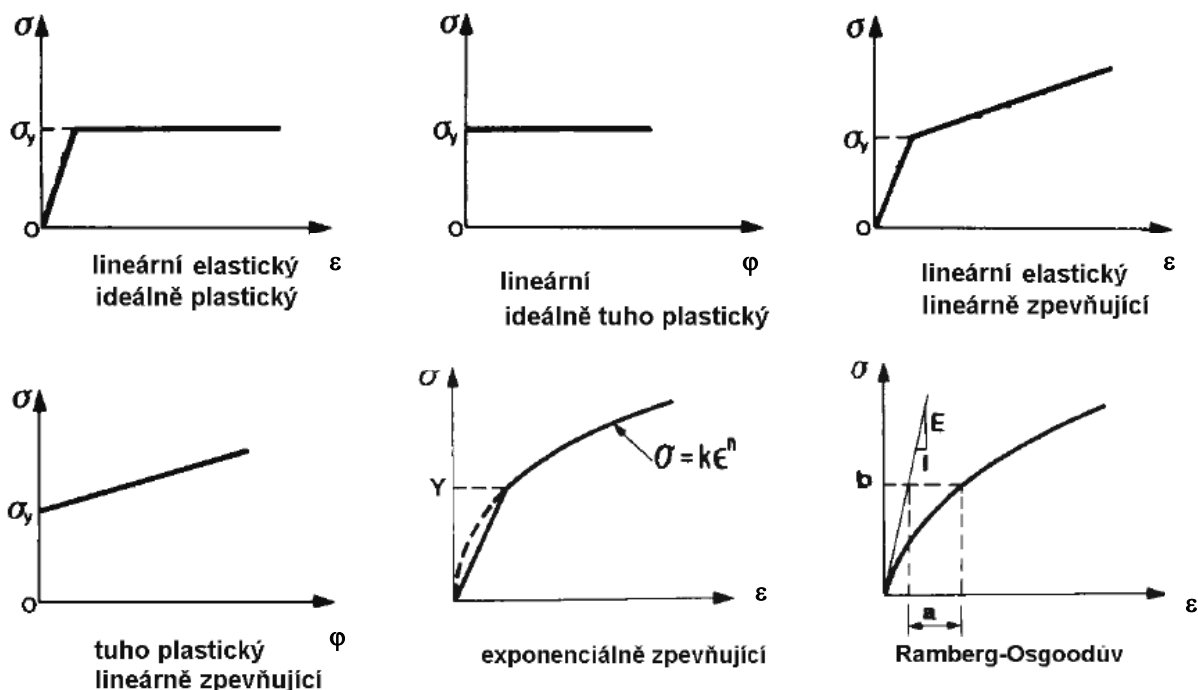
4. MODELY MATERIÁLŮ

Existuje celá řada modelů, které vhodně vystihují skutečný průběh deformačního odporu v závislosti na deformaci. Některé platí jen za statických podmínek zatěžování, jiné lze využít v širokém rozsahu rychlostí deformací a další zohledňují i vliv teploty. V této kapitole jsou popsány nejpoužívanější konstitutivní rovnice.

4.1. Modely pro kvazistatické zatěžování [44]

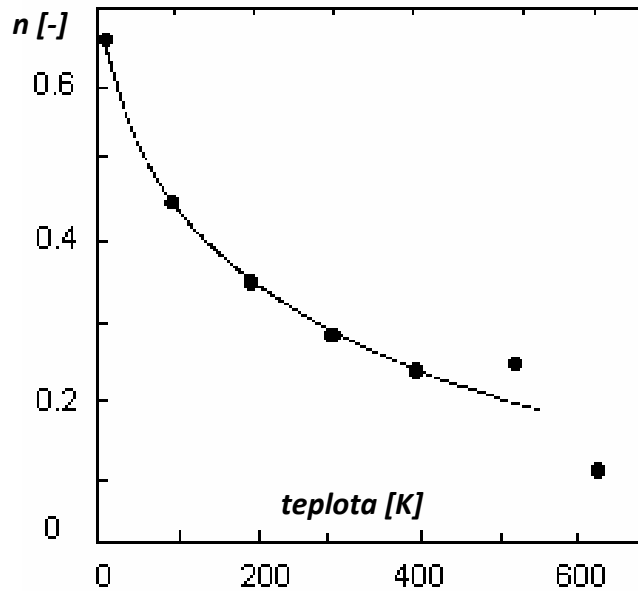
Průběh křivky napětí - deformace za kvazistatických podmínek zatěžování je v literatuře dostatečně popsán. Tyto vztahy matematicky popisují chování materiálu. Úplný popis komplexního chování materiálu by byl příliš složitý, proto je účelnější soustředit se na významné rysy a navrhnout jen přibližný popis respektující tyto rysy. Dále uvádím základní idealizované modely pro jednoosou deformaci používané v teorii tváření:

- ❖ lineární elastický ideálně plastický: $\sigma = \varepsilon \cdot E$
- ❖ lineární ideálně tuho plastický: $\sigma = \sigma_y$
- ❖ lineární elastický lineárně zpevňující: $\sigma = \varepsilon \cdot E$ pro $0 < \sigma < \sigma_y$ a $\sigma = \sigma_y \cdot K \cdot \varepsilon$ pro $\sigma > \sigma_y$
- ❖ tuho plastický lineárně zpevňující: $\sigma = \sigma_y + K \cdot \varphi$
- ❖ exponenciálně zpevňující: $\sigma = K \cdot \varepsilon^n$
- ❖ Ramberg – Osgoodův: $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + a \left(\frac{\sigma}{b}\right)^n$, kde a, b, n jsou materiálové konstanty (v tomto modelu není definována mez kluzu, ale tečna ke křivce vedená z počátku, která má hodnotu Youngova modulu)



Obr. 12. Idealizované modely pro jednoosou deformaci [44]

Exponent zpevnění n se stanoví tak, že křivku napětí – deformace vyneseme v logaritmických souřadnicích. Takto získáme přímkovou závislost, kdy právě směrnice přímky odpovídá exponentu n . Exponent zpevnění se může pohybovat v intervalu od 0 do 1. Hodnota exponentu zpevnění závisí i na teplotě, jak dokazuje obr. 13.



Obr. 13. Závislost exponentu zpevnění na teplotě pro čistý hliník [45]

4.2. Modely zohledňující rychlost deformace [45]

Jak již bylo zmíněno, rychlost deformace je jedním ze základních faktorů, který ovlivňuje odezvu materiálu při mechanickém namáhání. Vliv rychlosti deformace vyjadřuje exponent m , tzv. exponent citlivosti na rychlost deformace.

Společný účinek deformace a rychlosti deformace předpokládá i Hollomon-Ludvikův vztah:

$$\sigma = C_{HL} \cdot \varepsilon^n \cdot \dot{\varepsilon}^m \text{ [MPa]} \quad (28)$$

Existují však i jiné modely, např. tzv. aditivní model (vliv rychlosti deformace a deformace se sčítají):

$$\sigma = m \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} + K \cdot \varepsilon^m \text{ [MPa]} \quad (29)$$

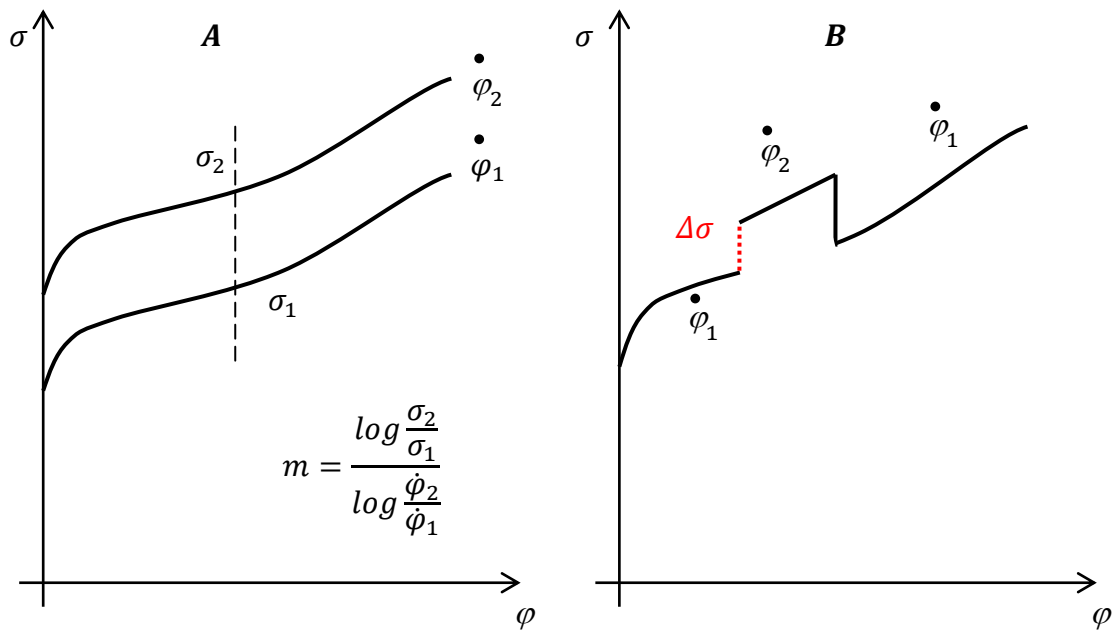
Stanovení hodnoty exponentu m je možné následujícími způsoby:

- ❖ Je sledován přirozený přetvárný odpor při dvou různých konstantních rychlostech deformace, obr. 14 – A. Tato metoda vyžaduje dvojnásobný počet vzorků a dává poněkud vyšší výsledky než metoda následující.
- ❖ Rychlost deformace se mění během zkoušky (obr. 14 – B), ale je zapotřebí stroj s řízením rychlosti.

Následující tabulka přináší základní přehled exponentů n a m pro nejpoužívanější podmínky tváření a materiály.

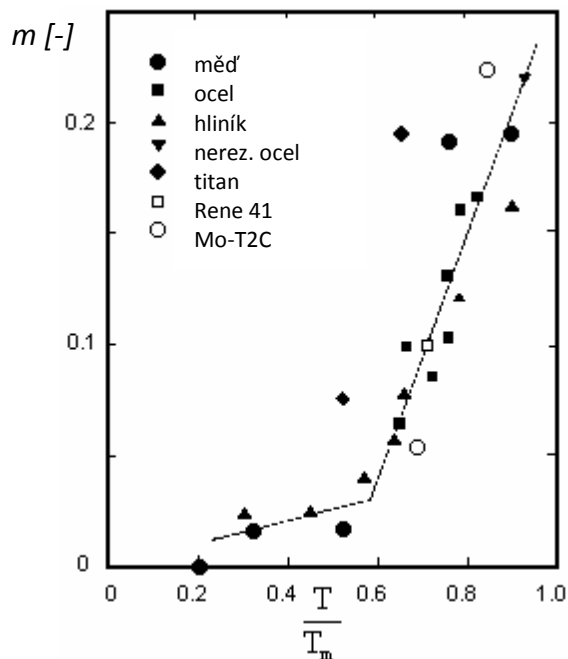
Tabulka 2. Přibližné hodnoty „n“ a „m“

	n	m
Tváření za studena, tvárné kovové materiály	0,25	0
Tváření za studena, vysoce zpevňující materiály	0,45	0
Tváření za tepla	0	0,25
Tváření za částečného ohřevu (poloohřevu)	0,15	0,15
Superplastické tváření	0	0,5 – 0,8
Ideálně plastický materiál	0	0



Obr. 14. Možnosti stanovení exponentu m

Obdobně jako exponent zpevnění je exponent m závislý na homologické teplotě. Tuto skutečnost znázorňuje obr. 15, kde T_m je teplota tavení materiálu.



Obr. 15. Závislost exponentu m na homologické teplotě [45]

Z výše uvedených modelů je zřejmé, že pro komplexní popis chování materiálu v širokém rozsahu deformací, rychlostí deformací i teplot jsou potřeba složitější modely, tzv. konstitutivní rovnice.

4.3. Konstitutivní rovnice

Stanovení obecně platného modelu materiálu vyžaduje dostatek času a finančních prostředků. Konstitutivní vztahy obsahují určitý počet parametrů, které jsou stanovovány experimentálně. Tabulka 3 uvádí základní přehled nejčastěji používaných modelů materiálů, včetně počtu experimentálně stanovovaných parametrů a vlivů, které tyto modely zohledňují.

Tabulka 3. Nejčastěji používané modely materiálů [33], [38]

Model materiálu	Počet parametrů	Vliv rychlosti	Porušení	Rovnice rovnováhy (EOS)	Vliv teploty
Plastický	2	✗	✓	✗	✗
Johnson-Cook	5	✓	✓	✓	✓
Zerilli-Armstrong	5	✓	✗	✓	✓
MTS (Mechanical Threshold Stress)	2-4	✓	✗	✓	✗

Na počtu parametrů závisí schopnost konstitutivních rovnic vystihnout reálné chování materiálu, zároveň však s rostoucím počtem parametrů roste složitost jednotlivých rovnic. Díky svým vlastnostem se velice často používá rovnice Johnson-Cookova, která i při relativně nízkém počtu parametrů velmi dobře vystihuje reálné chování materiálu v širokém rozmezí termomechanických podmínek.

4.3.1. Johnson-Cookova rovnice

Konstitutivní vztah dle Johnson-Cooka (30) se nejčastěji používá pro materiály s BCC mřížkou a má 5 experimentálně stanovovaných parametrů. V současnosti patří mezi nejrozšířenější konstitutivní vztahy a v modifikované formě jej lze použít i pro keramické materiály.

$$\sigma = (\sigma_0 + B \cdot \varepsilon^n) \left(1 + C \cdot \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) [1 - (T^*)^m] \text{ [MPa]}, \quad (30)$$

kde T^* je homologická teplota stanovená takto:

$$T^* = 0 \text{ pro } T < T_0 \quad (31)$$

$$T^* = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \text{ pro } T_0 < T < T_m \quad (32)$$

$$T^* = 1 \text{ pro } T > T_m, \quad (33)$$

kde σ_0 , B , C , n , m představuje pět experimentálně stanovených parametrů:

- σ_0 mez kluzu [MPa]
- B modul zpevnění (hardening modulus) [MPa]
- C koeficient citlivosti na rychlost deformace (strain rate sensitivity coefficient) [-]
- n exponent zpevnění (hardening coefficient) [-]
- m teplotní koeficient odpevnění (thermal softening coefficient) [-]

T_0	teplota okolí (referenční teplota) [K]
T_m	teplota tavení [K]
ε_0	referenční rychlost přetvoření (nejčastěji je uvažována 1 s^{-1})

Ze vztahu (30) je patrná závislost přirozeného přetvárného odporu na deformaci (první část rovnice), na rychlosti deformace (střední část rovnice) a na teplotě (poslední část rovnice).

Určení experimentálně stanovených parametrů vyžaduje provést praktický experiment, např. Taylorův test, dále porovnat výsledky experimentu s výsledky simulace v softwaru LS DYNA, popsané konstitutivním vztahem dle Johnson-Cooka (k tomu je na pracovišti laboratoře VRD ÚST vytvořen instruktážní film s názvem Taylor Anvil Test). [9]

Možnosti vyhodnocení parametrů Johnson-Cookovy rovnice [39]

Konstitutivní modely hrají důležitou roli při modelování chování materiálů za různých podmínek zatížení. Velké množství konstrukčních materiálů se chová odlišně při různých teplotách a rychlostech deformace, a proto je velmi obtížné zvolit vhodný konstitutivní model. Takovýto model by měl být schopen v ideálním případě předpovídat chování materiálu stejně dobře za statického i dynamického zatížení. Johnson-Cookův model je jedním z nejpoužívanějších modelů, protože je založen na jednoduchém, ale účinném principu, který obsahuje výše uvedené proměnné.

Ve vztahu (30) je třeba stanovit pět parametrů $X = (\sigma_0, B, C, n, m)$. Nejčastěji je používána tzv. inverzní identifikační metoda, která spočívá v minimalizaci euklidovské vzdálenosti mezi experimentálními daty a těmi, které byly predikovány řešením vztahu (34).

$$\min_X \sum_{i=1}^n [\sigma_{exp} - \sigma_{model}(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, X)]_i^2 = RSS_{dyn}, \quad (34)$$

kde n je celkový počet pozorování, RSS je minimální hodnota účelové funkce, která je stanovena metodou nejmenších čtverců.

V literatuře lze najít i další přístupy řešení parametrů Johnson-Cookovy rovnice. Jedním z nich je nalezení hodnot parametrů σ_0, B, n z kvazistatické zkoušky, během které je vliv teploty a rychlosti deformace potlačen. Hodnota σ_0 je určena jako mez kluzu popř. jako smluvní hodnota meze kluzu $R_{p0,2}$. Hodnoty parametrů B a n obdržíme řešením vztahu (35).

$$\min_{B,n} \sum_{i=1}^n [\ln(\sigma_{exp} - \sigma_0) - (\ln B + n \ln \varepsilon)]_i^2 = RSS_{kvazi} \quad (35)$$

Parametr C můžeme stanovit úpravou rovnice (30):

$$C = \frac{\frac{\sigma}{\sigma_0 + B\varepsilon^n} - 1}{\ln \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\varepsilon_0}} \quad (36)$$

Nevýhodou vztahu (36) je nesouhlas hodnot C při různých rychlostech deformace a tedy i problém se stanovením její průměrné hodnoty. Posledně stanovovaným parametrem je m . Toto lze provést, pokud proběhly experimenty za různých teplot, ale stejné rychlosti deformace. Stanovení hodnoty m je analogické s parametrem C .

Výhodou uvedeného postupu je stanovení parametrů z oddělených experimentů. Na druhou stranu nemusí model správně předpovídat chování materiálu, pokud se mění současně teplota, rychlost deformace i konečná deformace. Postup optimalizace parametrů je taktéž v [19].

4.3.2. Model materiálu dle Zerilli-Armstronga

Zerilli a Armstrong navrhli dvě konstitutivní rovnice založené na bázi mikrostruktur. Tento model vykazuje velmi dobrou schodu s experimentálně naměřenými hodnotami a je založen na tepelně aktivovaném pohybu dislokací. Analyzovali odezvu teploty a rychlosti deformace u kovů s FCC a BCC mřížkou a povšimli si jistých rozdílů. Kovy s BCC mřížkou jsou závislejší na změně teploty a rychlosti deformace.

Při vyjádření konstitutivního vztahu z [38] se nejdříve vypočte aktivační plocha dislokací S , která závisí na hustotě dislokací, šířce bariéry a velikosti Burgersova vektoru \vec{b} . Potom se vyjádří tepelná část napětí ze vztahu:

$$\sigma^* = \frac{M\Delta G_0}{sb} e^{-\beta T} \text{ [MPa]}, \quad (37)$$

kde M je Schmidův faktor, ΔG_0 je výška volné energie bariér při 0 K, S je aktivační plocha dislokací při 0 K, \vec{b} je velikost Burgersova vektoru a β je parametr závislý na deformaci a rychlosti deformace:

$$\beta = -C_3 + C_4 \ln \dot{\varepsilon} \quad (38)$$

Aktivační plocha S je pro BCC kovy konstantní, pro FCC kovy se stanoví jako $\varepsilon^{-1/2}$. Deformační napětí se tedy vypočte jako:

$$\sigma = \sigma_G + \sigma^* + kd^{-1/2}, \quad (39)$$

kde σ_G je materiálová konstanta závislá na velikosti zrna. Dosazením (37) do (49) a následnou úpravou tohoto vztahu získáme konstitutivní rovnice dle Zerilli a Armstronga pro FCC kovy

$$\sigma = \sigma_G + C_2 \varepsilon^{\frac{1}{2}} \exp(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varepsilon}) + kd^{-\frac{1}{2}} \quad (40)$$

a pro BCC kovy

$$\sigma = \sigma_G + C_1 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varepsilon}) + C_5 \varepsilon^n + kd^{-\frac{1}{2}}, \quad (41)$$

kde C_{1-5} jsou materiálové konstanty a T je teplota (K). Výhoda tohoto modelu oproti Johnson-Cookově vztahu spočívá v zohlednění fyzikálních dějů, které probíhají v materiálu. Pro materiály mající HCP mřížku je obtížné najít vhodnou konstitutivní rovnici. Chování těchto materiálů se svými vlastnostmi pohybuje mezi materiály s BCC a FCC mřížkou. Existuje modifikace konstitutivní rovnice dle Zerilli-Armstronga, která vystihuje chování těchto materiálů. [53]

$$\sigma = \sigma_G + C_1 \exp(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varepsilon}) + C_5 \varepsilon^n \exp(-C_6 T + C_7 T \ln \dot{\varepsilon}) \quad (42)$$

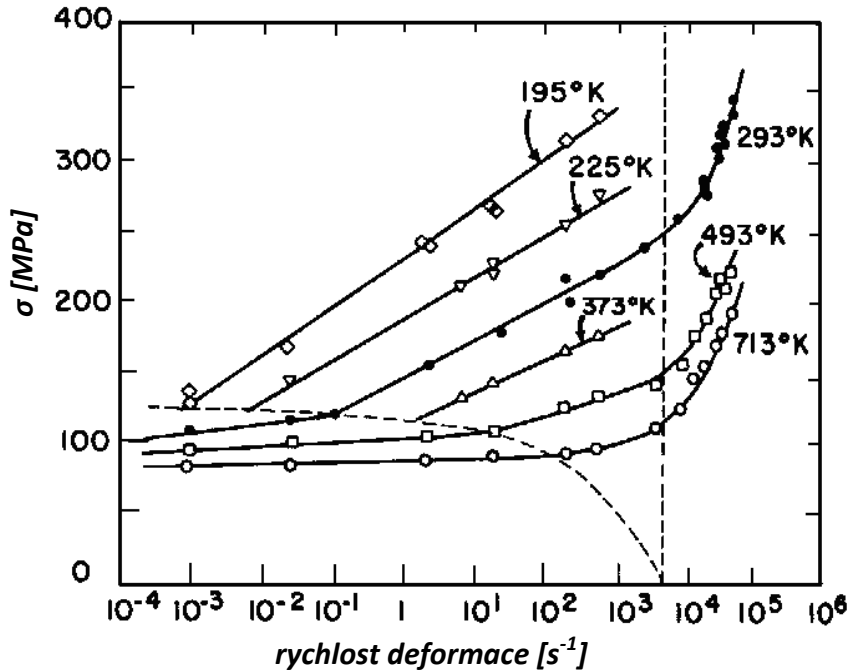
4.4. Chování materiálu za vysokých rychlostí deformace a zvýšených teplot [38]

Plastická deformace materiálů za vysokých rychlostí deformace je komplexní problém. Chování za uvedených podmínek nejlépe vystihují konstitutivní vztahy, které při výpočtu zohledňují faktory jako je rychlost deformace, teplota a stupeň přetvoření. Obecný tvar je následující:

$$\sigma = f(\dot{\varepsilon}, \varepsilon, T) \quad (43)$$

Jelikož plastická deformace je nevratný proces, odezva materiálu při určité souřadnici $[\sigma; \epsilon]$ je závislá i na mikrostruktuře a jejich poruchách vzniklých deformací. Dalším z faktorů, který hraje význačnou roli a měl by být ve vztahu (30) zohledněn, je „deformační historie“.

Rychlost deformace a teplota patří mezi základní faktory, které významně ovlivňují průběh přetvárného odporu. Rychlost deformace je definována jako přírůstek deformace za jednotku času, po úpravě jako rychlost pohybu nástroje k okamžité výšce polotovaru (4).



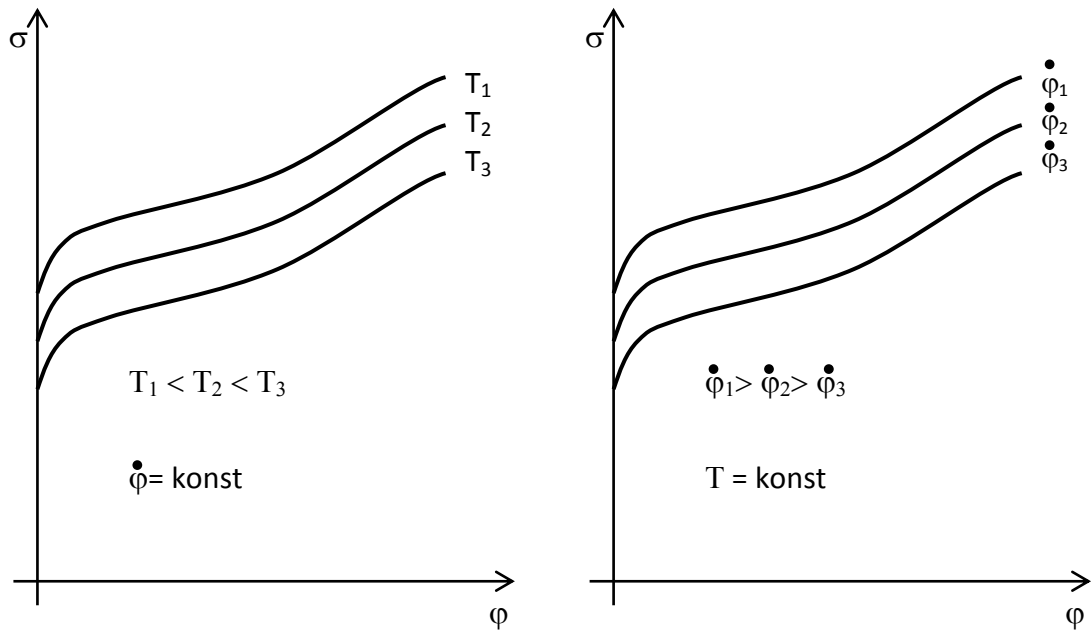
Obr. 16. Závislost meze kluzu na rychlosti deformace a teplotě pro nízkouhlíkovou ocel [38]

Jak plyne z obr. 16, u nízkouhlíkové oceli 1) roste mez kluzu se zvyšující se rychlostí deformace a 2) vzrůst meze kluzu je markantnější za nízkých teplot. Obecně pro chování materiálů za daných termomechanických podmínek platí skutečnosti, jež jsou na obr. 17.

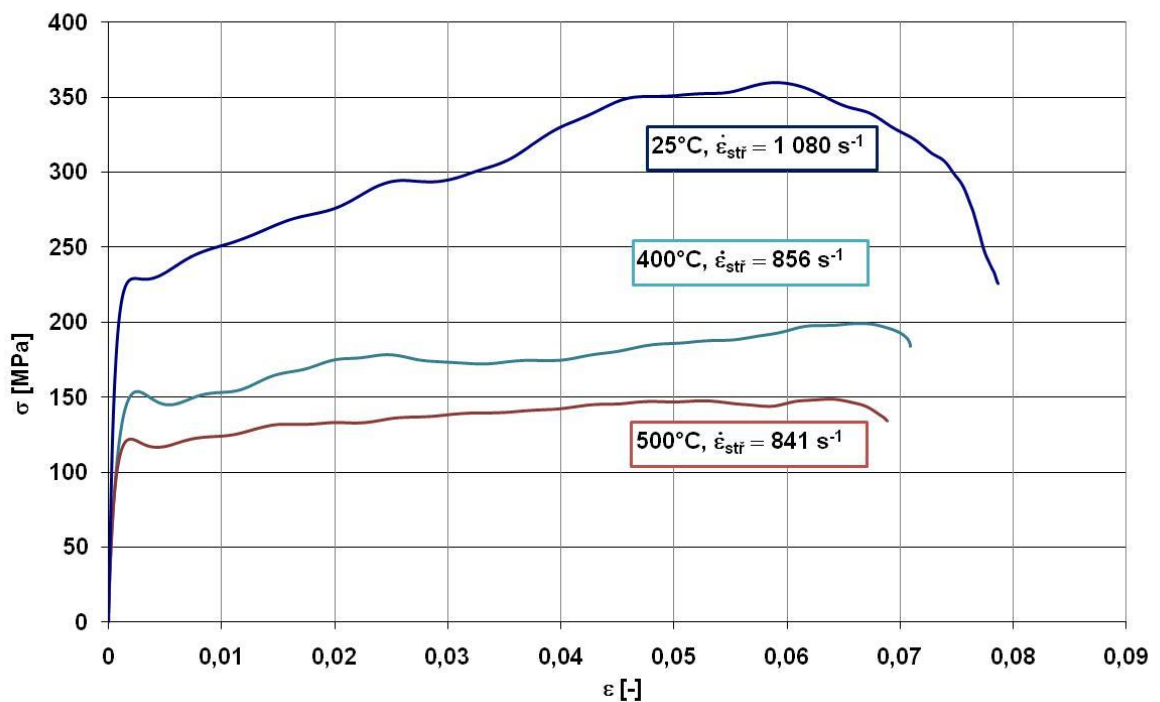
Tato disertační práce je zaměřena na zkoumání vlivu zmíněných faktorů na chování titanových slitin. Z důvodu časové náročnosti byla pro výzkum zvolena pouze nepoužívanější titanová slitina Ti-6Al-4V.

Ve spolupráci s VZLÚ byly testovány i hliníkové slitiny za pokojových a zvýšených teplot. Z obr. 18 je patrné, že se potvrzuje obecný předpoklad a to, že s rostoucí teplotou dochází ke snižování přetvárného odporu. Střední rychlost deformace lze pro interval teploty 25 až 500°C považovat za řádově stejnou, tedy $10^3 s^{-1}$.

Rád bych upozornil na důvod, proč v diagramu nejsou křivky za konstantní hodnoty rychlosti deformace. Tyto první experimenty měly ověřit vliv teploty na chování hliníkové slitiny. Zatěžující pulz při použití impaktoru určité délky, kterého lze na daném zařízení dosáhnout, je limitován těsností vzdušníku, proto dochází k určitým odchylkám ve střední rychlosti deformace.

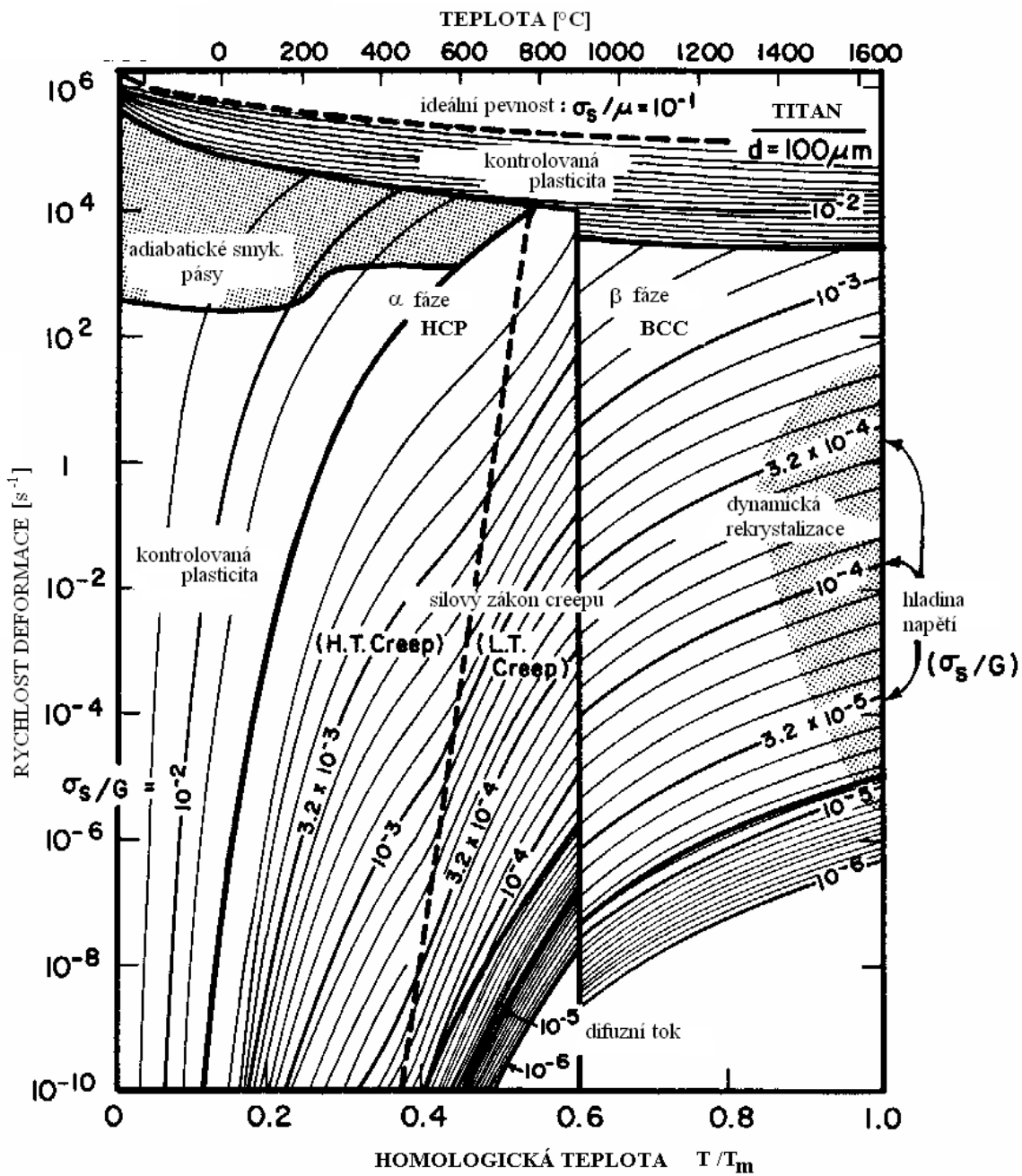


Obr. 17. Závislost deformačního odporu na termomechanických podmínkách



Obr. 18. Závislost napětí - deformace pro hliníkovou slitinu AA5083-H111

Z výše uvedeného je patrná provázanost mikrostruktury s deformačními změnami v materiálu. Při hledání parametrů materiálového modelu je nutné mít na zřeteli i vliv počáteční mikrostruktury. Existuje celá řada modelů, které v sobě tento faktor zohledňují, ale ty jsou velmi složité a stanovení korektních hodnot parametrů (kterých může být až několik desítek) vyžaduje časově náročný výzkum. Na obr. 19 je prezentována vzájemná závislost napětí, homologické teploty a rychlosti deformace pro titan a jejich vliv na výslednou mikrostrukturu.

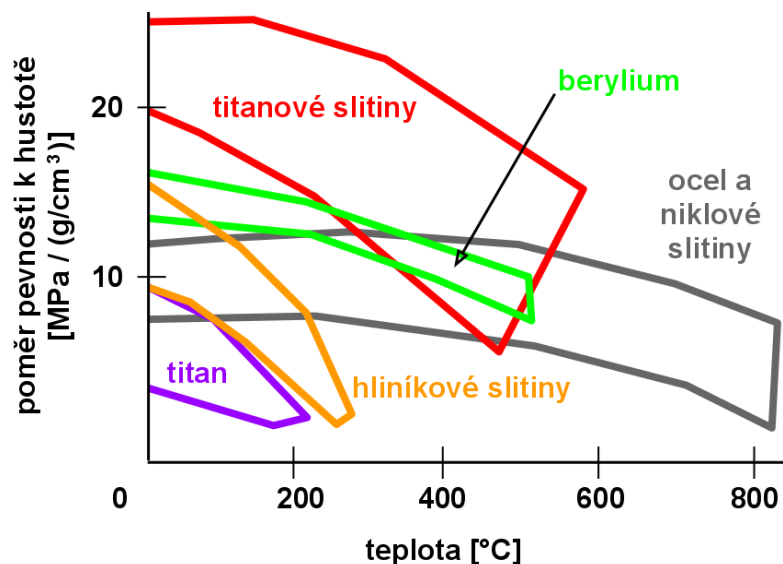


Obr. 19. Deformační mapa pro titan podle Meyerse [38]

5. TITAN [35]

Titan a jeho slitiny, které se začaly používat počátkem 50. let 20. století, se během krátké doby staly důležitým materiálem používaným v letectví, kosmonautice, energetice a chemickém průmyslu. Příznivá kombinace vysoké pevnosti, malé hmotnosti, vynikajících mechanických vlastností a korozní a tepelné odolnosti činí z titanu materiál, který vydrží extrémní provozní podmínky. V dnešní době se slitiny titanu používají pro náročné aplikace, jako jsou části proudového motoru (lopatky kompresoru s životností až jeden milion letových hodin) nebo konstrukce letadel (Ti-5Al-2,5Sn), vnější zdi budov či střechy. Titan lze najít také v mnoha jiných odvětvích průmyslu – lopatky turbíny tepelných elektráren, výměníky tepla v ropném průmyslu, náhrada kloubů v lékařství nebo různé díly ponorek.

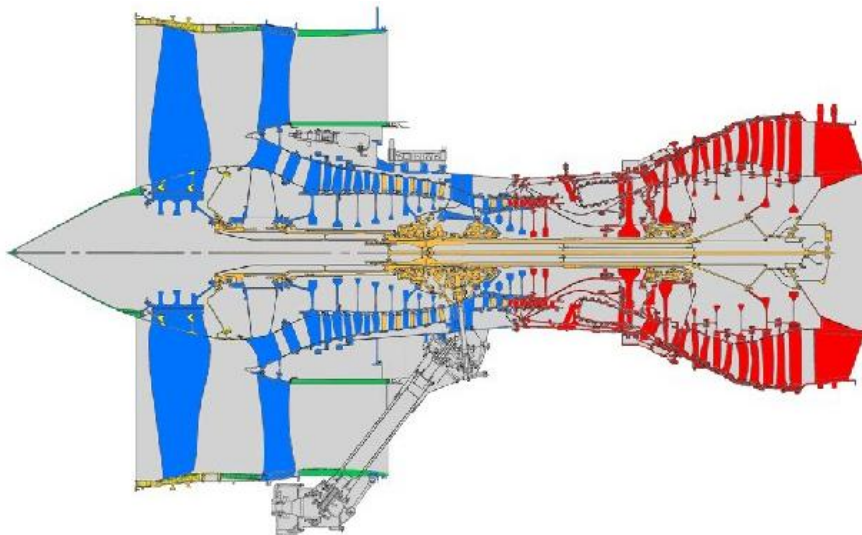
Titan je nemagnetický kov a má dobré tepelné vlastnosti. Jeho koeficient délkové teplotní roztažnosti je o něco nižší než u železa a poloviční než u hliníku. Teplota tavení titanu (1668°C) je vyšší než u železa, ale maximální provozní teploty se pohybují v rozmezí 427°C až 538°C. Titan má vysokou schopnost pasivace a proto je velmi odolný proti působení kyselin. Tento kov je netoxický pro lidské tělo a biologicky kompatibilní s lidskou tkání a kostrou.



Obr. 20. Porovnání pevnosti kovů v závislosti na teplotě [26]

Nejznámější slitinou je Ti-6Al-4V, kterou lze najít v 45 % průmyslových aplikacích titanu. Tato slitina má unikátní kombinaci mechanických vlastností, obrobiteľnosti a komerční dostupnosti. Proto se slitina Ti-6Al-4V stala materiálem, se kterým se porovnávají ostatní slitiny titanu pro specifické aplikace.

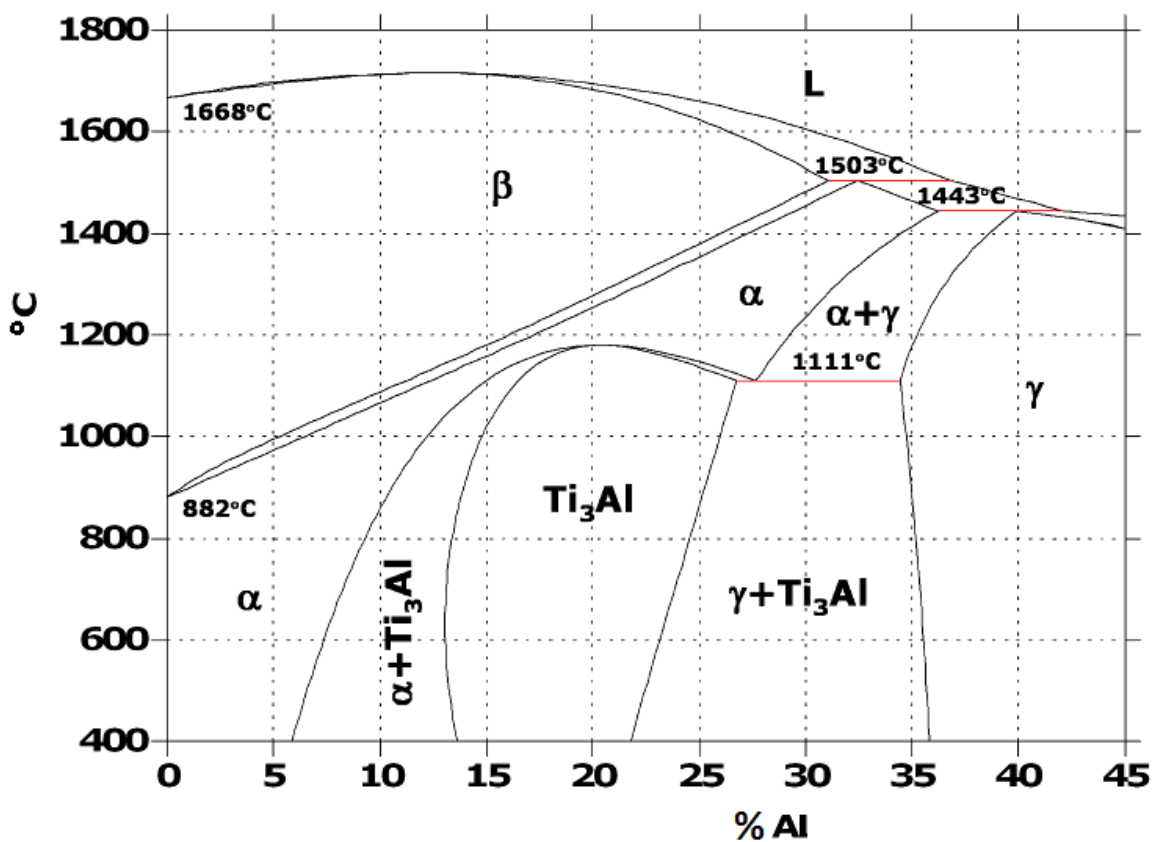
Vysoká cena titanu a jeho slitin limituje jeho použití tam, např. v automobilovém průmyslu [37], kde by mohl nahradit kovy s nižšími výrobními náklady (např. hliník nebo ocel). Relativně vysoká cena je způsobena již vysokým zájmem o materiál v surovém stavu, dále výrobními náklady a náklady na obrábění polotovaru k dosažení požadovaného tvaru. Dalšími technologiemi, kterými lze dosáhnout konečného tvaru součásti, jsou prášková metalurgie, tváření za superplastických podmínek, přesné kování a přesné odlévání. Posledně jmenovaná technologie je jednou z nejpoužívanějších metod pro dosažení výsledného tvaru součásti.



Obr. 21. Materiály použité u proudového motoru Rolls-Royce (modře – titanové slitiny, červeně – niklové superslitiny, oranžově – ocel) [50]

5.1. Titan z hlediska metalurgie

Titan se získává z rutilu nebo ilmenitu. Jelikož se jedná o velmi reaktivní prvek, zejména s kyslíkem, dusíkem a vodíkem (vodík způsobuje pokles vrubové houževnatosti), je jeho výroba složitá. Výchozí sloučeninou je TiO_2 , která se následně redukuje hořčíkem nebo sodíkem na titanovou houbu. Množství příměsí v titanu i jeho slitinách ovlivňuje mechanické vlastnosti. Při tváření dochází k tvorbě textury, kdy anizotropie má za následek až dvojnásobnou pevnost v jednom směru.

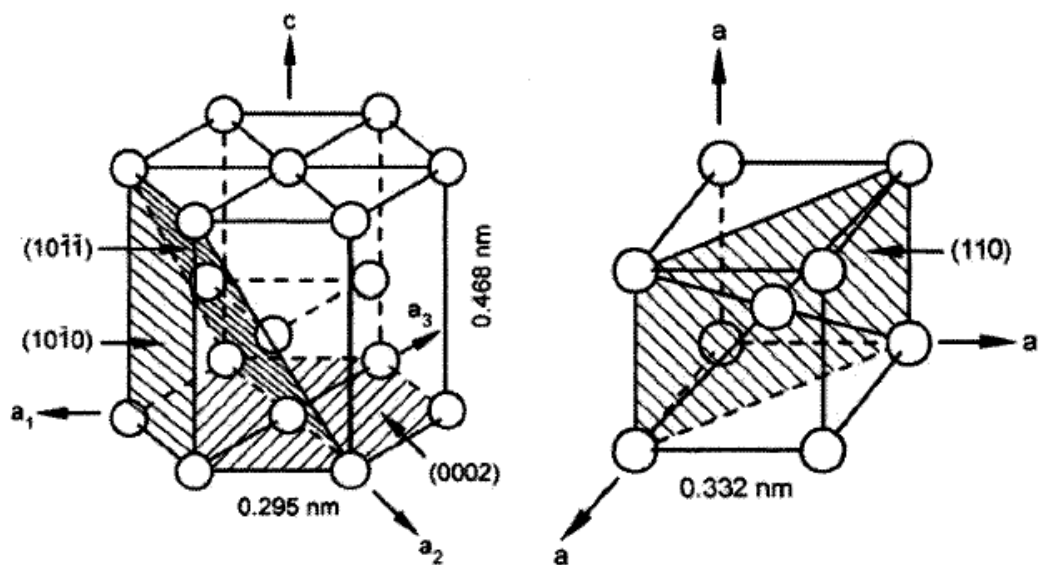


Obr. 22. Fázový diagram Ti – Al [14]

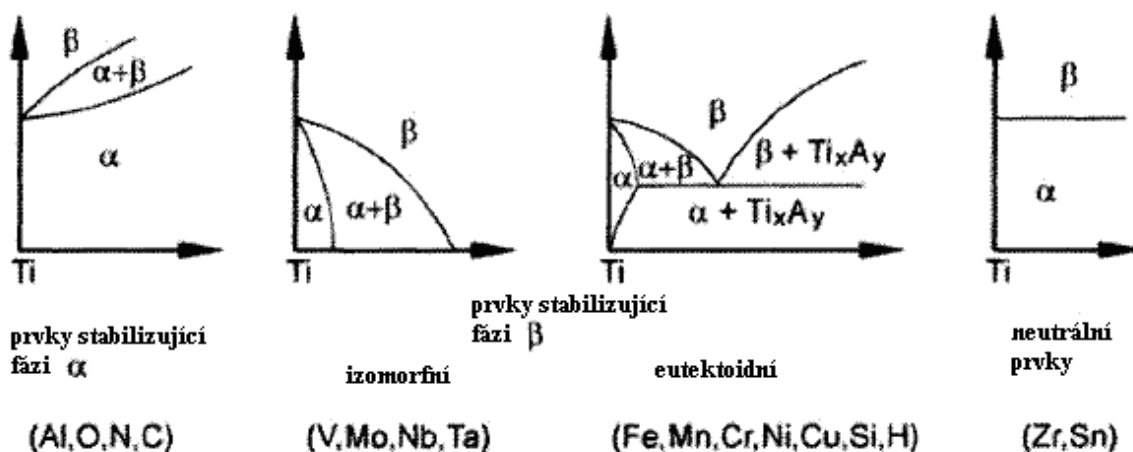
Čistý titan prochází alotropickou přeměnou při teplotě 882°C z hexagonální (α fáze) na kubickou prostorově středěnou mřížku (β fáze). Teplota přeměny je silně ovlivňována intersticiálními prvky – kyslík, dusík a uhlík stabilizují fázi α a zvyšují teplotu přeměny; vodík stabilizuje fázi β a snižuje teplotu přeměny. Hexagonální mřížka má za pokojové teploty následující parametry: $a = 0,295$ nm a $b = 0,468$ nm. Na obr. 23 vlevo jsou roviny nejhustěji obsazené atomy – (0002) tzv. základní rovina, jedna ze třech $\{10\bar{1}0\}$ tzv. prismatických rovin a jedna ze šesti $\{10\bar{1}1\}$ tzv. pyramidálních rovin hexagonální mřížky.

V závislosti na mikrostruktuře rozdělujeme slitiny titanu do následujících základních skupin: α , $\alpha + \beta$ a β . Ve slitině α se vůbec nevyskytuje fáze β . Slitina $\alpha + \beta$ je složena z fáze α a původní nebo transformované fáze β . Slitiny β obsahují β fázi při prvotním zchlazení na pokojovou teplotu, ale při tepelném zpracování se vytvoří precipitáty sekundárních fází.

Vliv na mikrostrukturu mají nejen prvky intersticiální, ale i substituční. Tantal, vanad a niob jsou β izomorfní s kubickou prostorově centrovanou mřížkou titanu a titan s nimi netvoří intermetalické směsi. Eutektoid je tvořen s prvky jako chrom, železo, měď, nikl, paladium, kobalt anebo mangan. Tyto prvky mají nízkou rozpustnost v Ti- α , čímž snižují teplotu přeměny, a obvykle jsou do slitin přidávány s jedním nebo několika izomorfními prvky, aby se stabilizovala fáze β a aby se zabránilo vzniku intermetalických směsí, které se mohou objevit při provozu za zvýšených teplot. Zirkon a cín jsou unikátní tím, že jsou izomorfní jak s fází α , tak s fází β . Hliník výrazně zvyšuje teplotu přechodu a spolu s cínem a zirkoniem jsou běžně používanými přísadami ve slitinách α . Většina běžně používaných titanových slitin obsahuje alespoň jeden z těchto prvků, protože jsou rozpustné v obou fázích a také zlepšují creepové vlastnosti fáze α .



Obr. 23. Hexagonální mřížka fáze α a bcc mřížka fáze β čistého titanu [35]



Obr. 24. Vliv přísadových prvků na fázový diagram titanu [35]

5.2. Slitiny titanu

V současnosti existuje asi 100 slitin titanu, ale využívá se jen několik zásadních. Slitiny s hexagonální mřížkou jsou pevnější, ale hůře zpracovatelné. Práškovou metalurgií lze vyrábět tvarově složité součásti s izotropními mechanickými vlastnostmi.

Existuje několik jakostí (grades) čistého titanu, které se liší v obsahu kyslíku a železa. Jakosti vyššího stupně čistoty (nižší obsah intersticií) mají nižší pevnost, tvrdost a teplotu přeměny. Schopnost vysoké rozpustnosti intersticiálních prvků jako kyslík a dusík činí titan jedinečným, ale také vytváří problém, se kterým se u jiných kovů nesetkáme. Např. ohřev titanu na vysoké teploty v okolní atmosféře má za následek nejen oxidaci, ale i zpevnění tuhého roztoku v povrchové části, které je výsledkem difúze kyslíku a dusíku. Tím je vytvořena povrchová zpevněná vrstva, která snižuje mez únavy a tažnost a která je odstraněna obráběním nebo jinými mechanickými způsoby ještě před uvedením součásti do provozu.

Tabulka 4 obsahuje přehled běžně dostupných slitin i slitin dodávaných na trh v omezeném množství. Ti-6Al-4V je nejčastěji používanou slitinou a tvoří 45 % celkové produkce. Čistý titan tvoří 30 % a ostatní slitiny zbývajících 25 % produkce.

Tabulka 4. Přehled slitin titanu [37], [35]

	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	Max. obsah nečistot [hm. %]					Obsah přísad [hm. %]				
			N	C	H	Fe	O	Al	Sn	Zr	Mo	ostatní
Čistý titan												
ASTM Gr. 1	240	170	0,03	0,10	0,015	0,20	0,18					
ASTM Gr. 2	340	280	0,03	0,10	0,015	0,30	0,25					
ASTM Gr. 3	450	380	0,05	0,10	0,015	0,30	0,35					
ASTM Gr. 4	550	480	0,05	0,10	0,015	0,50	0,40					
ASTM Gr. 7	340	280	0,03	0,10	0,015	0,30	0,25					0,2 Pd
Slitiny α a blízke α												
Ti-0,3Mo-0,8Ni	480	380	0,03	0,10	0,015	0,30	0,25				0,3	0,8 Ni
Ti-5Al-2,5Sn	790	760	0,05	0,08	0,02	0,50	0,20	5	2,5			
Ti-5Al-2,5Sn-ELI	690	620	0,07	0,08	0,0125	0,25	0,12	5	2,5			
Ti-8Al-1Mo-1V	900	830	0,05	0,08	0,015	0,30	0,12	8			1	1V
Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo	900	830	0,05	0,05	0,0125	0,25	0,15	6	2	4	2	
Ti-6Al-2Nb-1Ta-0,8Mo	790	690	0,02	0,03	0,0125	0,12	0,10	6			1	2Nb, 1Ta
Ti-2,25Al-11Sn-5Zr-1Mo	1000	900	0,04	0,04	0,008	0,12	0,17	2,25	11,0	5,0	1,0	0,2Si
Ti-5Al-5Sn-2Zr-2Mo	900	830	0,03	0,05	0,0125	0,15	0,13	5	5	2	2	0,25Si

	R _m [MPa]	R _{p0,2} [MPa]	Max. obsah nečistot [hm. %]					Obsah přísad [hm. %]				
			N	C	H	Fe	O	Al	Sn	Zr	Mo	ostatní
Slitiny $\alpha + \beta$												
Ti-6Al-4V	900	830	0,05	0,10	0,0125	0,30	0,20	6,0				4,0V
Ti-6Al-4V-ELI	830	760	0,05	0,08	0,0125	0,25	0,13	6,0				4,0V
Ti-6Al-6V-2Sn	1030	970	0,04	0,05	0,015	1,00	0,20	6,0	2,0			0,75Cu, 6,0V
Ti-8Mn	860	760	0,05	0,08	0,015	0,50	0,20					8,0Mn
Ti-7Al-4Mo	1030	970	0,05	0,10	0,013	0,30	0,20	7,0			4,0	
Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo	1170	100	0,04	0,04	0,0125	0,15	0,15	6,0	2,0	4,0	6,0	
Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr	1125	1055	0,04	0,05	0,0125	0,30	0,13	5,0	2,0	2,0	4,0	4,0Cr
Ti-6Al-2Sn-2Zr-2Mo-2Cr	1030	970	0,03	0,05	0,0125	0,25	0,14	5,7	2,0	2,0	2,0	2,0Cr, 0,25Si
Ti-10V-2Fe-3Al	1170	1100	0,05	0,05	0,015	2,50	0,16	3,0				10,0V
Ti-3Al-2,5V	620	520	0,015	0,05	0,015	0,30	0,12	3,0				2,5V
Slitiny β												
Ti-13V-11Cr-3Al	1170	1100	0,05	0,05	0,025	0,35	0,17	3,0				11,0Cr, 13,0V
Ti-8Mo-8V-2Fe-3Al	1170	1100	0,05	0,05	0,015	2,5	0,17	3,0			8,0	8,0V
Ti-3Al-8V-6Cr-4Mo-4Zr	900	830	0,03	0,05	0,020	0,25	0,12	3,0		4,0	4,0	6,0Cr, 8,0V
Ti-11,5Mo-6Zr-4,5Sn	690	620	0,05	0,10	0,020	0,35	0,18		4,5	6,0	11,5	

5.2.1. Slitiny α

Tyto slitiny jsou velmi podobné čistému titanu. Jsou charakteristické velkou pevností a je možné je tvářet i za studena. Jsou vhodné pro použití v rozmezí teplot -200 až 550°C.

Slitiny bohaté na fázi α jsou více odolné proti creepu za vysokých teplot než slitiny $\alpha + \beta$ nebo β . Slitiny s velmi nízkým obsahem intersticií (ELI – Extra Low Interstitial) si zachovávají tažnost a houževnatost za velmi nízkých teplot, zejména Ti-5Al-2,5Sn-ELI se používá pro tyto aplikace. Slitiny obsahující hliník, cín nebo zirkonium jsou preferovány při provozu za vysokých i kryogenních teplot.

Na rozdíl od slitin $\alpha + \beta$ a β nemohou být slitiny α zpevněny tepelným zpracováním. Tyto slitiny jsou žíhány za účelem odstranění zbytkových napětí po tváření za studena. K dosažení požadované krystalografické textury a velikosti zrna se využívá termomechanického zpracování, ale nemanipuluje se mikrostrukturou tak jako u slitin $\alpha + \beta$ a β . Slitiny α jsou dobře svařitelné, protože jsou netečné vůči tepelnému zpracování, ale kování je obtížnější, protože rozsah kovacíh teplot je užší než u slitin $\alpha + \beta$ nebo β . Horší tvařitelnost se projevuje větší tendencí k prasklinám uvnitř materiálu nebo povrchovým trhlinám. Aby nevznikaly, musí se materiál redukovat po malých krocích a často ohřívat.

Slitiny α , které obsahují malé množství stabilizátorů β (např. Ti-8Al-1Mo-1V nebo Ti-6Al-2Nb-1Ta-0,8Mo), jsou někdy klasifikovány jako slitiny „super α “ nebo slitiny blízké α . Tyto slitiny obsahují zbytkové množství fáze β , ale chovají se více jako slitiny α než slitiny $\alpha + \beta$. [5]

Mechanické vlastnosti závisí na chemickém složení a na procesu zpracování, který ovlivňuje konečnou velikost zrna a texturu. V porovnání se slitinami $\alpha + \beta$ a β jsou vlastnosti slitin α více závislé na složení. Obecně plechy vykazují průběžnou změnu v mezi kluzu a modulu elasticity mezi podélným a příčným směrem. To je zapříčiněno přítomností textury, která se vždy vyskytuje ve slitinách α .

Možnosti zvýšení pevnosti jednofázových slitin titanu je relativně málo a existují zde i další omezení. Základními mechanismy zpevnění slitin α je tzv. zpevnění v tuhém roztoku intersticiálními (kyslík, uhlík, dusík) nebo substitučními atomy (hliník, cín, zirkon), změnou velikosti zrna, dále pomocí textury a precipitačního vytvrzování α_2 fáze. Přidávání prvků do taveniny a malá velikost zrna omezují mechanismus deformačního dvojčatění a redukují tvařitelnost materiálu.

5.2.2. Slitiny $\alpha + \beta$

Jedná se o nejpoužívanější titanové slitiny. Množství fáze β se pohybuje v rozmezí 5 ÷ 50 %. Do 25 % fáze β se jedná o martenzitické slitiny, při větším obsahu této fáze lze v matici tuto udržet i při ochlazení.

Slitiny $\alpha + \beta$ obsahují jednu nebo více přísad stabilizující fázi α a alespoň jednu přísadu stabilizující fázi β . Tyto slitiny obsahují větší množství fáze β , které závisí na obsahu přísad stabilizující fázi β během tepelného zpracování, než slitiny blízké α . [5]

V těchto slitinách v závislosti na postupu termomechanického zpracování lze získat různé typy mikrostruktur: plně lamelární, plně rovnoosou a tzv. bimodální (duplexní) strukturu obsahující rovnoosou primární fázi α v lamelární matici $\alpha + \beta$.

Slitiny $\alpha + \beta$ mohou být zpevněny tepelným zpracováním a stárnutím. Tepelné zpracování probíhá za vysokých teplot a následuje kalení do vody, oleje nebo jiného vhodného média. Fáze β po tomto tepelném zpracování buď zůstává zachována, nebo se může částečně přeměnit martenzitickou transformací. Mechanizmy přeměny jsou závislé na složení slitiny, teploty tepelného zpracování, rychlosti chlazení a velikosti součásti. Následuje stárnutí materiálu, běžně za teplot 480 ÷ 650°C za účelem precipitace fáze α a vzniku jemné směsi $\alpha + \beta$ ve zbylé nebo transformované fázi β .

Tepelné zpracování a následné vytvrzování mohou zvýšit pevnost těchto slitin o 30 až 50 % nebo i více v závislosti na podmínkách tepelného zpracování. Slitiny s nízkým obsahem stabilizátorů fáze β (např. Ti-6Al-4V) mají horší kalitelnost a musí být chlazeny co největší rychlostí, aby bylo dosaženo výrazného zpevnění. Ti-6Al-4V lze kalit do vody do tloušťky asi 25 mm, při větších tloušťkách nedojde k dostatečnému prokalení. Se zvyšujícím se obsahem stabilizátorů fáze β roste i prokalitelnost – např. Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr lze kalit až do tloušťky 150 mm. U některých slitin se středním obsahem stabilizátoru fáze β může být u větších rozměrů součásti povrch zpevněn, ale jádro bude mít o 10 až 20 % nižší tvrdost a pevnost.

5.2.3. Slitiny β

Slitiny β jsou dobře tvárné a mají vysokou pevnost do 500°C. Jsou poměrně drahé v důsledku obtížné výroby. Vyrábějí se z nich např. pružinové závěsy do automobilů.

Tyto slitiny mají více prvků stabilizujících fázi β než prvků stabilizujících fázi α . Jsou charakteristické vysokou prokalitelností, kdy fáze β zůstává zachována i při ochlazení tenkých součástí na vzduchu a u silnějších součástí při kalení do vody. Slitiny β mají vysokou tvařitelnost a plechy z těchto slitin se mnohem lépe tváří než z vysokopevnostních slitin $\alpha + \beta$. Po tepelném zpracování slitiny β stárnou při 450 ÷ 650°C, kdy část fáze β transformuje na fázi α , která vytváří jemné disperzní částice, a tím může být dosaženo pevnosti stejné nebo vyšší než u vystárnuté slitiny $\alpha + \beta$. Mezi nevýhody slitin β v porovnání se slitinami $\alpha + \beta$ patří vyšší hustota, nižší creepová pevnost a nižší tažnost u vystárnutého materiálu. Ačkoliv vrubová houževnatost je obecně u vystárnutých slitin β vyšší než u vystárnutých $\alpha + \beta$ o stejné mezi kluzu.

Slitiny se 100% fáze β mají dobrou kujnost a houževnatost, relativně nízkou pevnost a vynikající tvařitelnost. V tepelně zpracovaných slitinách se začíná precipitovat fáze α již při mírně zvýšených teplotách, a proto jsou nevhodné pro provoz za zvýšených teplot, pokud dříve nebyly stabilizovány přestárnutím.

Slitiny fáze β , navzdory svému názvu, jsou metastabilní, protože při tváření za studena nebo při zahřátí na vyšší teplotu může způsobit částečnou transformaci na fázi α . Hlavní výhody slitin β jsou vysoká prokalitelnost a vynikající tvařitelnost i za studena.

5.2.4. Slitina Ti-6Al-4V [50]

Slitina Ti-6Al-4V je známa jako „tahoun“ titanového průmyslu, neboť její výroba dosahuje až 50 % z celkové produkce titanových slitin. Jedná se o slitinu $\alpha+\beta$, u které lze dosáhnout mírného zvýšení pevnosti tepelným zpracováním. Ti-6Al-4V je doporučena pro provozní teploty do 350°C a nabízí kombinaci vysoké pevnosti, nízké hmotnosti, tvařitelnosti a korozní odolnosti.

Vlastnosti a použití

Tento materiál lze využívat v jakékoliv aplikaci, kde se vyžaduje kombinace vysoké pevnosti i při nižších teplotách, nízké hmotnosti a to včetně vynikající odolnosti proti korozi. Z tohoto důvodu se nejčastěji používá u proudových motorů a konstrukčních prvků letadel, výkonných dílů v automobilovém průmyslu, lékařství, námořním i chemickém průmyslu.

Tabulka 5. Typické fyzikální a mechanické vlastnosti žíhané slitiny Ti-6Al-4V za pokojové teploty

Hustota	4,43 g / cm ³
Teplota přeměny $\alpha \leftrightarrow \beta$	982 – 1010°C
Likvidus	1636 – 1674°C
Solidus	1593 – 1616°C
Mez pevnosti	1380 – 2070 MPa
Mez pružnosti	825 – 895 MPa
Smyková pevnost	480 – 690 MPa
Modul pružnosti	114 GPa
Poissonovo číslo	0,33
Další vlastnosti, jako únavová pevnost, jsou velmi závislé na mikrostruktuře, a proto zde nejsou uvedeny.	

Korozní odolnost

Vynikající odolnost proti korozi je dána vytvořením stabilního a přilnavého zoxidovaného filmu na povrchu, který se vytváří spontánně a okamžitě po vystavení působení kyslíku ve vzduchu nebo i vodě. Ti-6Al-4V je velmi odolná proti korozi i v dalších prostředích, jako je např. mořská voda, kyseliny s oxidačním účinkem, zásady nebo raketové palivo. Existují však i podmínky, za kterých je tato slitina náchylná ke korozi. Jedná se o prostředí kyselin s redukčním účinkem nebo plynný chlór. V prostředí s chloridy nebo halogenovými ionty dochází ke koroznímu praskání a vzniku šterbinové koroze. Materiál je taktéž velmi náchylný k vodíkové křehkosti. Plynný vodík difunduje do materiálu a vytváří zde křehké hydridy. Proto je důležité minimalizovat působení vodíku během zpracování, zejména během tepelných úprav a moření. Maximální limit obsahu vodíku se udává 150 ppm.

Tabulka 6. Odolnost slitiny proti vybraným korozním prostředím

Látka	Odolnost
kyselina sírová	dobrá
hydroxid sodný	dobrá
mořská voda	vynikající
solná emulze	vynikající
vlhkost	vynikající

Tepelné zpracování

U této slitiny se nejčastěji provádí tepelné zpracování žíháním nebo rozpouštěcím žíháním. Následuje-li kalení, dochází k maximalizaci vzniku martenzitické fáze α' , která pro změnu maximalizuje odezvu na stárnutí. K dalším typům zpracování patří např. žíhání ke snížení pnutí u svařenců. Stejně jako všechny titanové slitiny má i tato vysokou afinitu k plynům (kyslík, dusík, vodík). Absorpce kyslíku má za následek tvorbu velmi tvrdé a křehké fáze, která vzniká na povrchu během tepelného zpracování. Z tohoto důvodu se konečné tepelné zpracování provádí ve vakuu nebo v ochranné atmosféře složené z inertních plynů. Žíhání ve vakuu taktéž snižuje obsah kyslíku v materiálu.

Tváření

Ti-6Al-4V lze velmi dobře tvářet za tepla a to válcováním, kováním nebo lisováním. Standardně se zpracování provádí v oblasti $\alpha+\beta$ za teplot 870 až 980°C. Během těchto teplot může vznikat alfatizovaná vrstva, která musí být následně odstraněna. Lisování za tepla probíhá za teploty 650°C. Superplastické tváření probíhá za teploty 850°C. Nejčastěji se takto vyrábějí letecké díly, zdravotnické potřeby nebo spojovací materiál.

Tváření za studena je obtížnější, přesto lze tuto slitinu táhnout nebo protlačovat. Vzhledem k nízké hodnotě modulu pružnosti dochází k velkému odpružení. Tvářením za studena se vyrábějí držáky a klipy.

Obrábění

Obrábění není o moc těžší než obrábění korozivzdorných ocelí. Dále uvedené charakteristiky odlišují tuto slitinu od ostatních konstrukčních materiálů. Nízká tepelná vodivost způsobuje koncentraci tepla v místě řezu a na čele nástroje. Nízký modul pružnosti má za následek to, že materiál má snahu „uhýbat“ pod tlakem nástroje, obzvláště pak při dokončovacích operacích s malou hloubkou řezu. Bezvadné obrábění je možné za předpokladu použití správně naostřeného nástroje.

Svařování

Při svařování je nutné zabránit přístupu kyslíku do místa svaru, který způsobuje zkřehnutí. Nejčastěji se svařování provádí technologií WIG. Technologie MIG se používá pro svařování silnějších dílů. Tuto slitinu lze taktéž svařovat elektronovým paprskem, laserem, bodovým svařováním nebo plazmou.

6. POČÍTAČOVÁ SIMULACE V TECHNOLOGII TVÁŘENÍ

Většina simulačních programů využívá metodu konečných prvků, při které je spojitá oblast rozšiřována do množiny samostatných podoblastí. Existuje nepřeberné množství typů prvků s různým počtem stupňů volnosti, které jsou vhodné pro modelování různých tvářecích operací. Běžné simulační programy pro tváření nejsou vhodné k simulování dynamického zatížení, protože uvažují kvazistatické podmínky a nejsou schopny zpracovat i vliv setrvačných sil.

6.1. Metoda konečných prvků (MKP)

Jedná se o numerickou metodu pro nalezení přibližného řešení parciálních diferenciálních nebo integrálních rovnic. MKP vychází z principu mechaniky kontinua, která zkoumá látku bez ohledu na její diskrétní strukturu. Modelování těles tímto způsobem ignoruje skutečnost, že jsou složena z atomů, ale předpokládá geometrický bod spojitě vyplněný látkou o určitých vlastnostech. Z hlediska fyzikálního tedy danému geometrickému bodu přiřadíme vhodnou průměrnou hodnotu, která charakterizuje rozložení dané veličiny v okolí zvoleného bodu. K odvození diferenciálních rovnic popisujících chování těchto bodů jsou využity základní fyzikální zákony. Mechanika kontinua se tedy zabývá fyzikálními vlastnostmi pevných látek nebo kapalin, které jsou nezávislé na konkrétním souřadnicovém systému a které jsou vyjádřeny pomocí tenzorů.

MKP je založena na variačním počtu, kdy se hledá extrém určitého funkcionálu (zobrazení z množiny funkcí do množiny čísel), jehož příkladem je určitý integrál funkce. Příslušným energetickým funkcionálem v deformačně napěťové analýze je celková potenciální energie tělesa. Variační metody matematiky pak umožňují najít minimum funkcionálu, tedy nalézt takový tvar, v němž bude při daných okrajových podmínkách funkcionál nejmenší a který se proto ve skutečnosti jako jediný realizuje. [11] U MKP jako numerické metody pak jednoznačně převládá variační formulace a deformační přístup - hovoříme o deformační variantě MKP, kde primární neznámé jsou funkce posuvů. [43]

Analýza pomocí MKP vyžaduje rozdělení řešené oblasti na konečný počet podoblastí - prvků - které ji spojitě a jednoznačně vyplňují. Pro každý typ prvku je kromě dimenze a tvaru charakteristický počet a poloha jeho uzlů. To jsou body, v nichž hledáme neznámé parametry řešení. Hustota a topologie sítě ovlivňuje kvalitu výsledku a potřebné kapacity řešení.

Síť se může skládat z prvků různé velikosti i tvaru. Prvky se mohou lišit i v interpolační funkci - izoparametrické prvky tvoří většinu prakticky používaných prvků, kdy polynomem stejného řádu popíšeme geometrii prvku i základní neznámé veličiny. U mnoha komplikovanějších izoparametrických prvků (na rozdíl od nejjednodušších prvků, jako je lineární trojúhelník nebo čtyřstěn) není možné analyticky integrovat prvkové matice tuhosti případně matice zatížení. Je nutno postupovat numericky, přičemž se prakticky výhradně používá Gaussovy integrace. Pokud k popisu geometrie použijeme polynom nižšího řádu, pak hovoříme o prvku subparametrickém. [4]

6.2. Simulační programy

Simulační program můžeme rozdělit do skupin podle typu tváření:

- ❖ Programy pro objemové tváření (Marc, Forge, Adams, Form 2D, ANSYS, Abaqus, LS DYNA).
- ❖ Programy pro plošné tváření využívající skořepinové prvky, kdy napětí a deformace jsou primárně v rovině plechu (Autoform, LS DYNA, Pam Stamp).

Další vývoj a rozvoj simulačních programů spočívá v implementaci i do programů CAD / CAM. Pro potřeby technické praxe je tedy možné řešit tyto úlohy:

- ❖ Napětově deformační analýzu při statickém, cyklickém i dynamickém zatěžování, včetně nejrůznějších nelineárních úloh.
- ❖ Vlastní i vynucené kmitání soustav s tlumením i bez tlumení.
- ❖ Kontaktní úlohy pružnosti (rozložení stykového tlaku).
- ❖ Problémy stability (ztráta tvarové stability konstrukcí).
- ❖ Analýzu stacionárního i nestacionárního vedení tepla a určení teplotní napjatosti (včetně zbytkové).

V této práci se budu dále věnovat programu LS DYNA, který je spolu s Pam-Crash jedním z nejpoužívanějších v oblasti simulace dynamického tváření. V této souvislosti je vhodné objasnit i algoritmus sestavování pohybové rovnice s metodou jejího následného řešení, který se vztahuje ke způsobu časové integrace této rovnice.

6.2.1. *Implicitní algoritmus [43]*

Uvažujeme řešení nestacionárního dynamického problému bez tlumení, popsaného pohybovou rovnicí (44).

$$M \cdot \ddot{U} + K \cdot U = F(t) \quad (44)$$

Kromě matic hmotnosti M a tuhosti K je v mnoha případech nutno do pohybové rovnice zahrnout i vliv tlumení prostřednictvím matice C . Základní rovnice v dynamickém případě má potom tvar (45).

$$M \cdot \ddot{U} + C \cdot \dot{U} + K \cdot U = F(t) \quad (45)$$

Na rozdíl od matic K , M , které jsou odvozeny od dobře známých a snadno měřitelných materiálových vlastností (modul pružnosti, Poissonovo číslo, hustota), je vyjádření matice tlumení jednoduchým a přitom spolehlivým způsobem z elementárních fyzikálních veličin, popisujících výše uvedené vlivy, je prakticky nemožné. Nejčastěji se proto matice tlumení formuluje jako proporcionálně úměrná dvěma zbývajícím maticím.

Za předpokladu, že známe řešení v časových okamžicích $t_0, t_1, t_2, \dots, t_n$ a úkolem je určení všech neznámých veličin v časovém okamžiku t_{n+1} , lze pomocí metody dopředných diferencí vyjádřit posuvy v čase t_{n+1} řešením soustavy (46).

$$\hat{K} \cdot U_{n+1} = \hat{F} \quad (46)$$

V praxi se častěji používá například Newmarkova metoda, avšak podstatné rysy implicitního algoritmu zůstávají zachovány:

- ❖ Posuvy v čase t_{n+1} získáme z pohybové rovnice v tomtéž časovém okamžiku (proto název implicitní).
- ❖ Při zanedbatelných setrvačných silách lze zanedbat matici hmotnosti a problém přejde v řešení statické úlohy. Proto se někdy hovoří o implicitním řešení i v souvislosti se statickou úlohou.
- ❖ Při řešení každého časového kroku je třeba opakovaně řešit soustavu (46), včetně časově náročné triangularizace dynamické matice tuhosti.
- ❖ Implicitní algoritmus je nepodmíněně stabilní, tj. řešení je stabilní bez ohledu na volbu délky časového kroku. Při nevhodné délce může být výsledek nepřesný z hlediska

požadavků na soulad mezi chováním výpočtového modelu a skutečného mechanického systému.

V důsledku posledních dvou vlastností je při použití implicitního algoritmu snahou aplikovat co nejdelší časové kroky. Velké kroky pak vyžadují použití tenzorů velkých deformací při popisu kinematiky pohybu a vedou na nutnost uskutečnit v rámci jednotlivých kroků iterace. To je zpravidla uskutečňováno přírůstkově-iteračním algoritmem modifikované Newtonovy-Raphsonovy metody.

6.2.2. Explicitní algoritmus [43]

Podobně jako v předchozí kapitole je cílem řešení pohybové rovnice (44), k aproximaci zrychlení lze použít metodu centrálních diferencí a po úpravách získáme rovnici pro posuvy v čase t_{n+1} :

$$(M/\Delta t^2)U_{n+1} = F_n - K \cdot U_n + M(2U_n - U_{n-1})/\Delta t^2 \quad (47)$$

Základní charakteristické rysy explicitního algoritmu uvádím ve stejném pořadí jako v předchozí kapitole:

- ❖ Posuvy v čase t_{n+1} získáváme z pohybové rovnice (48), psané pro předchozí časový okamžik t_n (proto název explicitní).

$$M \cdot \ddot{U}_n + K \cdot U_n = F_n \quad (48)$$

- ❖ Při zanedbání matice hmotnosti se algoritmus stane nepoužitelný. Nelze tedy přímo řešit statické úlohy.
- ❖ Zásadní výhoda explicitní formulace se projeví při použití diagonální matice hmotnosti M . V takovém případě se totiž soustava (47) rozpadne na samostatné nezávislé rovnice. Z každé z nich lze přímo vyjádřit neznámou už na úrovni prvků bez nutnosti sestavování a následné triangularizace globálních matic tuhosti a hmotnosti. Jeden časový krok explicitního algoritmu je tak o několik řádů rychlejší, než odpovídající krok implicitního řešení. Navíc při zvyšování velikosti úloh narůstá počet operací explicitního řešiče pouze lineárně s počtem neznámých, zatímco u implicitního se navíc projevuje kvadratická závislost na šířce pásu/fronty matice soustavy (46).
- ❖ Podstatným omezením explicitní formulace je naopak podmíněná stabilita algoritmu. Stabilní výsledky dostaneme pouze při dodržení dostatečně malé délky časového kroku:

$$\Delta t < \Delta t_{kr} , \quad (49)$$

kde kritická délka časového kroku Δt_{kr} závisí na hustotě sítě a rychlosti šíření zvuku prostředím (C_0).

$$\Delta t_{kr} = L/C_0 , \quad (50)$$

kde L je charakteristický rozměr nejmenšího prvku sítě. Kritický časový krok lze tedy interpretovat jako dobu průchodu napěťové vlny nejmenším prvkem sítě. Při typických rozměrech prvků v běžných analýzách a rychlosti šíření napěťových vln vychází často délka časového kroku velmi malá (řádově 10^{-5} ÷ 10^{-7} s). To je 100 až 1000x méně než obvyklý časový krok implicitního algoritmu. Při použití explicitního algoritmu je tedy analyzovaný časový interval rozdělen na mnohem více krátkých časových kroků, jejichž řešení je ale mnohem rychlejší než v implicitním případě. Vzhledem k malé délce kroku odpadají iterace uvnitř kroku a rovněž popis kinematiky pohybu při velkých deformacích je jednodušší.

6.2.3. Srovnání vlastností implicitního a explicitního algoritmu

Ze srovnání vlastností obou algoritmů vyplývá vhodnost explicitního algoritmu v případech analýzy velmi rychlých dějů a na topologicky složitých prostorových sítích. Ne náhodou jsou nejdůležitější aplikace explicitních konečných prvků v oblasti výpočtové simulace bariérových zkoušek automobilů, dynamické únosnosti leteckých konstrukcí, důsledků explozí či průstřelů ocelových konstrukcí a podobných dějů. Prakticky vždy jsou tyto procesy spojeny s velkými materiálovými i geometrickými nelinearitami. Základní srovnání charakteristik obou algoritmů uvádí tabulka 7.

Tabulka 7. Vlastnosti implicitního a explicitního algoritmu [43]

	Explicitní	Implicitní
Třída problémů	Rychlé dynamické přechodové děje s výrazně nelineárním chováním typu borcení skořepin, rázové zatížení, velké prostorové úlohy s komplikovanou topologií sítě	Statické a „pomalejší“ dynamické úlohy s mírnějšími nelinearitami typu plasticity, rovinné a topologicky jednoduché prostorové sítě
Charakter softwaru	Jednoduchý kód, vše ve vnitřní paměti	Komplikovanější programy, komunikace s vnější pamětí
Inverze matic	Ne	Ano
Rovnovážné iterace v rámci kroku	Ne	Ano
Popis kinematiky	Malé rotace	Velké rotace
Požadavky na paměť	Malé	Velké

Mezi nejvýznamnějšími programy, vyvinutými výlučně na uvedené bázi explicitního algoritmu, je třeba jmenovat programy LS-DYNA a Pam-Crash. Kromě toho se možnost explicitního řešení stále častěji objevuje jako volitelná varianta i ve velkých komerčních systémech, tradičně budovaných na implicitním algoritmu. V každém případě může pro některé třídy úloh přechod z implicitní na explicitní řešení znamenat velmi významné, dokonce řádové urychlení výpočtu. K urychlení směřují vedle již vyjmenovaných příčin i další opatření explicitních algoritmů, jako je speciálně ošetřená redukováná integrace prvkových matic. Použití jednobodové integrace u prostorových masivních prvků, vede k osminásobnému urychlení procesu sestavování prvkových matic, což opět výrazně zkrátí dobu řešení jednoho časového kroku.

6.2.4. Pam-Crash a Pam-Shock

Pam-Crash skupiny ESI je program pro numerické simulace vysoce nelineárních dynamických dějů s krátkým trváním problému kontakt – dopad. Počáteční podmínky vyplývajících z výrobních procesů, jako je lisování nebo odlévání, mohou být brány v úvahu pro simulaci co nejrealističtějšího chování – program tedy lze integrovat s ostatním softwarem z rodiny Pam (Stamp, ProCast, Tube aj.). Tento program využívá např. Škoda při navrhování karoserie pro model Roomster [41]. Vstupní podmínky a materiálové parametry mohou být specifikovány v grafickém prostředí preprocesoru Pam-Generis. Výsledky simulací lze znázornit grafickým zpracováním vybraných mechanických veličin (napětí, deformace, poškození) ve zvolených časových krocích pomocí postprocesoru Pam-View.

Efektivnost kódu Pam-Crash byla prokázána na velkém množství platform, kdy ověření výsledků koncovými uživateli (BMW, Audi) proběhlo na modelech v relevantním měřítku. Především výsledky poukazují na zásadní roli algoritmu řešícího problém kontakt – dopad,

který ovlivňuje konečné řešení. Z tohoto důvodu probíhá neustálý vývoj uvedených algoritmů. [13]

Pam-Shock je program využívající nelineárních prvků pro řešení rázového zatížení, zejména pak dopadů za vysoké rychlosti. Program je určen pro numerickou simulaci nárazu těles, případně i jejich průniku při respektování lineárního i nelineárního popisu materiálových vlastností. Největší uplatnění nalézá v leteckém, kosmickém a zbrojním průmyslu při návrhu složitých těles s ohledem na spolehlivost a bezpečnost při rychlých dynamických namáháních. Pomocí systému Pam-Shock lze provádět fyzikálně podložené realistické numerické simulace (např. nouzová přistání letadel, helikoptér a kosmických objektů, odolnost rotorů, křidel a turbin proti nárazům létajících ptáků ad.) [54]

6.2.5. ANSYS a LS-DYNA

ANSYS je obecně nelineární, multifyzikální program zahrnující strukturální a termodynamickou analýzu, analýzu proudění kontinua, analýzu elektrostatických a elektromagnetických polí a akustické analýzy. Veškeré zmíněné analýzy lze jednoduše provádět jednotlivě, ale díky multifyzikálnímu pojetí tohoto programu lze také zahrnout do jediné, společné analýzy. ANSYS umožňuje nejen kontrolní výpočty, ale díky parametrizovaným výpočtovým modelům i citlivostní a optimalizační analýzy a rovněž výpočty spolehlivosti.

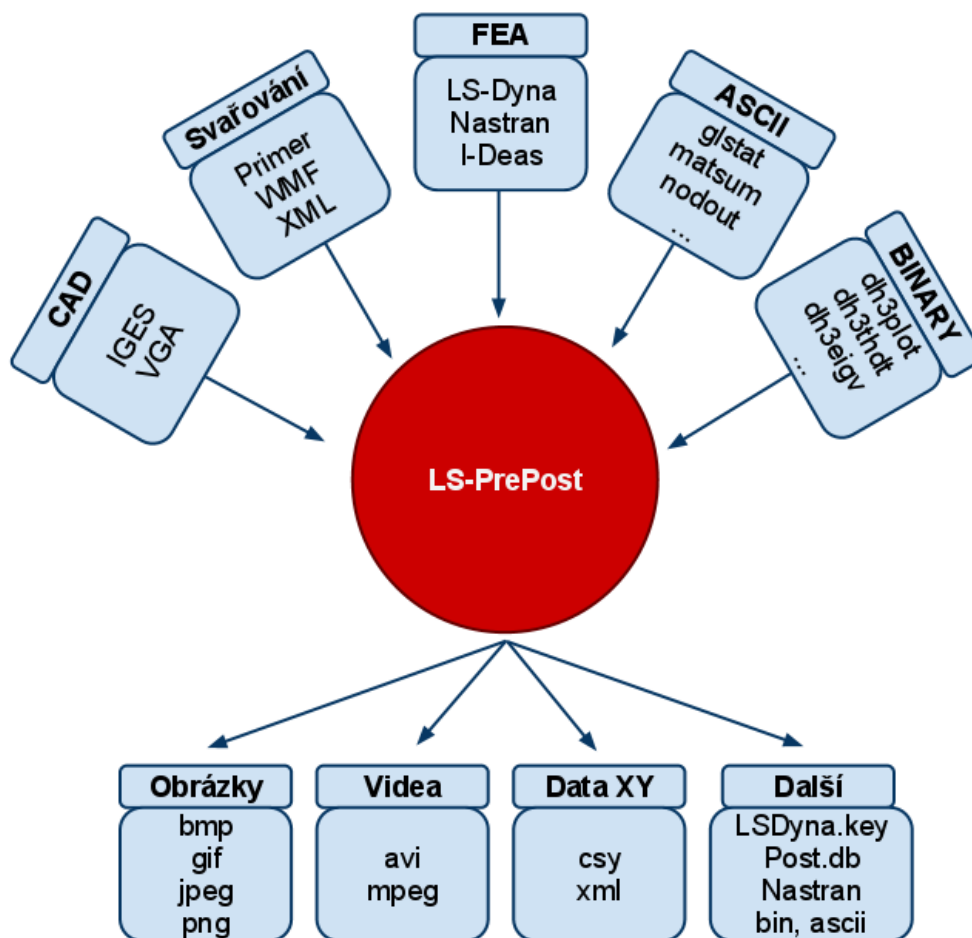
ANSYS patří od počátku své existence (již přes 40 let na trhu) ke špičkovým inženýrským systémům využívajících metodu konečných prvků. Od začátku je to průkopník multifyzikálních analýz s vedoucí pozicí v klasických oborech, jakými jsou strojírenství, automobilová a dopravní technika, energetika a také stavební aplikace s procesním inženýrstvím. Tento software lze s velkou výhodou používat i v dalších (úzce specializovaných) oborech, jako je např. mikroelektronika nebo biomechanika. [49]

LS-DYNA je multifunkční explicitní a implicitní simulační program, určený pro analýzy silně nelineárních fyzikálních dějů spojených s velkými deformacemi, které probíhají v krátkém časovém úseku – příkladem může být problematika simulací crash zkoušek v automobilové technice. LS-DYNA nabízí řadu algoritmů, které umožňují její užití na celou řadu aplikací. Pro program jsou charakteristické plně automatická generace kontaktů, více než 130 materiálových modelů, plná šíře aplikovaných elementů, speciální modely pro automobilovou techniku (airbag, dummy, pásy) nebo algoritmy pro simulaci tvářecích procesů (adaptive mesh).

Oproti jiným programům je algoritmus explicitní časové integrace méně citlivý na přesnost kroku výpočtu. U tohoto typu algoritmu jsou v každém uzlovém bodě sčítány vnitřní a vnější síly a zrychlení se pak vypočte podělením hmotnosti prvku. Maximální velikost časového kroku je určena Courantovou podmínkou. Explicitní algoritmus přináší úspory paměťových a diskových prostředků. Na druhou stranu u implicitních algoritmů je počet kroků 100 až 1000 krát menší. [33]

Díky výše uvedeným vlastnostem programu je možné používat LS-DYNA pro velmi široké spektrum silně nelineárních problémů, které leží na hranici nebo mimo řešitelnou oblast klasických FEM programů. Nejznámější a typickou aplikací jsou crash simulace, analyticky ověřující podmínky bariérových zkoušek dopravní techniky, osobními automobily počínaje, přes nákladní a těžká vozidla, autobusy, lodě, až po letadla a kosmickou techniku. Dalšími aplikacemi jsou simulace tvářecích procesů (jak za studena, tak za tepla), simulace pro vojenské aplikace (například průstřel nebo dopad) nebo „drop-test“ pro simulaci pádových zkoušek výrobků (např. spotřební techniky).

Pro zadávání vstupních dat i pro zobrazení dosažených výsledků je velmi často využíván program LS-PrePost. V pre-processingu lze využít podpory klíčových slov LS-DYNA, možnost vkládání geometrie z CAD programů, meshovací nástroje ad. Post-processor vykresluje např. tvarové a napěťové charakteristiky do různých typů souborů. Možnosti tohoto programu jsou znázorněny na následujícím obrázku.



Obr. 25. Možnosti programu LS-PrePost [34]

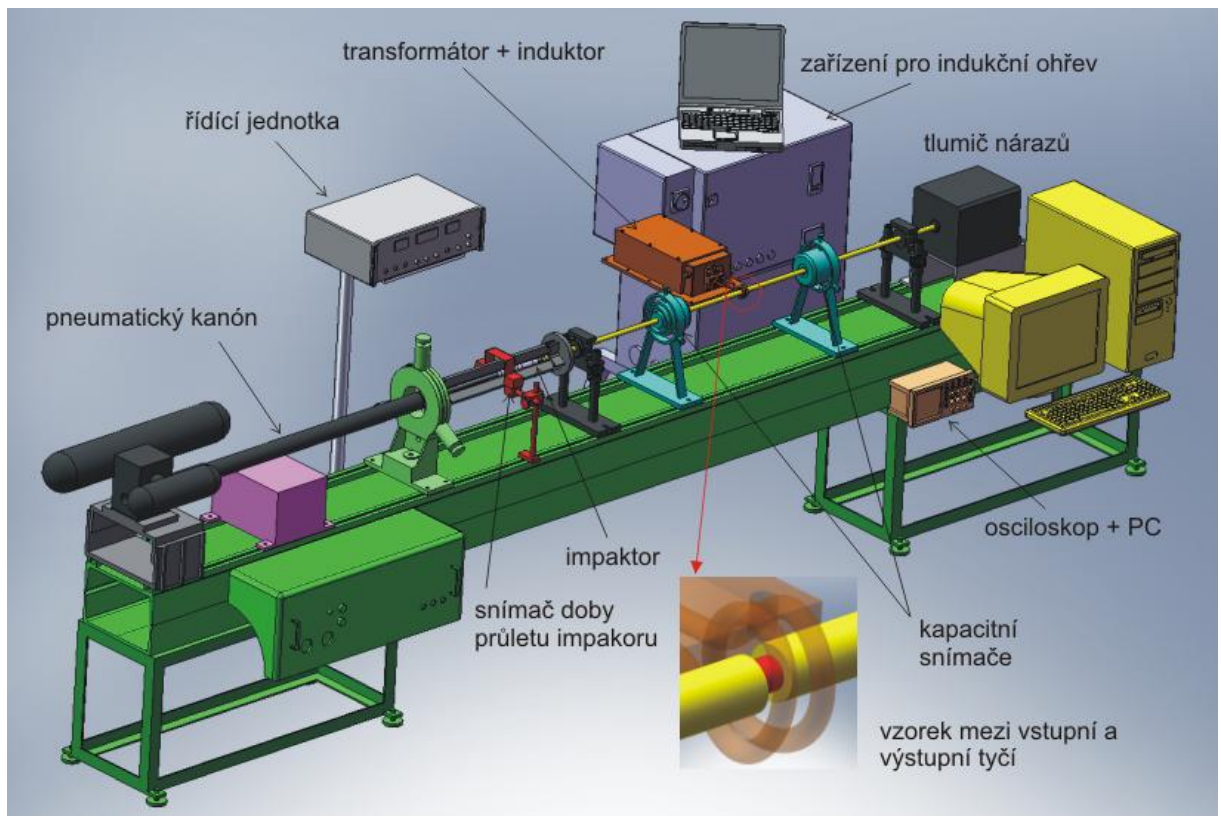
7. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

V rámci zadání disertační práce jsem se zaměřil na zjištění materiálových vlastností slitiny Ti-6Al-4V za podmínek dynamického zatěžování. Experimenty byly realizovány na zařízení pro Taylorův test a na zařízení pro Hopkinsonův test a to i za zvýšených teplot.

7.1. Ověření experimentálních zařízení a jejich vylepšení

7.1.1. Testování vzorků za zvýšených teplot [1]

Ve spolupráci s VZLÚ Praha, a.s. byla vyvinuta metodika testování vzorků za zvýšených teplot pro Hopkinsonův test, která byla úspěšně aplikována při zjišťování dynamického mechanického chování hliníkových slitin pro frikční svařování. [7] Vzorky byly ohřívány pomocí vysokofrekvenčního transformátoru s induktorem, který včetně termoregulátoru Eurotherm 3508 byl zapůjčen touto firmou. Celý proces byl řízen a zaznamenávám pomocí programu I TOOLS. Uspořádání Hopkinsonova zařízení při použití induktoru je na obr. 26.

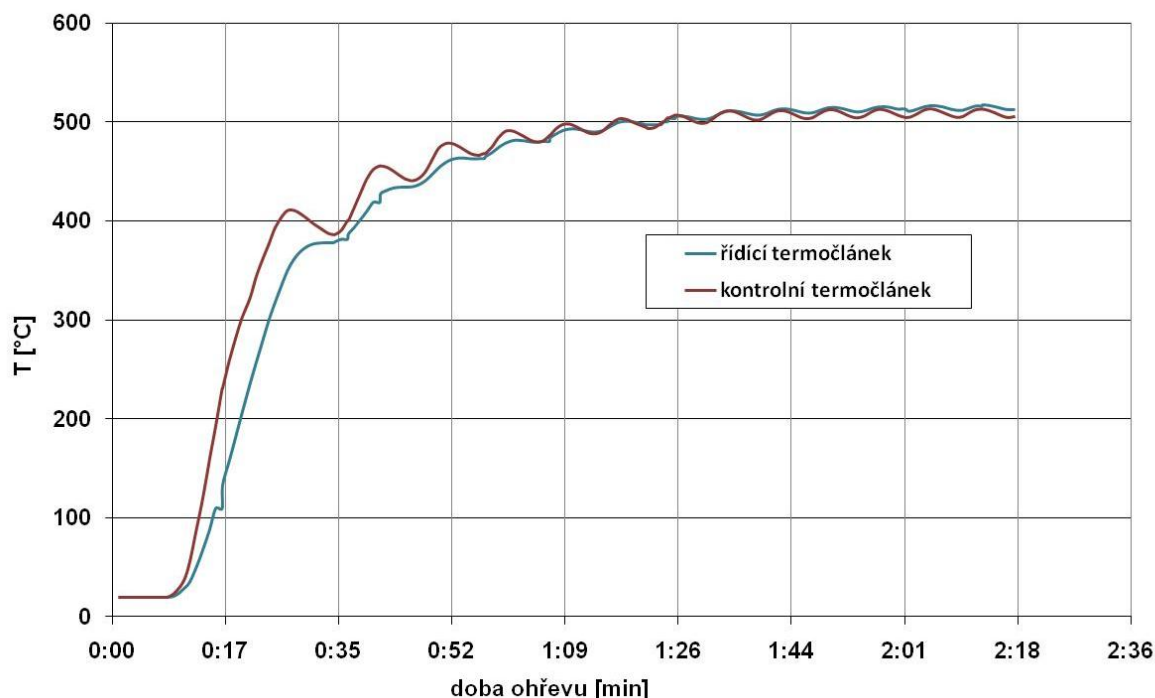


Obr. 26. Ohřev vzorků pro Hopkinsonův test pomocí induktoru

Teplota vzorku byla snímána pomocí řídicího termočlánku přilepeného k povrchu vzorku vysokoteplotním tmelem. K zamezení tepelného ovlivnění kapacitních snímačů byly konce měrných tyčí ochlazovány vodní sprchou. Z důvodu nebezpečí popuštění měrných tyčí teplota ohřevu nepřesáhla 500°C. Čela vzorku byla namazána pastou z hexagonálního nitridu bóru, který zlepšuje kontakt mezi čelem tyče a čelem vzorku a přispívá k lepšímu přenosu napěťového pulzu.

Příklad závislosti teploty na čase při ohřevu na teplotu 500°C je na obr. 27. Po dosažení zkušební teploty byl vždy vzorek po dobu jedné minuty na této teplotě podržen, aby došlo k vyrovnání teplot mezi povrchem a středem vzorku. Na válcovou plochu vstupní tyče byl

nalepen kontrolní termočlánek a to co nejlíže na rozhraní čela tyče a vzorku. Pomocí něho byla sledována teplota nejvíce tepelně namáhané oblasti tyče. Pokud v průběhu ohřevu docházelo k výrazné odchylce teplot sledované pomocí termočláneků (cca o 100°C), bylo nutné provést opětovné přilepení toho termočlánek, který ukazoval teplotu nižší. Uvedený problém se vyskytl vždy, pokud termočlánek nebyl v přímém styku s měřeným povrchem. V důsledku dynamických rázů docházelo často k odlepení kontrolního termočlánek na tyči.



Obr. 27. Časový průběh ohřevu vzorku Ti 12

7.1.2. Optimalizace parametrů Hopkinsonova testu [22]

V této kapitole jsou zmíněny další faktory, které významnou měrou ovlivňují opakovatelnost a reprodukovatelnost výsledků Hopkinsonova testu. Jedná se např. o mechanickou impedanci tyčí, superpozici napěťových signálů, disperzi signálu aj.

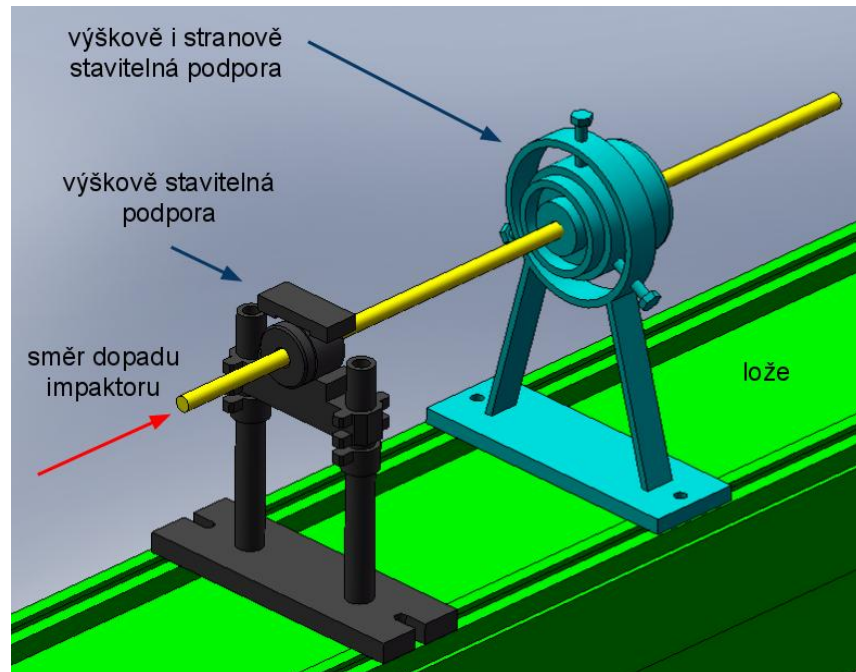
Mechanická impedance tyčí je definována jako poměr rázové síly k rychlosti pohybu (51), takže součin je pro daný materiál tyče konstantní. Stejná mechanická impedance tyčí a impaktoru je nejvhodnější.

$$z = \frac{F}{v} = S_0 \cdot \rho \cdot C_0 \text{ [MPa} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-1}] \quad (51)$$

Napěťový pulz je složen z velkého množství složek o různé frekvenci. Tyto složky se v tyčích šíří nestejnou rychlostí (čím vyšší frekvence, tím pomalejší postup) a dochází ke vzniku disperze signálu. Vedle mechanické impedance tyčí je disperze zaznamenaných pulzů ovlivněna elektrickými šumy a rozkmitáním soustavy tyčí, proto je nutná korekce disperzí vhodnou matematickou filtrací. Velikost disperze v tyčích ovlivňuje i hodnota Poissonova čísla. Tyče s nízkou hodnotou Poissonova čísla vytváří malou disperzi signálu. Nejnižší hodnotu mají beryllium (0,05) a diamant (0,07). Tyto materiály však buď nelze zpracovat do formy tyčí, nebo jsou jedovaté a velmi křehké. [16], [22], [30]

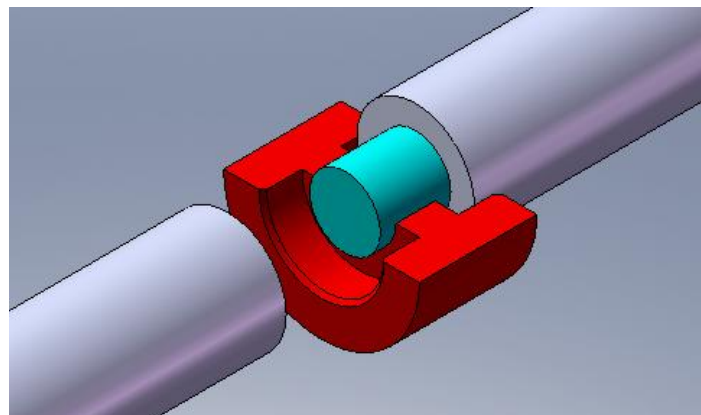
Zásadní vliv na tvar pulzů má přesnost výroby zkušebních tyčí (rovnoběžnost a kolmost čel zkušebních tyčí k jejich osám) a jejich nezbytné osové seřízení. Konečně precizní

kolineární ráz tyčí je generován osovým dopadem impaktoru. Osové seřízení tyčí je náročné na čas a vyžaduje zkušenost obsluhy. Tyče jsou usazeny ve dvou podporách (obr. 28).



Obr. 28. Uspořádání podpor vstupní tyče

Blíže vzorku je podpora tvořena tělem kapacitního snímače, kterým tyč volně prochází. Seřízení této podpory je realizováno prostřednictvím tří stavitelných šroubů, které umožňují výškově i stranově polohování. Druhá podpora je tvořena teflonovými vložkami a je výškově seřiditelná. Rovnoběžnost styku čel tyčí je kontrolována pomocí Johansonových měrek a průsvitem světla. Osové usazení vzorku mezi tyčemi usnadňuje přípravek na obr. 29.



Obr. 29. Přípravek pro osové usazení vzorku

Ke správné separaci zatěžujícího a odraženého pulzu bez nevhodných superpozicí je třeba splnit podmínku nerovnosti (52). Správná identifikace a separace napěťových pulzů vyjádřená poměrnou axiální deformací $\varepsilon_i(t)$, $\varepsilon_r(t)$ a $\varepsilon_t(t)$ přímo ovlivňuje vyhodnocované hodnoty napětí, deformace a rychlosti deformace.

$$L_{im} < L_1 - a \text{ [mm] } , \quad (52)$$

kde L_{im} je délka impaktoru, L_1 je délka vstupní tyče a a je poloha snímače od začátku tyče (délka volného konce tyče za snímačem). Příklad srovnání vhodného a nevhodného záznamu se superpozicí zatěžujícího a odraženého pulzu je na obr. 30.

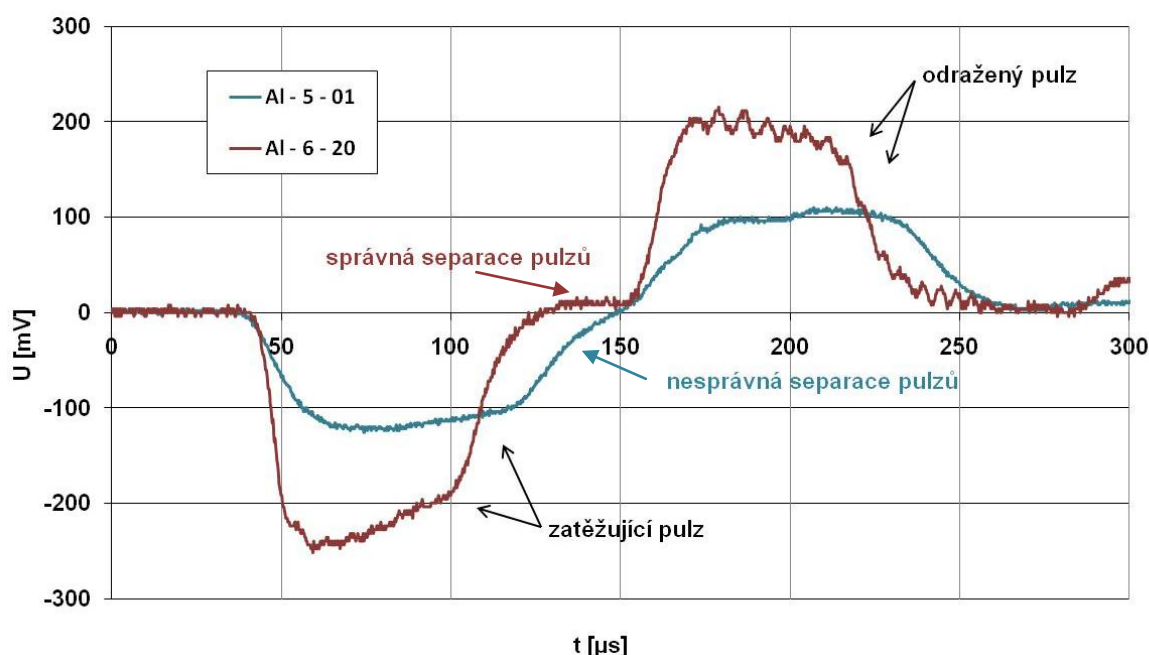
Doba trvání rázu impaktoru na vstupní tyč je dle [42] přímo úměrná jeho délce a v souladu s nerovností (52) musí pro jeho maximální hodnotu platit nerovnost (53)

$$t = \frac{2L_0}{c_0} < \frac{2(L_1 - a)}{c_0} \quad [s] \quad (53)$$

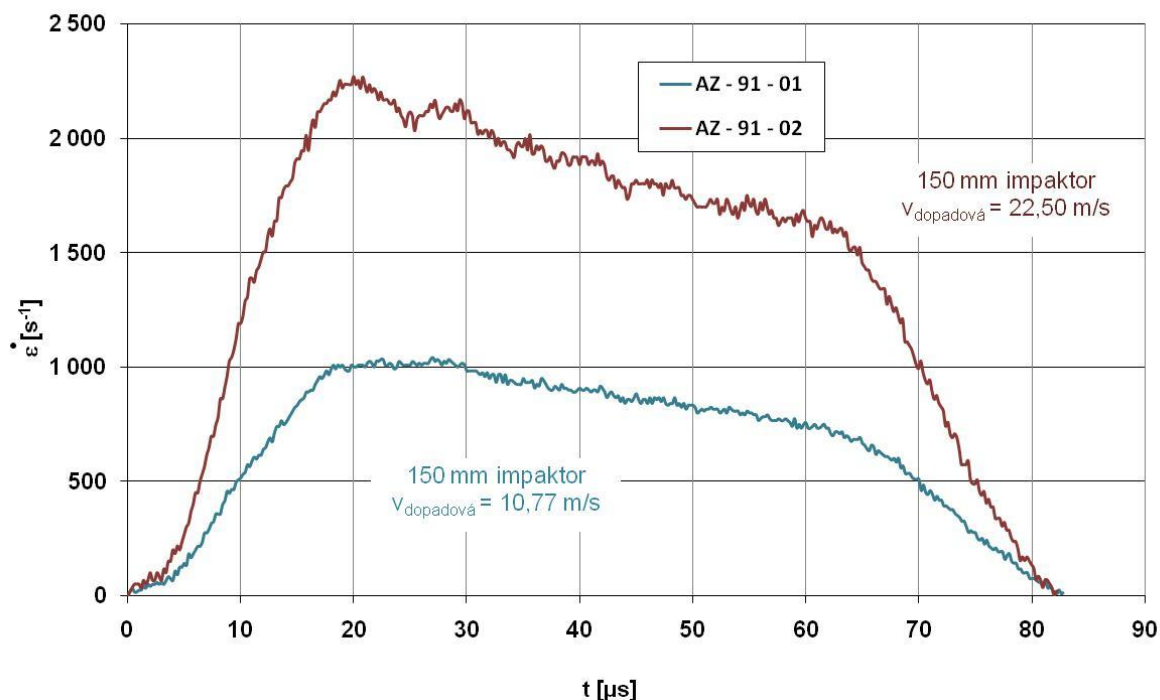
Různé rychlosti deformace u Hopkinsonova kompresního testu mohou být dosaženy použitím rozdílných délek impaktorů a rozdílných dopadových rychlostí. O tomto problému pojednává např. [22]. Vliv dopadové rychlosti impaktoru na výsledný průběh rychlosti deformace např. pro hořčíkovou slitinu AZ 91 je na obr. 31. Teoretickou dobu trvání pulzu uvádí tabulka 8 a je rovna 60 μs [38]. Doba trvání pulzu během experimentu je však delší a je způsobena disperzí signálu v měrných tyčích. Teoretický průběh předpokládá ideální ráz, který vyvolá obdélníkový pulz.

Tabulka 8. Doba trvání rázu – pulzu

Délka impaktoru [mm]	Teoretická doba trvání pulzu [μs]
50	20
100	40
150	60
200	80
300	120



Obr. 30. Porovnání záznamu pulzů se správnou a nesprávnou separací



Obr. 31. Porovnání průběhu rychlostí deformací pro různé rychlosti dopadu impaktoru

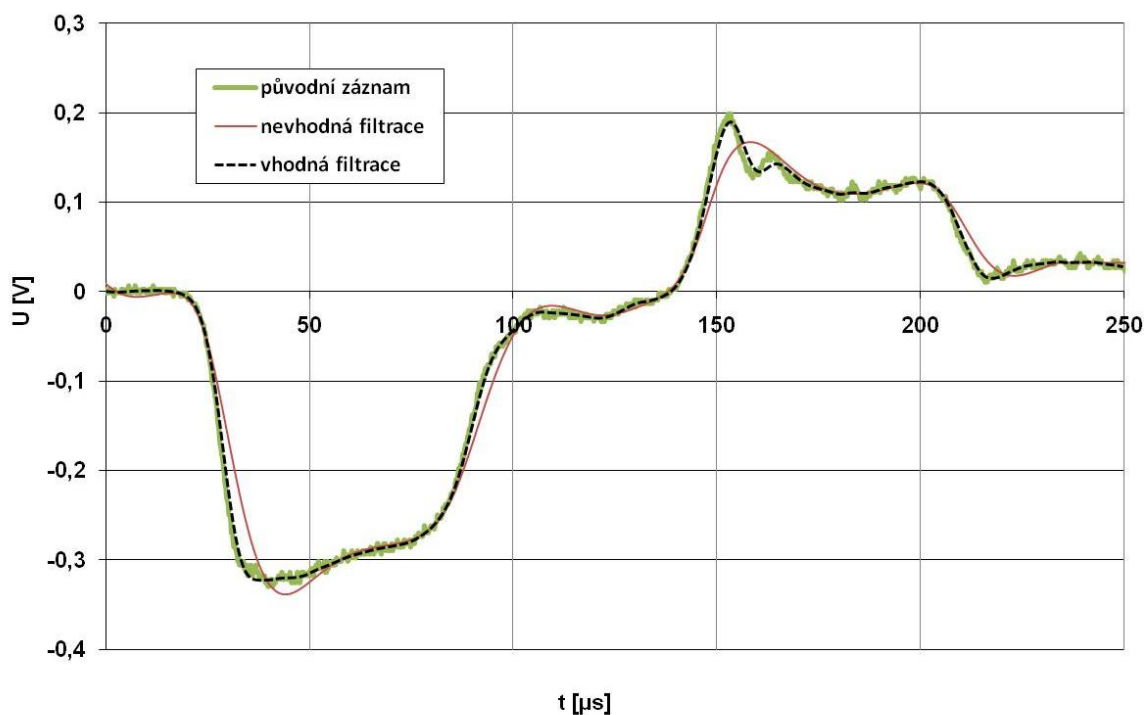
Záznam průběhu deformací musí být nejprve korigován o disperze, které jsou na průběhu zatěžujícího, odraženého a prošlého pulzu superponovány, [30]. K tomu je třeba využít vhodné matematické filtrace. Vedle shody mechanické impedance je disperze ovlivněna elektrickými šумы a rozkmitáním soustavy tyčí. Matematická úprava signálu byla prováděna v programu Scope 5.5 filtrem Butterworth [12]. Mezi výhody této úpravy patří:

- ❖ přesnější určení počátku i konce pulzu,
- ❖ na křivce napětí - deformace lze snadno odečíst mez kluzu,
- ❖ křivku napětí - deformace lze lépe aproximovat - např. Hollomonovým vztahem.

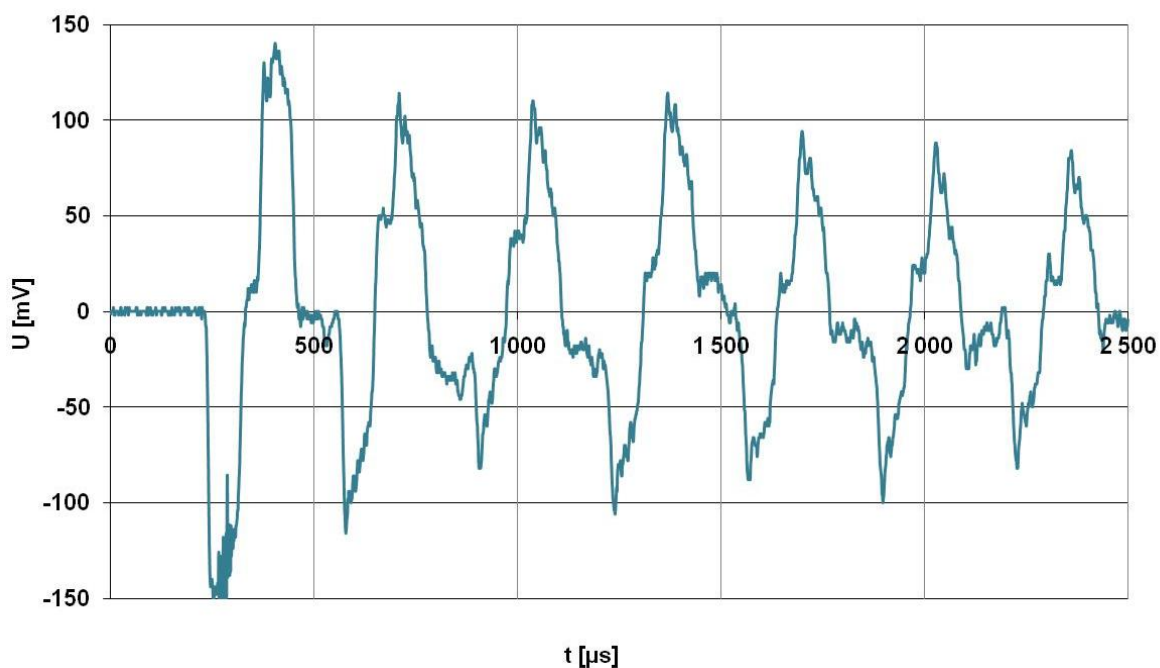
Za nevýhodu lze považovat:

- ❖ nevhodným filtrováním lze ovlivnit velikost dynamické meze kluzu i celkový průběh výše jmenovaných závislostí (toto vyžaduje zkušenost obsluhy).

Na obr. 32 jsou názorně ukázány výhody i nevýhody matematické filtrace. Pokud je zvolena vhodně, odstraňuje pouze šum a nijak neovlivňuje průběh pulzů. Při nevhodném nastavení filtrace dochází i ke změně průběhu pulzu, které má za následek nereprezentativní hodnoty napětí, deformace a rychlosti deformace.



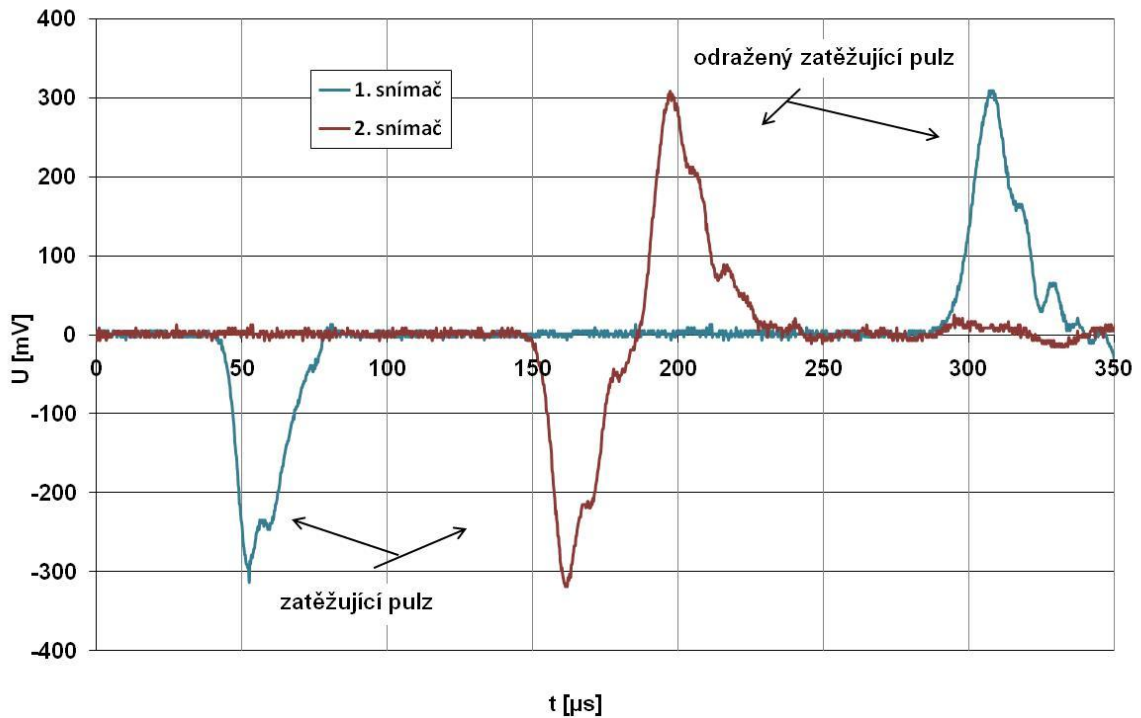
Obr. 32. Příklad vhodné a nevhodné matematické filtrace záznamu ze vstupní tyče pro vzorek Ti 07



Obr. 33. Tlumení následně odražených pulzů

Řada testů splňuje podmínky zjednodušeného vyhodnocení ze vztahů (13) až (16). V tomto případě průběh zatěžujícího pulzu determinuje, do jaké míry bude vzorek nerovnoměrně deformován a tedy, kdy už nesplňuje podmínky zjednodušeného způsobu vyhodnocení. Při tom hrají významnou roli i podmínky tření mezi čely vzorku a čely tyčí. Značný vliv na dynamické chování rozkmitaných tyčí má pružné tlumení v místě opory výstupní tyče. Tlumení následně odražených pulzů je možno posoudit z jejich konvergence k výchozí nulové stopě, jak je zřejmé z obr. 33.

Během experimentů byla ověřována i správná funkce kapacitních snímačů, tedy zda měří „stejně“ a zda nedochází ke zkreslování velikosti jednotlivých napěťových pulzů. Oba snímače byly umístěny pouze na vstupní tyč. Následný náraz impaktoru (délka = 40 mm, $v_{\text{dopadová}} = 21 \text{ m/s}$) vyvolal napěťový pulz, který se šířil tyčí za neměnných podmínek, viz obr. 34. Můžeme tedy potvrdit domněnku, že elektronika snímače nijak neovlivňuje velikost pulzů, jelikož oba snímače zaznamenaly téměř identický průběh pulzu. Drobné změny tvaru pulzu jsou způsobeny disperzí signálu.



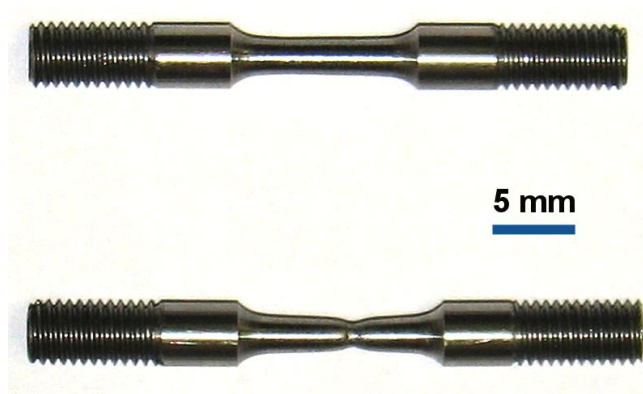
Obr. 34. Ověření korektnosti měření kapacitních snímačů

7.1.3. Vývoj zařízení pro tahové zkoušky za vysokých rychlostí deformace

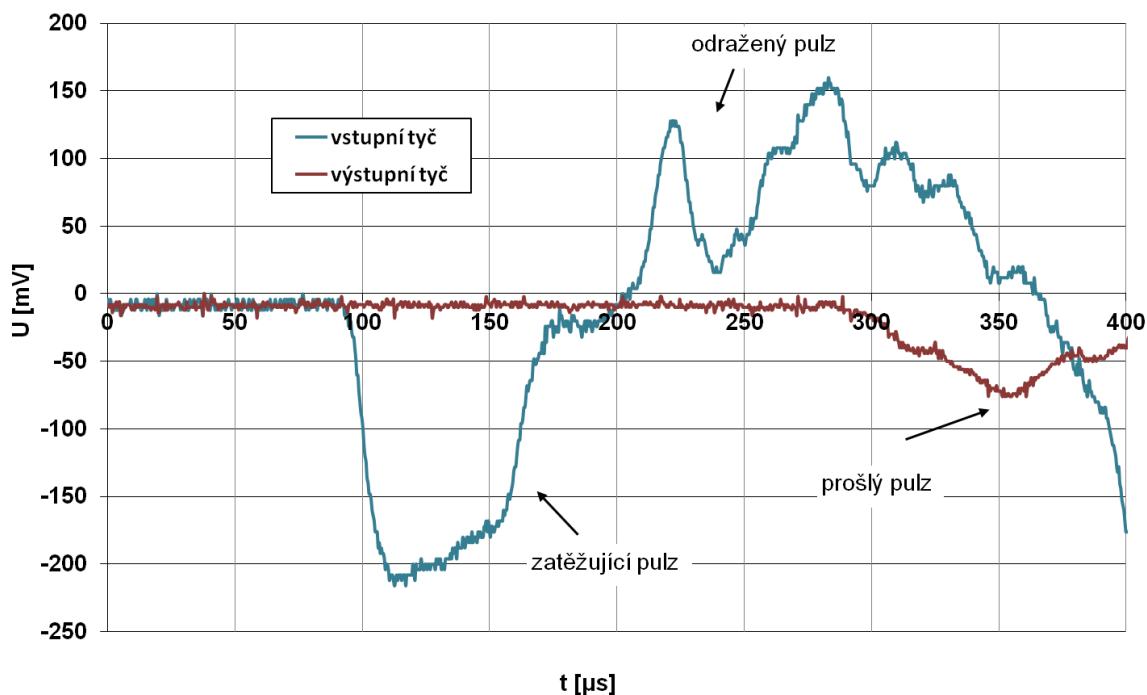
Pro zkoušení materiálů se nejčastěji používají statické tahové zkoušky, které mají dle normy ČSN EN 10002-1 definované rychlosti zatěžování v_t (doporučován je rozsah $2 \div 20 \text{ MPa/s}$). V technické praxi se ovšem vyskytují děje, u kterých rychlost zatěžování i konečná deformace výrazně překračují hodnoty dosahované během těchto tahových zkoušek.

Existují různé varianty uspořádání Hopkinsonova testu pro vysokorychlostní tahové zkoušky. S využitím zákonů o odrazu napěťových vln a speciálních přípravků lze dosáhnout převodu zatěžujícího tlakového pulzu na tahový [6]. Druhou možností je uzpůsobení celého experimentálního zařízení pouze pro tahové zkoušky. Tahový pulz je poté vyvolán dopadem urychleného prstence na osazenou měrnou tyč. [25], [28]

V roce 2007 byl zahájen vývoj vlastního přípravku, který by umožnil vysokorychlostní tahové zkoušky v podmínkách Laboratoře rychlých deformací. Touto cestou jsme se vydali, abychom minimalizovali náklady na nutnou přestavbu stávajícího experimentálního zařízení. Vzorek je umístěn ve speciálním přípravku, který převede tlakové zatížení na tahové. Tento přípravek je předmětem ochrany vzoru, který je veden Útvarem transferu technologií VUT v Brně pod č. 2007/008. Proto nelze zveřejnit jeho bližší popis.



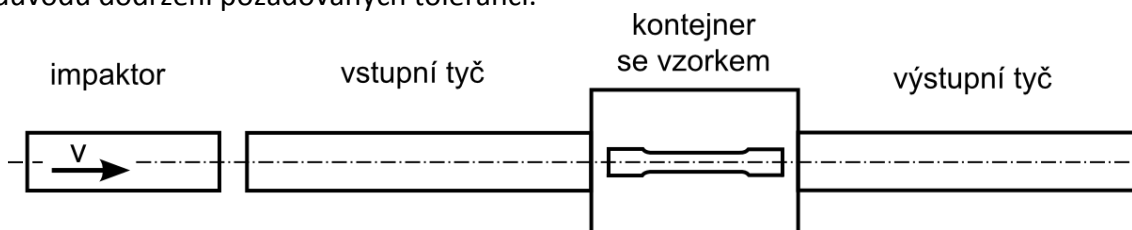
Obr. 35. Nezatížený vzorek a přetržený vzorek VRT 1703



Obr. 36. Průběh napěťových pulzů pro VRT 1702

První úspěšné testy byly realizovány ve spolupráci s prof. Iino z Toyota Technological Institute a za podpory grantu VaV FSI, kdy byly zjišťovány dynamické mechanické vlastnosti korozivzdorné austenitické oceli 17 240 [2]. Od kompresního zatížení se záznam liší ve tvaru odraženého pulzu. Jelikož nelze jednoznačně určit jeho průběh, je tento zpětně vypočítán z podmínky (13). Pro vyhodnocení závislosti napětí – deformace a rychlost deformace – deformace jsou využity vztahy (14) až (16).

Schéma zařízení pro Hopkinsonův test s umístěním přípravku pro tahové zkoušky je na obr. 37. V současnosti probíhá další vývoj, který je zaměřen na zjednodušení výroby vzorků, neboť náklady na zhotovení současných vzorků kruhového průřezu jsou velmi vysoké z důvodu dodržení požadovaných tolerancí.

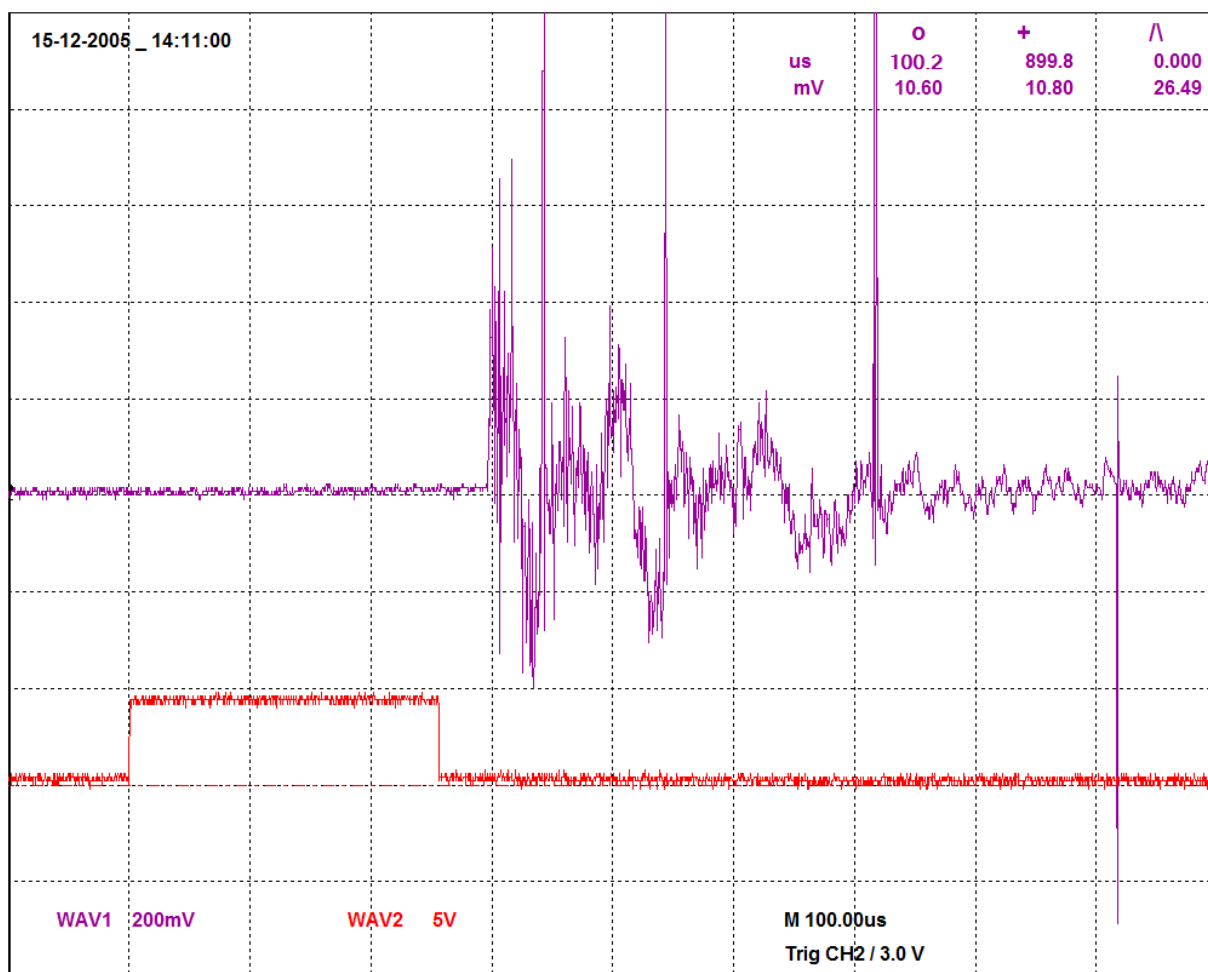


Obr. 37. Umístění přípravku pro vysokorychlostní tahové zkoušky [2]

7.1.4. Optimalizace parametrů Taylorova testu [23], [3]

Tato část práce je věnována postupům a úpravám zařízení pro Taylorův test, které vedou ke snížení hladiny šumu a vysokonapěťových složek u záznamu měřicího napětí a k ověření správnosti výpočtu rázové síly.

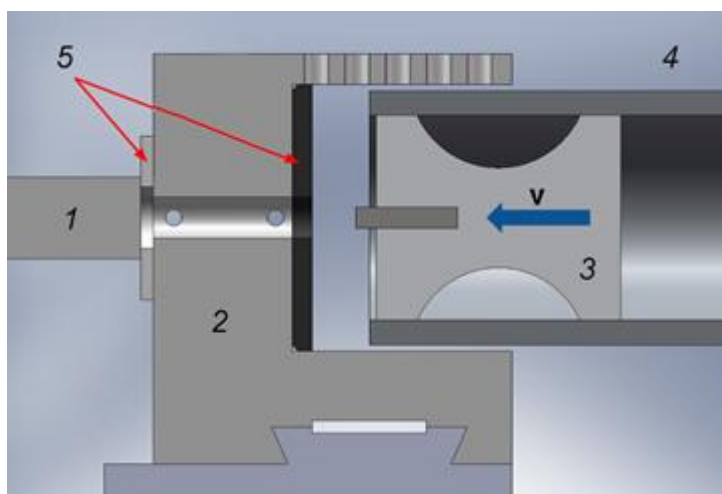
Polystyrénový nosič se během urychlování v hlavni tře o její vnitřní stěnu, čímž dochází ke vzniku statického náboje na povrchu nosiče. Tento náboj se přenáší dále na vzorek a po nárazu i na měrnou tyč. Typický průběh signálu ovlivněného výbojem statické elektřiny je zaznamenán na obr. 38. Tento záznam lze jen stěží vyhodnotit, protože nelze určit, kde se nachází primární záznam s maximální hodnotou měřicího napětí U_{BD} . Měrná tyč tedy musí být dokonale odizolována od okolí, neboť i pouhý dotek lidské ruky stačí k tomu, aby vybudil elektrické pulzy.



Obr. 38. Ovlivnění záznamu statickým výbojem u vzorku T-24

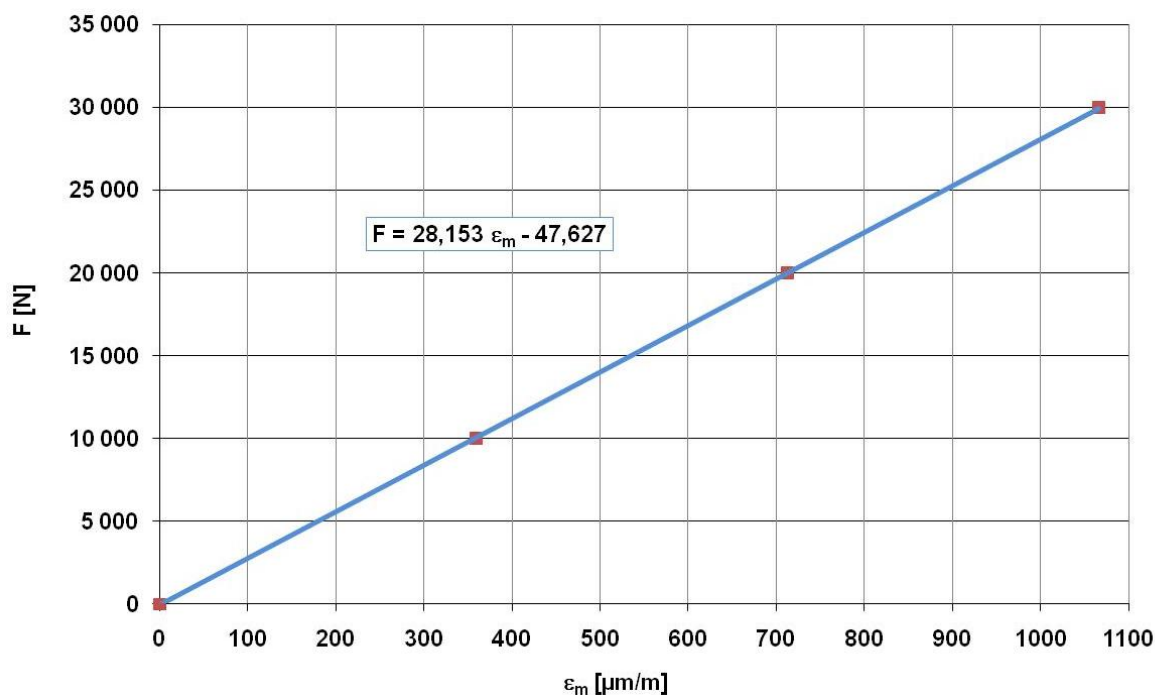
K zamezení přenosu výboje z nosiče na těleso dopadliště a dále na měrnou tyč byly navrženy izolační podložky z technického plastu, viz obr. 39. Dále je před vlastním experimentem zkušební vzorek i nosič ošetřen antistatickou úpravou. Ani sebelepší příprava podmínek experimentu nezajistí záznam bez vlivu šumu. Značná část šumu a vysokofrekvenčních složek může být matematicky odfiltrována při dalším zpracování dat v počítači. Při této úpravě je nutné vyloučit subjektivní vliv hodnotitele, který může nevhodně nastavenými parametry filtru nežádoucím způsobem ovlivnit korektnost výsledku. Zlepšení kvality signálu lze dosáhnout i adaptací kapacitního snímače pro tento test nebo

použitím polovodičových tenzometrů, jelikož tyto mají větší hodnotu k-faktoru a nejsou tolik náchylné k ovlivnění elektromagnetickým šumem.



Obr. 39. Úprava prostoru dopadliště (1 – měrná tyč, 2 – dopadliště, 3 – vzorek s nosičem, 4 – hlaveň kanónu, 5 – izolační podložky)

V rámci ověření přesnosti měření rázové síly byla tyč zatěžována na hydraulickém trhacím stroji ZD 40 až do síly 40 kN. Teoretické hodnoty měřené deformace byly porovnány s údaji získanými z manuálního kompenzátoru od firmy Hottinger a tenzometrického zesilovače Mikrotechna 1101 (viz Příloha 1). Z takto naměřených dat byl sestaven cejchovní diagram měrné tyče uvedený na obr. 40.

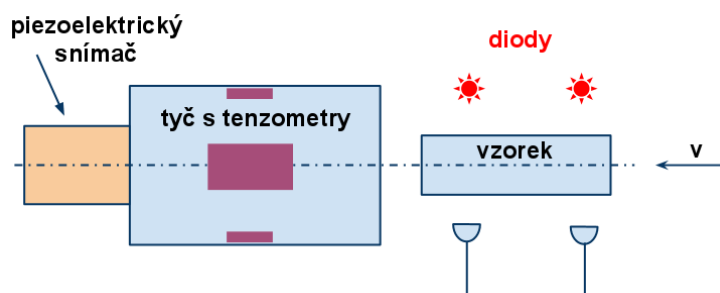


Obr. 40. Cejchovní diagram měrné tyče

Pokud budeme porovnávat deformační sílu F_D vypočtenou dle (21) se silou odečtenou z cejchovního diagramu, je třeba mít na zřeteli, že nemůžeme dosáhnout shody. Síla odečtená z diagramu bude vždy menší, jelikož tento byl sestaven za kvazistatických podmínek zatěžování a deformace vzorku je děj dynamický, kde důležitou roli hrají i setrvačné síly.

7.1.5. Možnosti inovace měření dynamických sil [3]

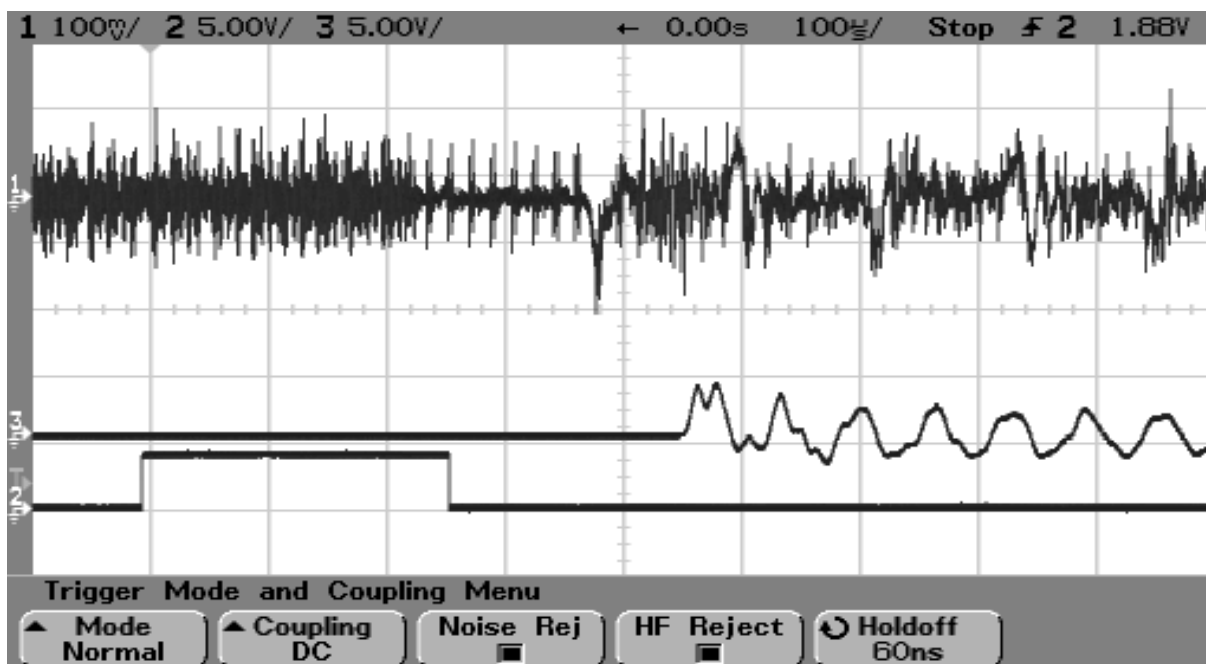
Následující kapitola se zabývá možnostmi inovace měření dynamických sil, které působí na vzorek při Taylorově testu. Cílem úpravy je potlačit vliv nežádoucích šumů na snímaný záznam pulzu. Piezoelektrický snímač Quartz Force Link fy Kistler byl využit k porovnání záznamu průběhu působícího zatížení se záznamem změřeným pomocí kovových fóliových tenzometrů uvedených v kapitole 3.7.2.



Obr. 41. Schéma uspořádání Taylorova testu při použití piezoelektrického snímače

V tomto případě byl za měrnou tyč umístěn piezoelektrický snímač firmy Kistler, který byl přímo připojen k vlastnímu řídicímu terminálu - k zesilovači a taktéž ke čtyřkanálovému osciloskopu HP 54 600. Toto připojení umožnilo porovnání signálu se signálem z kovových fóliových tenzometrů. Vlastní měření na osciloskopu bylo spuštěno pomocí bistabilního klopného obvodu.

Záznam napěťových pulzů z kovových tenzometrů, na kterém je patrný vliv šumu, i piezoelektrického snímače je na obr. 42. Piezoelektrický snímač zajišťuje za stejných podmínek měření záznamu bez vlivu vysokofrekvenčních složek a šumu. Odpadá tedy nutnost matematické filtrace. Další výhodou je řídicí jednotka, která v reálném čase automaticky vyhodnotí i maximální zatěžující sílu a není tedy nutné provádět přepočet výstupního napětí.



Obr. 42. Záznam pro vzorek Ti-1 (Ch1 – kovové tenzometry, Ch2 – spouštěcí hradlo, Ch3 – piezoelektrický snímač, časová základna 100 μ s) [3]

Tabulka 9 udává výsledky měření jednotlivými metodami. Vzorky z titanové slitiny Ti-6Al-4V byly urychleny na dopadovou rychlost v rozmezí cca 100 – 200 m/s. Tato rychlost byla zvolena z důvodu vysoké hodnoty meze kluzu uvedené slitiny.

Z porovnání výsledků experimentu lze dojít k následujícím závěrům:

- ❖ Piezoelektrický snímač poskytuje kvalitní signál bez šumu.
- ❖ Naměřená maximální síla je porovnatelná.

Tabulka 9. Výsledky měření dynamických sil jednotlivých vzorků

Vzorek	L_0 [mm]	D_0 [mm]	L_f [mm]	D_{max} [mm]	v [m/s]	F_{max} tenzometr / piezosnímač [kN]
Ti 1	25,05	5,01	24,78	5,12	96,26	8,07 / 7,68
Ti 2	24,95	5,00	24,03	5,50	182,75	není záznam / 12,9
Ti 3	25,05	5,05	24,03	5,56	182,88	10,93 / 13,55

7.2. Vstupní testy

Pro komplexní a reprezentativní výsledky materiálového modelu titanové slitiny Ti-6Al-4V bylo třeba provést tlakové (pěchovací) zkoušky za kvazistatických podmínek. Výchozím polotovarem byly válcové vzorky o průměru 12 mm a výšce 10 mm, které byly vyrobeny upichováním z tyčového polotovaru o stejném průměru. Atest materiálu polotovaru je uveden v Příloze 2. Dle udání výrobce se jedná o tyč válcovanou za tepla a následně žíhanou při 740 °C.

7.2.1. Popis experimentu

Poměr H / D zkušebních vzorků byl 0,83. Doporučený poměr geometrie vzorku je 1,5 až 1,6, avšak pro pěchovací zkoušky byly použity vzorky původně určené pro Hopkinsonův test, které se svými rozměry ukázaly pro tento (Hopkinsonův) test jako nevhodné.



Obr. 43. Trhací stroj ZD40

Experiment byl proveden na trhacím stroji ZD40 řízeným počítačem s vestavěným inkrementálním délkovým snímačem polohy příčnicku, snímačem síly a programem M-Test v. 1.7 pro vyhodnocení výsledků a grafické zpracování. Tento program dle zadaných počátečních hodnot měří a automaticky vyhodnocuje křivky přetvárných odporů.

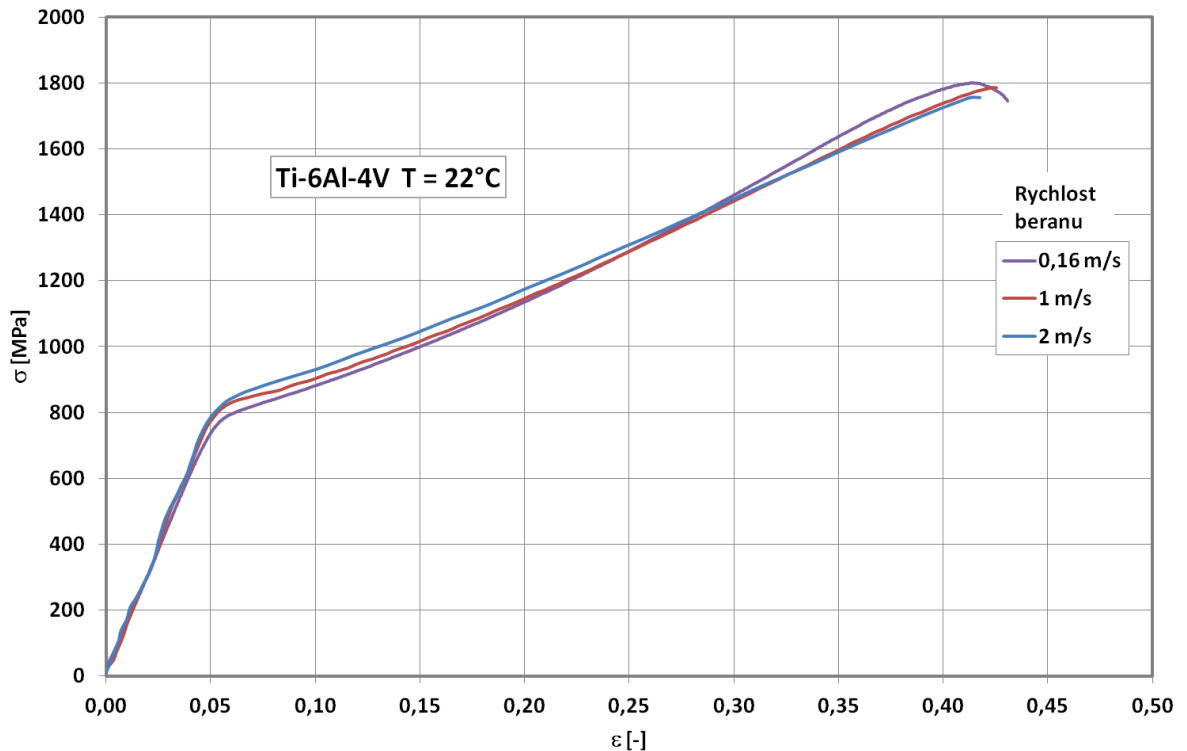
Norma ČSN EN 10 002-1 pro vyhodnocení meze kluzu a meze pevnosti definuje rychlosti zatěžování zkušebních vzorků. Doporučené hodnoty rychlosti zatěžování jsou v intervalu 2 – 20 MPa/s. Jedná se o statické zkoušky a v daném rozmezí rychlostí by nemělo docházet k významným odchylkám zjištěných hodnot. Pro ověření tohoto předpokladu byly provedeny experimenty se třemi rychlostmi zatěžování (0,16; 1,00 a 2,00 mm / s). Vyšší rychlost zatížení by ovlivnila výsledky experimentů chybou způsobenou hydraulickým rázem v systému. Výsledky byly vyneseny do grafu závislosti napětí – deformace uvedeného na obr. 44, počáteční a koncové rozměry vzorků uvádí tabulka 10.

Tabulka 10. Podmínky statického zatížení v tlaku

Vzorek	d_0 [mm]	l_0 [mm]	d_1 [mm]	l_1 [mm]	Rychlost beranu [mm/s]
11	11,99	10,00	14,57	6,77	0,16
12	11,99	10,02	14,74	6,62	0,16
10	11,98	10,02	14,95	6,44	1,00
26	11,98	10,00	15,73	5,80	1,00
27	11,98	10,01	16,05	5,58	2,00

Porovnáme-li vliv rychlosti pohybu beranu na chování titanové slitiny, lze říci, že za nízkých rychlostí deformace nahraje tato významnou roli. Mez kluzu má hodnotu 802 MPa při stupni deformace 5 %. Dále dochází ke zpevnování materiálu až na 1 800 MPa. Následně musel být experiment přerušen z důvodu vyčerpání plasticity vzorků.

Graf byl transformován do logaritmických souřadnic a následně byla učena hodnota exponentu zpevnění $n = 0,176$.



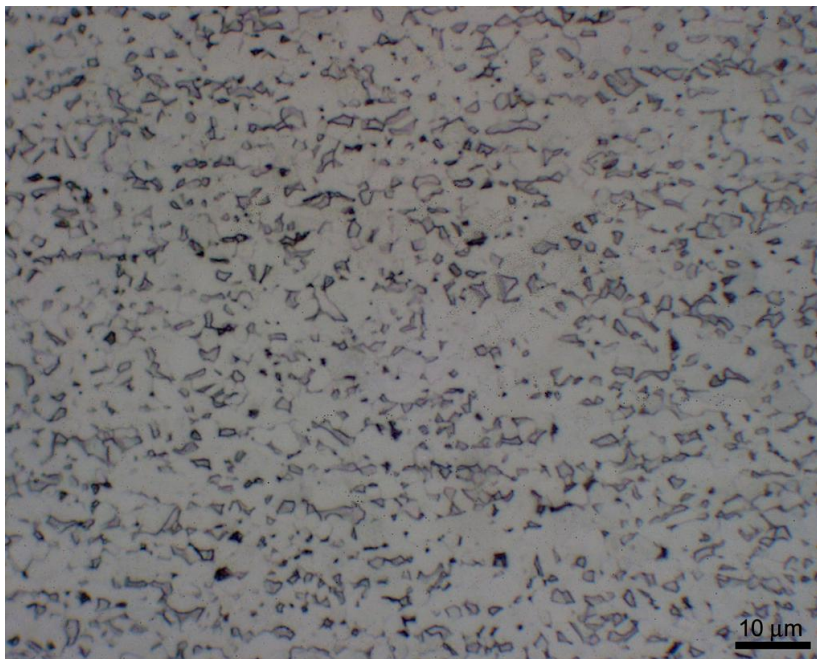
Obr. 44. Chování materiálu za statických podmínek zatěžování tlakem

7.2.2. Výchozí stav materiálu

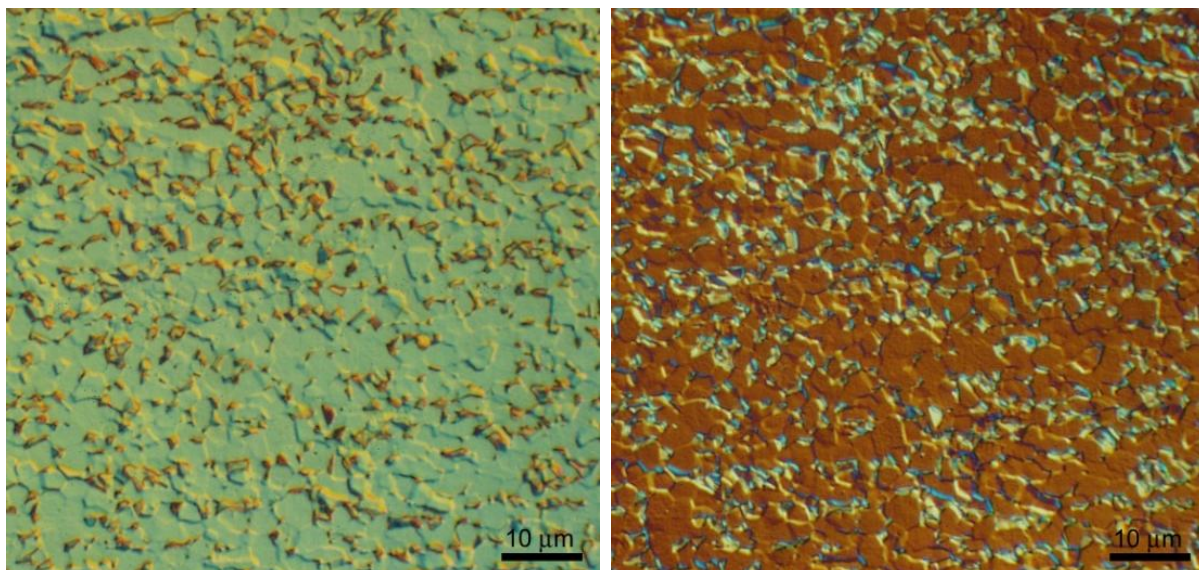
Vzorek z polotovaru tyče slitiny Ti-6Al-4V, která bylo použita pro výrobu válcových vzorků, byl podroben metalografickému pozorování. Veškeré práce byly prováděny v laboratoři firmy Struers ÚMVI FSI, VUT v Brně. Tyč byla rozříznuta podélně v ose pomocí diamantového kotouče na řezačce Accutom. Materiál byl zalisován do „plastu“ lisem LaboPress 3, následně byl broušen na metalografické brusce Dap 7 brusnými papíry o zrnitosti 280, 600 a 1 200. Následovalo leštění v ruce tří a jedno mikronovou diamantovou pastou. Chemické leptání bylo provedeno na brusce Dap 7 pomocí OPU – suspension. Ke zvýraznění a naleptání mikrostruktury byl vzorek leptán roztokem, který se skládal z 25 ml vody, 5 ml HF a 15 ml HNO₃.

Pro optické pozorování byl využit světelný mikroskop Olympus PMG 3 vybavený kamerou DP 11 stejnojmenné firmy. Tento přístroj umožňuje jak pozorování ve světelném poli, tak i pozorování pomocí filtru Numarsci a to až do 1 000 násobného zvětšení.

Na obr. 45 je výchozí mikrostruktura slitiny Ti-6Al-4V při 1 000 násobném zvětšení. Jedná se o jemnozrnnou strukturu, kdy se fáze α jeví jako světlá a β jako tmavá. Snímek mikrostruktury, který byl pořízen pomocí filtru Numarsci, je na obr. 46. Fáze α mění v tomto barevném kontrastním filtru svůj tvar i barvu, β nikoliv. Toto je dáno rozdílnými typy mřížek, ve kterých fáze krystalizují (α v hcp, β v bcc mřížce). Binární analýzou obrazu bylo zjištěno, že výchozí poměr fází α : β je přibližně 3 : 1.



Obr. 45. Výchozí mikrostruktura



Obr. 46. Výchozí mikrostruktura pod filtrem Numarsci

Pro ověření základních vlastností byla změřena tvrdost na čele nezatíženého vzorku. Výsledky z měření na poloautomatickém tvrdoměru Lego LV 700 uvádí tabulka 11.

Tabulka 11. Tvrdost na čele nezatíženého vzorku

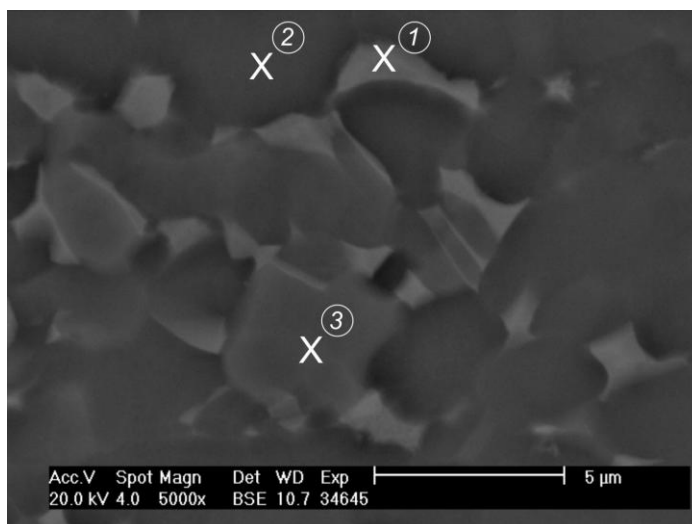
Měření	HV 30 (zatížení po dobu 15 s)	HRC
1	309,5	30,9
2	317,9	31,9
3	312,8	31,3
4	313,0	31,3
5	303,0	30,1

V rámci vstupních testů bylo ověřováno i chemické složení materiálu. Chemické složení materiálu dle atestu dodaného výrobcem (Příloha 2) uvádí tabulka 12.

Tabulka 12. Chemické složení titanové slitiny dle atestu (viz Příloha 2)

Prvek	Hm. %
Ti	89,36
Al	6,12
V	4,17

Ověření chemického složení hlavních přísadových prvků bylo měřeno planární analýzou na rastrovacím elektronovém mikroskopu Philips XL 30 s detektorem Edax pro energiově disperzní analýzu. Místa měření chemického složení jsou znázorněna na obr. 47, výsledky uvádí tabulka 13.

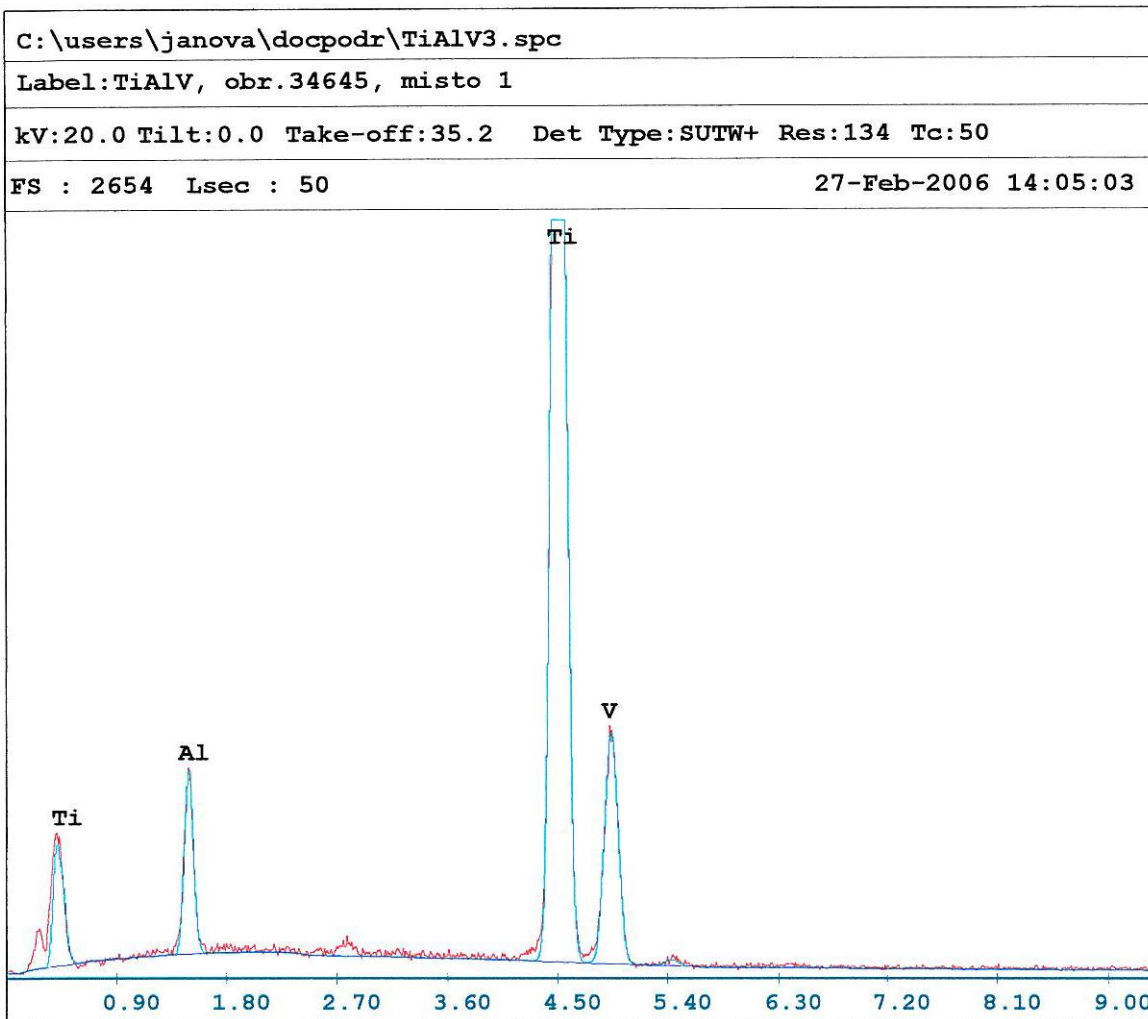


Obr. 47. Místa měření chemického složení

Tabulka 13. Výsledky chemického složení

Místo měření	Ti [hm. %]	Al [hm. %]	V [hm. %]
1	88,88	7,69	3,42
2	89,97	7,66	2,37
3	89,50	7,69	2,82

Analýza (obr. 48 a podrobněji Příloha 3) dává větší obsah přísad oproti dodacímu listu a to i při opakovaném měření. Jedná se o dvoufázovou slitinu a jednotlivé fáze se liší pouze v krystalické mřížce a nikoli v chemickém složení. Naměřené odchylky v chemickém složení jsou pravděpodobně způsobeny nehomogenní strukturou, a proto planární analýza chemického složení neodpovídá materiálovému listu, neboť mikroskop nedělá objemovou analýzu, ale pouze plošnou z malého povrchu. Pro ověření těchto výsledků by bylo vhodné provést RTG fázovou analýzu, která však z finančních důvodů nemohla být realizována.



EDAX ZAF Quantification (Standardless)
 Element Normalized
 SEC Table : Default

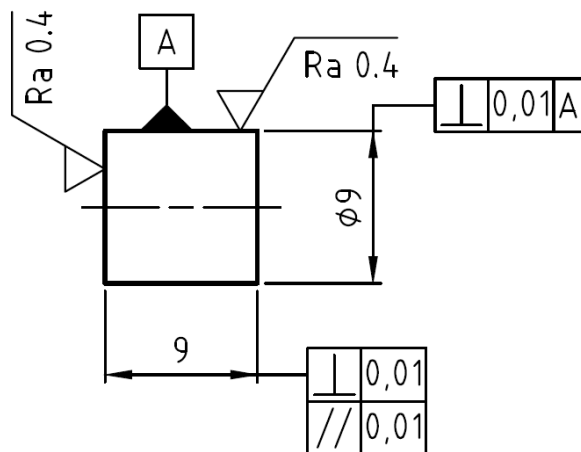
Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	7.69	12.91	0.0399	1.0811	0.4782	1.0030
TiK	88.88	84.04	0.8772	0.9931	0.9938	1.0000
V K	3.42	3.04	0.0334	0.9727	1.0013	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	97.24	13.38	1.62	7.27
TiK	996.50	9.84	0.45	101.27
V K	33.48	7.96	2.97	4.21

Obr. 48. Výsledek edax analýzy pro místo 1 z obr. 47

7.3. Hopkinsonův test [1]

Experimentálními zkouškami byl zjišťován deformační odpor pro titanovou slitinu Ti-6Al-4V (ASTM B348 – Gr. 5) v závislosti na poměrné deformaci, rychlosti deformace a teplotě. Výchozím polotovarem byla nejprve tyč o průměru 12 mm, ze které byly vyrobeny vzorky o délce 10 mm. Tyto vzorky nebylo možné zdeformovat na daném zařízení ani při teplotě 500°C z důvodu vysoké meze kluzu titanové slitiny. Následnou úpravou rozměrů zkušební vzorku – průměr 9 mm, délka 9 mm – byl tento problém odstraněn. Zkušební vzorky byly vyrobeny a následně broušeny tak, aby čela vzorků byla kolmá na osu a především vzájemně rovnoběžná.



Obr. 49. Náčrtek vzorku pro Hopkinsonův test

Poměr délky k průměru je zvolen tak, aby nedošlo ke ztrátě tvarové stability vzorku a aby nedocházelo k prolínání deformačních kuželů. Zároveň je dostatečně velký, aby nedošlo k interferenci vln šířících se vzorkem a byl jednoznačně identifikován prošlý napěťový pulz.

Energie potřebná na spěchování vzorků je vyvozena impaktorem, který je urychlován pomocí stlačeného vzduchu. Stlačený vzduch je až do „výstřelu“ uchovávan ve vzdušníku, který je napojen na kompresor. Výsledný tlak ve vzdušníku je dán dobou jeho plnění – běhu kompresoru. Neexistuje tedy stálý mechanismus, za kterého jsou vzorky pěchovány. Velikost energie impaktoru je dána jeho rychlostí, která je měřena těsně před dopadem na vstupní tyč. Neberou se tedy v úvahu další okrajové podmínky jako je netěsnost zařízení během komprese, doba spuštění a zastavení komprese, tření mezi povrchem impaktoru a vodícími lištami nebo časová prodleva mezi skončením plnění vzdušníku a urychlením impaktoru. Z toho plyne, že při relativně stejných podmínkách zkoušek, které můžeme ovlivnit, dobou plnění vzdušníku, nemusíme dosáhnout stejných dopadových rychlostí a tedy i energií impaktoru. Z výše uvedeného plyne a experimenty tuto domněnku potvrzují, že každý experiment je jedinečný. .

Tabulka 14 uvádí pro jednotlivé vzorky původní a konečné rozměry, průměrné deformační parametry, dobu plnění vzdušníku, čas průletu mezi fotodiodami, dopadovou rychlost impaktoru a teplotu, za jaké experiment probíhal. Ve všech případech byl použit impaktor délky 150 mm a konečný střední průměr d_1 byl určen za zákonu zachování objemu. Vypočtené poměrné deformace z délky a průřezu jsou rozdílné. Střední hodnota délky je ovlivněna tím, jak je vzorek pěchován následujícími pulzy. Při tomto zatěžování dochází k pohybu především vlivem gravitace vzorku mezi tyčemi a část vzorku je lokálně deformována artefakty.

Tabulka 14. Podmínky zatížení jednotlivých vzorků

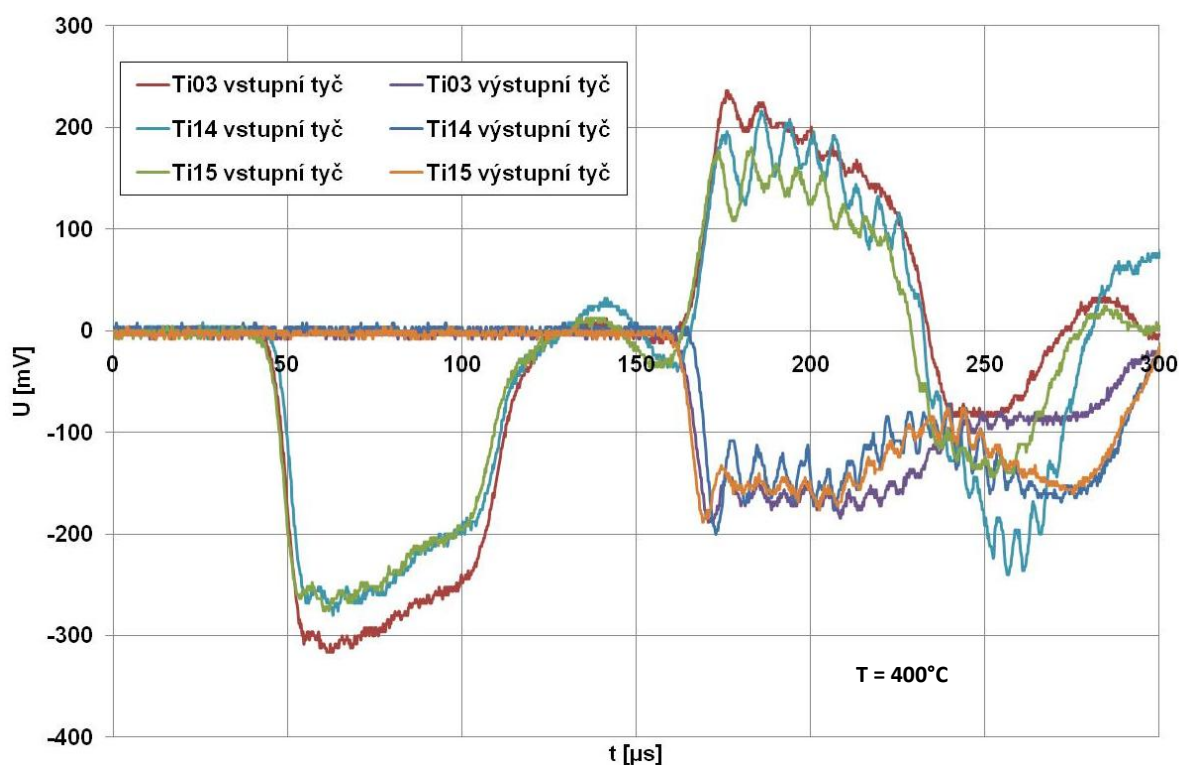
Označení vzorku	Ø [mm]	délka [mm]	Deformace		Doba plnění	Doba průletu	Rychlost impaktoru	Teplota
	d ₀	b ₀	ε _b	φ				
	d ₁	b ₁	ε _φ		t _p [s]	t _v [μs]	v [m/s]	
Ti 01	11,98	10,02	-0,0190	-0,0191	30	678	22,12	500°C
	12,15	9,83	0,0286					
Ti 02	8,99	9,04	-0,0808	-0,0842	30	658	22,80	500°C
	9,38	8,31	0,0886					
Ti 03	9,00	9,03	-0,0598	-0,0617	30	670	22,39	400°C
	9,28	8,49	0,0644					
Ti 04	9,00	9,03	-0,0731	-0,0759	30	699	21,46	450°C
	9,34	8,37	0,0782					
Ti 05	9,00	9,05	-0,0552	-0,0568	30	672	22,32	300°C
	9,25	8,55	0,0563					
Ti 06	9,00	8,99	-0,0679	-0,0703	30	661	22,69	300°C
	9,32	8,38	0,0724					
Ti 07	8,99	8,99	-0,0567	-0,0584	30	667	22,49	300°C
	9,26	8,48	0,0610					
Ti 08	9,01	9,01	-0,0610	-0,0630	30	644	23,29	250°C
	9,30	8,46	0,0654					
Ti 09	9,01	9,01	-0,0566	-0,0583	30	652	23,01	200°C
	9,38	8,50	0,0838					
Ti 10	9,01	9,01	-0,0322	-0,0327	30	622	24,12	100°C
	9,25	8,72	0,0540					
Ti 11	9,01	9,01	-0,0377	-0,0385	30	616	24,35	25°C
	9,23	8,67	0,0494					
Ti 12	8,98	9,01	-0,0805	-0,0839	30	673	22,29	500°C
	9,37	8,28	0,0876					
Ti 13	9,01	9,02	-0,0710	-0,0736	30	656	22,87	520°C
	9,35	8,38	0,0764					
Ti 14	8,98	9,03	-0,0742	-0,0771	30	654	22,94	400°C
	9,33	8,36	0,0802					
Ti 15	9,01	9,00	-0,0733	-0,0762	30	652	23,01	400°C
	9,36	8,34	0,0792					
Ti 16	9,00	9,03	-0,0676	-0,0699	30	643	23,33	300°C
	9,31	8,42	0,0703					
Ti 17	8,97	9,00	-0,0633	-0,0654	30	629	23,85	200°C
	9,27	8,43	0,0671					
Ti 18	9,02	9,01	-0,0404	-0,0412	30	621	24,15	24°C
	9,20	8,65	0,0415					
Ti 19	8,98	9,03	-0,0520	-0,0535	30	667	22,49	200°C
	9,22	8,56	0,0549					
Ti 20	8,98	8,99	-0,0345	-0,0351	30	676	22,19	100°C
	9,14	8,68	0,0357					
Ti 21	8,97	9,00	-0,0411	-0,0420	30	648	23,15	100°C
	9,16	8,63	0,0428					
Ti 22	8,98	9,00	-0,0300	-0,0305	30	635	23,62	22°C
	9,09	8,73	0,0262					
Ti 23	9,01	9,01	-0,0344	-0,0350	30	717	20,92	100°C
	9,17	8,70	0,0358					
Ti 24	9,01	9,03	-0,0648	-0,0670	30	709	21,16	400°C
	9,32	8,44	0,0700					

Doba plnění vzdušníku je ve všech případech 30 s. Delší plnění nemá smysl, neboť maximální dosažitelný tlak je dán těsností pneumatického systému, a tudíž nedochází ke zvětšování dopadové rychlosti impaktoru (viz Příloha 4). Požadavkem bylo dosažení co největší možné výsledné deformace. Titanová slitina Ti-6Al-4V tedy nebyla zatěžována konstantní deformační rychlostí, ale měnila se s teplotou. Maximální zatěžující pulz při použití impaktoru určité délky, kterého lze na daném zařízení dosáhnout je tedy limitován přípustným tlakem vzdušníku. Dále zatěžující pulz ani teplota experimentu nesmí způsobit plastickou deformaci měrných tyčí (za teploty více než 600°C by došlo k popuštění materiálu tyčí). Výsledná rychlost deformace je určena z odraženého pulzu podle vztahu (17), a protože napětí, tj. i prošlý pulz, s teplotou klesá, musí při zachování rovnosti (14) platit, že poroste deformační rychlost.

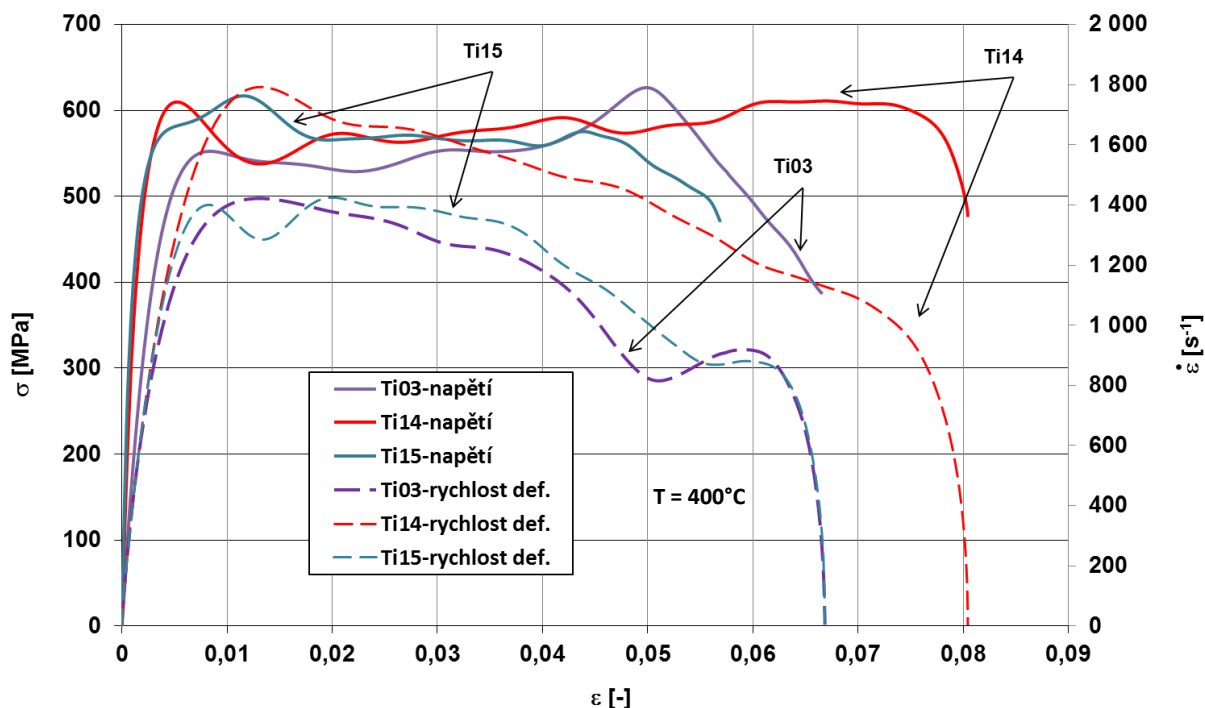
7.3.1. Vyhodnocení chování materiálu

Chování titanové slitiny bylo zkoumáno v rozmezí teplot 20 až 500°C s intervalem 100°C. Toto odstupňování poskytuje dostatečné množství informací o změnách mechanického chování materiálu a není příliš náročné na množství testovaných vzorků a na celkové vyhodnocení, které je časově náročné.

Jak plyne z předcházející tabulky, v každém intervalu teploty byly testovány nejméně tři vzorky. Opakovaná měření měla za cíl potlačit vliv náhodných chyb, i když není možná 100% opakovatelnost (teplota byla vždy dodržena, ale docházelo k mírnému kolísání v průběhu rychlosti deformace). Jako důkaz pro tato tvrzení je na obr. 50 přiložen průběh napěťových pulzů pro vzorky Ti03, Ti14 a Ti15 testované za teploty 400°C. Provedeme-li vyhodnocení pulzů z obr. 50, které byly před tím matematicky upraveny filtrem Butterworth z důvodu odstranění vysokofrekvenčních složek a šumu, dle vztahů (14) – (16) získáme závislosti rychlosti deformace – deformace a napětí – deformace (obr. 51).

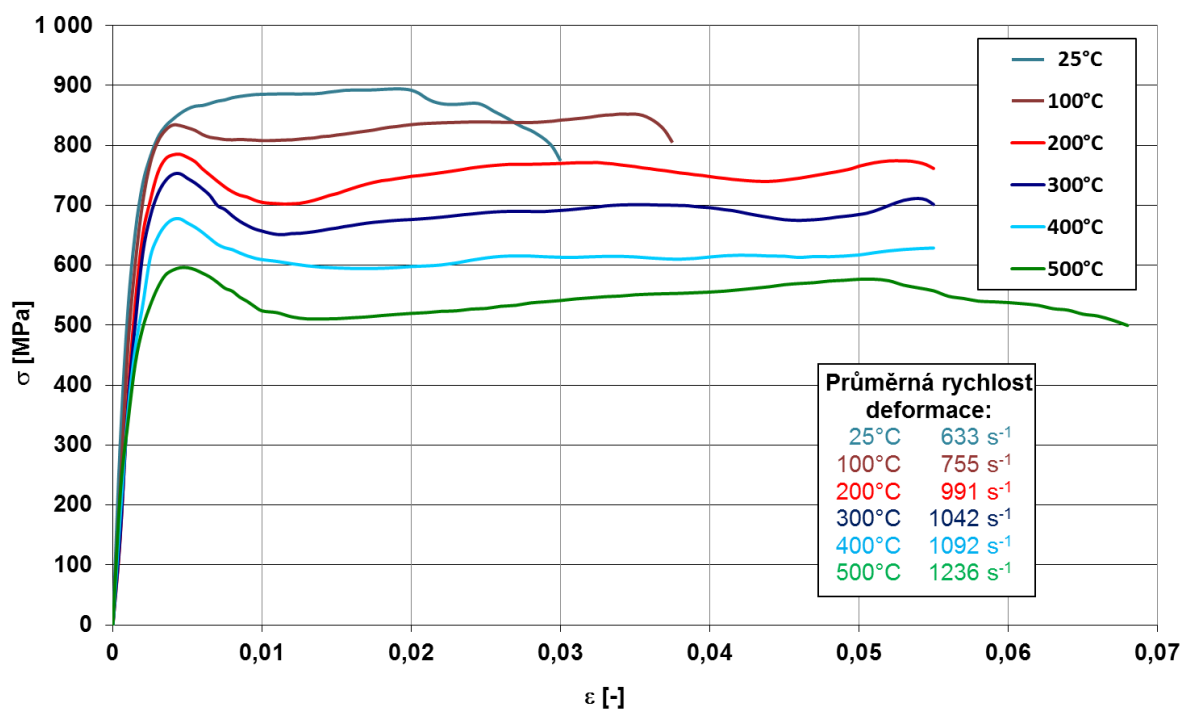


Obr. 50. Průběh napěťových pulzů pro vzorky Ti03, Ti14 a Ti15 deformovaných při 400°C

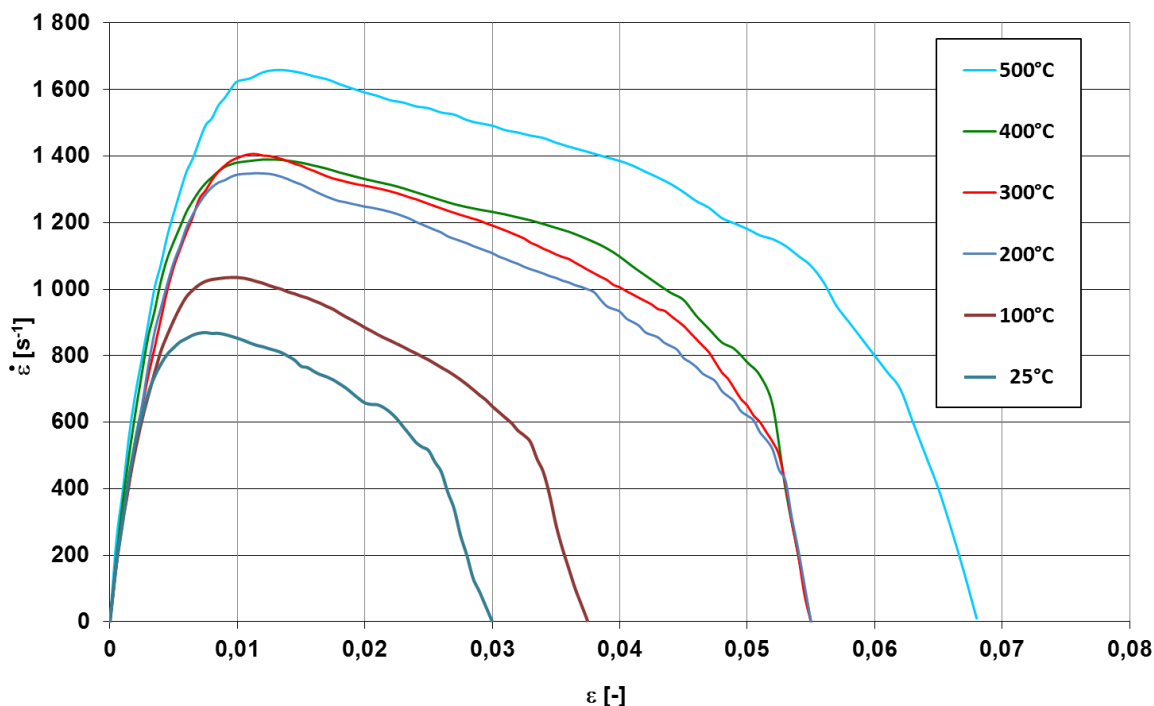


Obr. 51. Závislost deformačního napětí a rychlosti deformace na deformaci pro vzorky Ti 03, Ti14 a Ti 15

Jak je patrné z obr. 51, i při kolísání průběhu rychlosti deformace až o 20 % (dopadová rychlost impaktoru byla v rozmezí 22,39 – 23,01 m/s) nedochází k výraznému ovlivnění průběhu napětí – deformace. Tento fakt lze vysvětlit tím, že při takto vysokých hodnotách rychlostí deformace (průměrně cca $1\,100\text{ s}^{-1}$) není materiál citlivý na drobné kolísání rychlosti deformace.



Obr. 52. Průměrné křivky deformačního napětí - deformace pro jednotlivé teploty



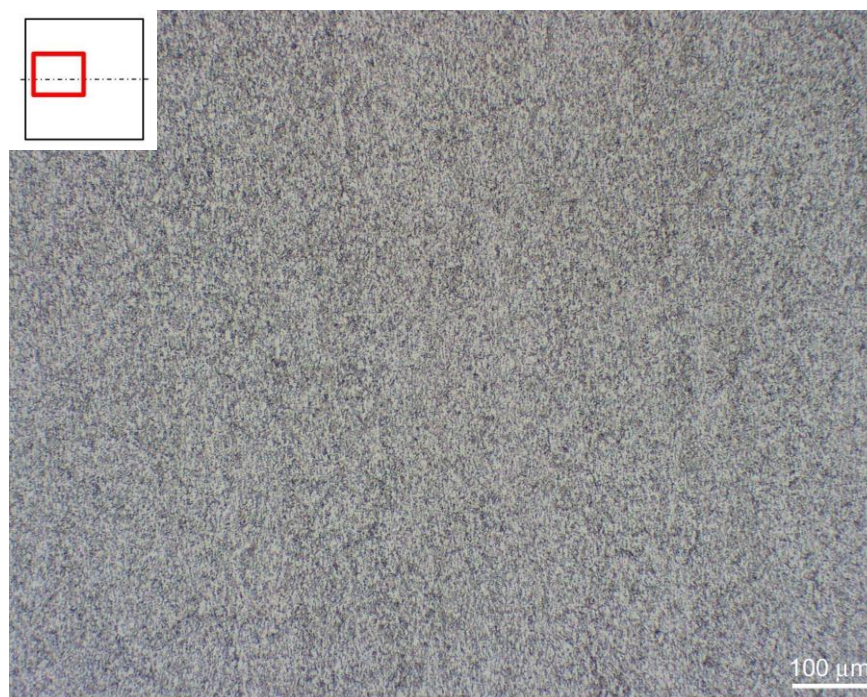
Obr. 53. Průměrné křivky závislosti deformační rychlosti na deformaci pro jednotlivé teploty

Z takto získaných křivek pro každý interval teplot byla vypočtena průměrná hodnota závislosti napětí – deformace a rychlosti deformace – deformace, které jsou uvedeny na obr. 52 a obr. 53.

Z obr. 52 je patrné, že s rostoucí teplotou dochází ke snižování přetvárného odporu. Střední rychlost deformace lze pro interval teplot 200 - 500°C považovat za řádově stejnou, tedy $10^3 s^{-1}$. Od teploty 100°C lze na jednotlivých křivkách napětí deformace pozorovat rozvoj horní meze kluzu při $\epsilon = 0,004$. Od stupně deformace 1,5 % nedochází k výraznému zpeňování ani odpeňování materiálu titanové slitiny.

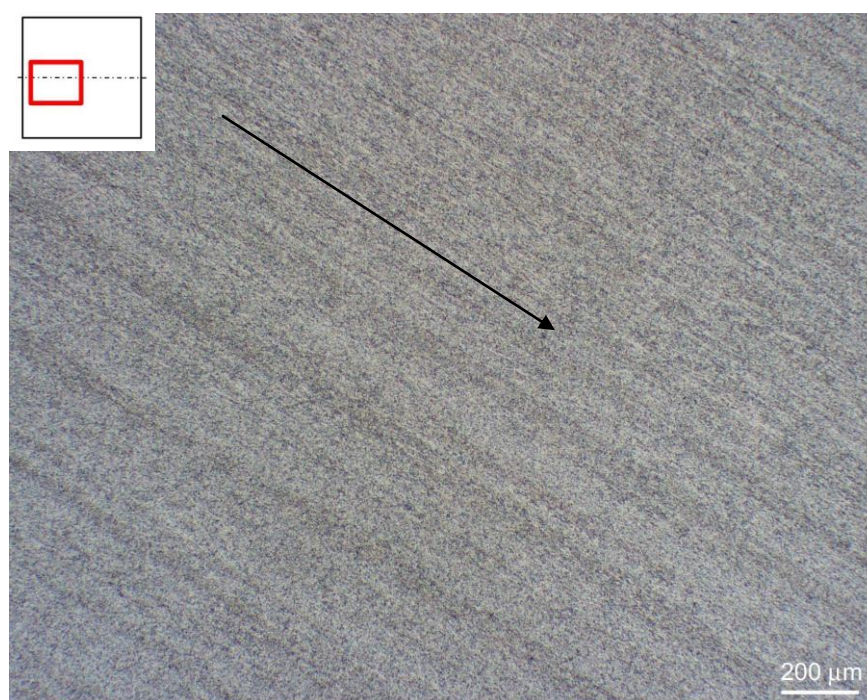
7.3.2. Vliv rychlosti deformace a teploty na mikrostrukturu

Dále byl zkoumán vliv rychlosti deformace a teploty na výslednou mikrostrukturu. Zatížené vzorky byly osově rozříznuty a podrobeny metalografickému výbrusu, jehož postup je uveden v kap. 7.2.2. Na obr. 54 je mikrostruktura vzorku Ti11, který byl zatěžován za okolní (pokojové) teploty. Tento vzorek je téměř nedeformovaný.



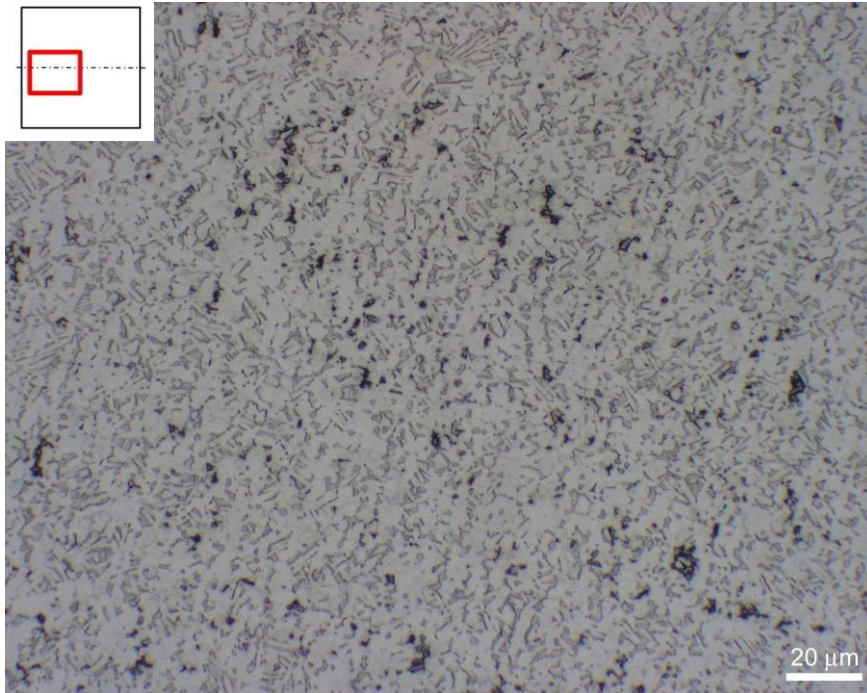
Obr. 54. Mikrostruktura vzorku Ti 11 (T = 25°C), zvětšeno 100x

Od teploty 300°C lze na vzorcích pozorovat deformační pásy, jejichž směr je totožný se směrem zatěžování. Na obr. 55 je výbrus vzorku Ti03 s vyznačeným směrem deformačních pásů.

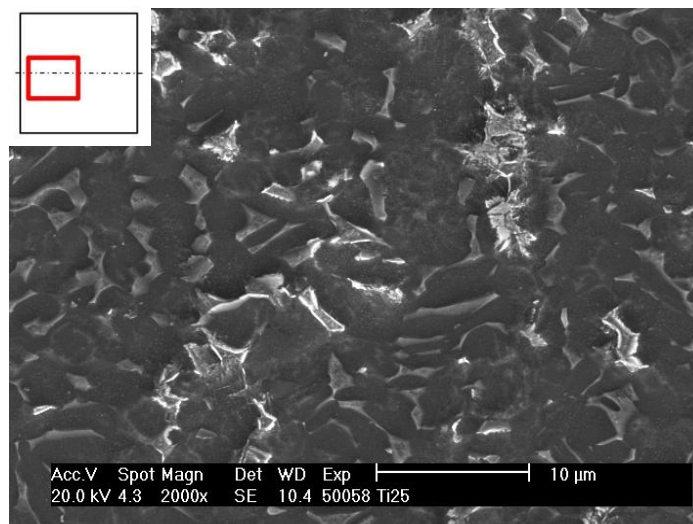


Obr. 55. Deformační pásy vzorku Ti03 (T = 400°C), šipka značí směr zatížení, zvětšeno 50x

Za teploty 500°C lze na elektronovém i optickém mikroskopu pozorovat „kostřičky“ – bílé na SEM, tmavé na optice. Jejich přítomnost lze vysvětlit přeleptáním struktury směsí kyselin při přípravě výbrusu, čímž došlo ke vzniku hran na mezifázovém rozhraní. EDS analýza těchto útvarů potvrzuje, že se nejedná o oxidy ani karbidy, neboť zde nejsou žádná lokální maxima (peaky) výskytu prvků O a C. (Příloha 5).



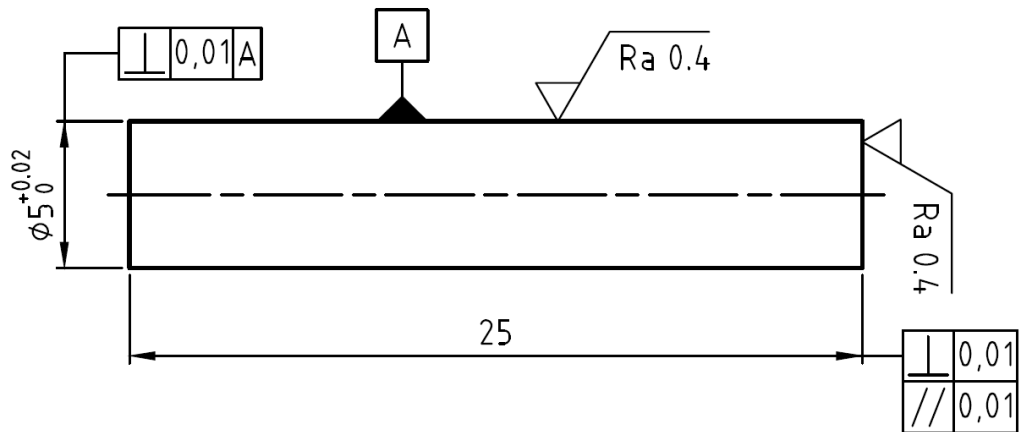
Obr. 56. Mikrostruktura vzorku Ti 02 deformovaného za teploty 500°C, zväčšeno 500x



Obr. 57. Mikrostruktura vzorku Ti 02 z SEM

7.4. Taylorův test

Deformační odpor titanové slitiny Ti-6Al-4V (ASTM B348 – Gr. 5) v závislosti na poměrné deformaci a rychlosti deformace byl zjišťován Taylorovým testem. Výchozím polotovarem byla tyč o průměru 6 mm, ze které byly vyrobeny vzorky o délce 25 mm a průměru 5 mm. Zkušební vzorky byly vyrobeny a následně broušeny tak, aby čela vzorků byla kolmá na osu a především vzájemně rovnoběžná.



Obr. 58. Náčrtek vzorku pro Taylorův test

Energie potřebná k urychlení vzorku ustaveného v polystyrénovém nosiči je vyvozena stlačeným vzduchem. Stlačený vzduch je až do „výstřelu“ uchovávan ve vzdušníku, který je napojen na kompresor. Výsledný tlak ve vzdušníku je dán dobou jeho plnění – běhu kompresoru. Neexistuje tedy stálý mechanismus, za kterého jsou vzorky pěchovány. Velikost energie dopadu je dána měřením jeho rychlosti těsně před dopadem na tuhou překážku – tyč o průměru 20 mm. Neberou se tedy v úvahu další okrajové podmínky jako je netěsnost zařízení během komprese, doba spuštění a zastavení komprese, tření mezi povrchem nosiče a vnitřní stěnou kanonu, tření mezi povrchem nosiče a vzorku nebo časová prodleva mezi skončením plnění vzdušníku a urychlením vzorku s nosičem. Z toho plyne, že při relativně stejných podmínkách zkoušek, které můžeme ovlivnit, tj. doba plnění vzdušníku, nemusíme dosáhnout stejných dopadových rychlostí a tedy i dopadové rychlosti vzorku. Z výše uvedeného plyne, a experimenty tuto domněnku potvrzují, že každý experiment je jedinečný jako u pneumatického zařízení pro Hopkinsonův test.

Tabulka 15 uvádí pro jednotlivé vzorky původní a konečné rozměry, průměrné deformační parametry, dobu plnění vzdušníku, čas průletu mezi fotodiodami a dopadovou rychlost vzorku. Vzorky byly urychlovány na vyšší dopadové rychlosti z důvodu vysoké meze kluzu i deformačního odporu titanové slitiny. Při nižších dopadových rychlostech dochází pouze k minimální plastické deformaci vzorků.

Tabulka 15. Podmínky zatížení jednotlivých vzorků

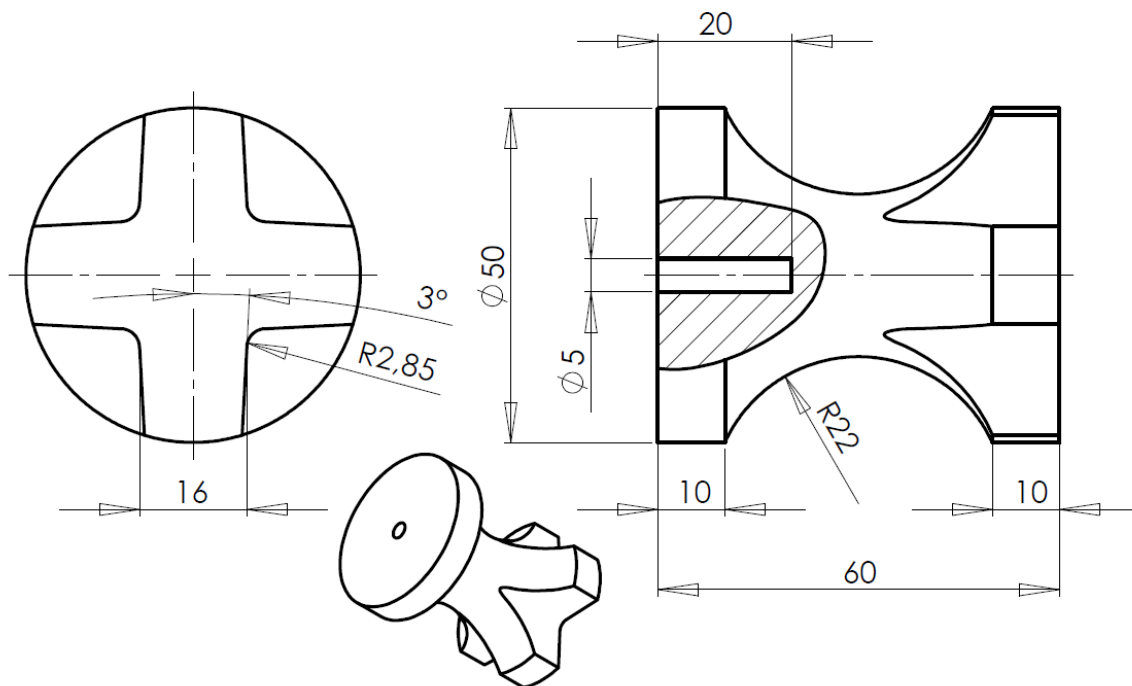
Vzorek	L ₀ [mm]	D ₀ [mm]	L ₁ [mm]	D _{max} [mm]	nosič [g]	t _{plnění} [s]	Rychlost s nosičem		Rychlost bez nosiče		X [mm]
							t ₁ [ms]	v [m/s]	t ₂ [ms]	v [m/s]	
Ti17	24,96	5,01	24,90	5,06	3,4	40*	2158	46,3	503,8	49,6	nelze určit
Ti18	25,02	5,02	24,85	5,10	3,2	95*	1605	62,3	356,7	70,1	nelze určit
Ti19	25,01	5,01	24,80	5,16	4,0	60**	1053	94,9	249,0	100,4	18,34
Ti20	25,00	5,01	24,70	5,22	3,8	40	726	137,7	225,0	111,1	17,20
Ti22	24,98	5,01	24,40	5,35	3,6	60	663	150,8	167,1	149,6	16,42
Ti-04	25,02	5,01	24,28	5,48	3,6	60	597	167,6	149,2	167,6	15,86
Ti-13	25,01	5,01	24,26	5,44	3,3	60	590	170,7	146,4	170,7	16,17
Ti-11	25,01	5,02	24,09	5,59	3,5	80	512	196,5	127,2	196,5	14,59
Ti-12	25,02	5,01	24,03	5,60	3,6	80	515	194,9	128,3	194,9	14,40
Ti-16	25,03	5,01	24,01	5,55	3,3	80	527	189,3	132,1	189,3	15,04
Ti-06	25,02	5,00	23,76	5,62	3,4	100	472	210,8	118,6	210,8	14,22
Ti-07	25,01	5,01	23,89	5,66	3,5	100	477	209,2	119,5	209,2	14,52
Ti-09	25,01	5,01	23,81	5,63	3,7	100	475	209,9	119,1	209,9	14,50
Ti-08	25,01	5,01	23,64	5,74	7,9	150	446	224,8	122,9	224,8	9,31
Ti-27	25,02	5,01	23,67	5,70	8,0	150	454	219,9	113,7	219,9	13,39

* ládováno zepředu 0,5 m od ústí ** ládováno zepředu 0,75 m od ústí

Pro urychlení vzorku byly použity nosiče vyrobené z polystyrénu KOPLEN 1640 a KOPLEN 0822. Polystyrén se nejprve předpění a následně se zpěňuje v připravené formě, která má tvar negativu nosiče. Zpracování musí proběhnout v co nejkratším čase, protože z polystyrénu se rychle uvolňuje nadouvadlo (heptan) a poté nedochází ke spojení jednotlivých perel. Velikost vypěněných perel je u KOPLENU 0822 menší a hmotnost nosiče je cca 3,5 g oproti asi 8,0 g u KOPLENU 1640. Hmotnost nosiče má vliv na dopadovou rychlost vzorku. Vyšší dopadové rychlosti lze snadněji dosáhnout u lehčího nosiče, avšak za cenu nižší soudržnosti perel. Pro dopadové rychlosti nad 200 m/s je vhodnější těžší nosič, neboť během urychlování v hlavní kanonu nedochází k „zaboření“ vzorku do nosiče, které může mít za následek nekolmý náraz vzorku na překážku.



Obr. 59. Polystyrénové nosiče (nosič po nárazu, nosič z KOPLENU 1640 a 0822)



Obr. 60. Náčrt nosiče vzorků pro Taylorův test

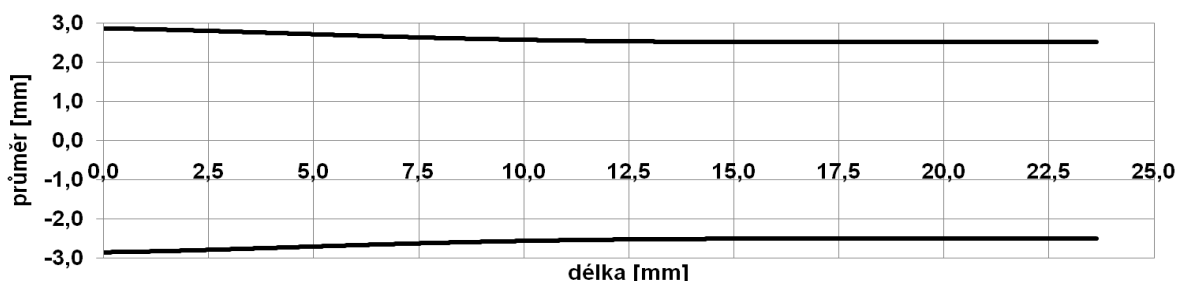
7.4.1. Obrazová analýza

Jelikož se vzorek po dopadu deformuje do trychtýřovitého tvaru, není možné získat všechny rozměry běžně dostupnými měřidly. K přesnému zjištění geometrie deformovaného tvaru vzorku slouží software LUCIE pro obrazovou analýzu. Program pracuje ve spojení s kamerou vybavenou CCD čipem a objektivem s funkcí zoomu. Kamera je umístěna na stojanu, který umožňuje její svislý pohyb a zajišťuje kolmost vůči podložce, na které je umístěn deformovaný vzorek ve speciálním přípravku.



Obr. 61. Postup sejmutí kontury vzorku Ti-08 (sejmutí vzorku, zaplnění jednotnou barvou, snímání kontury)

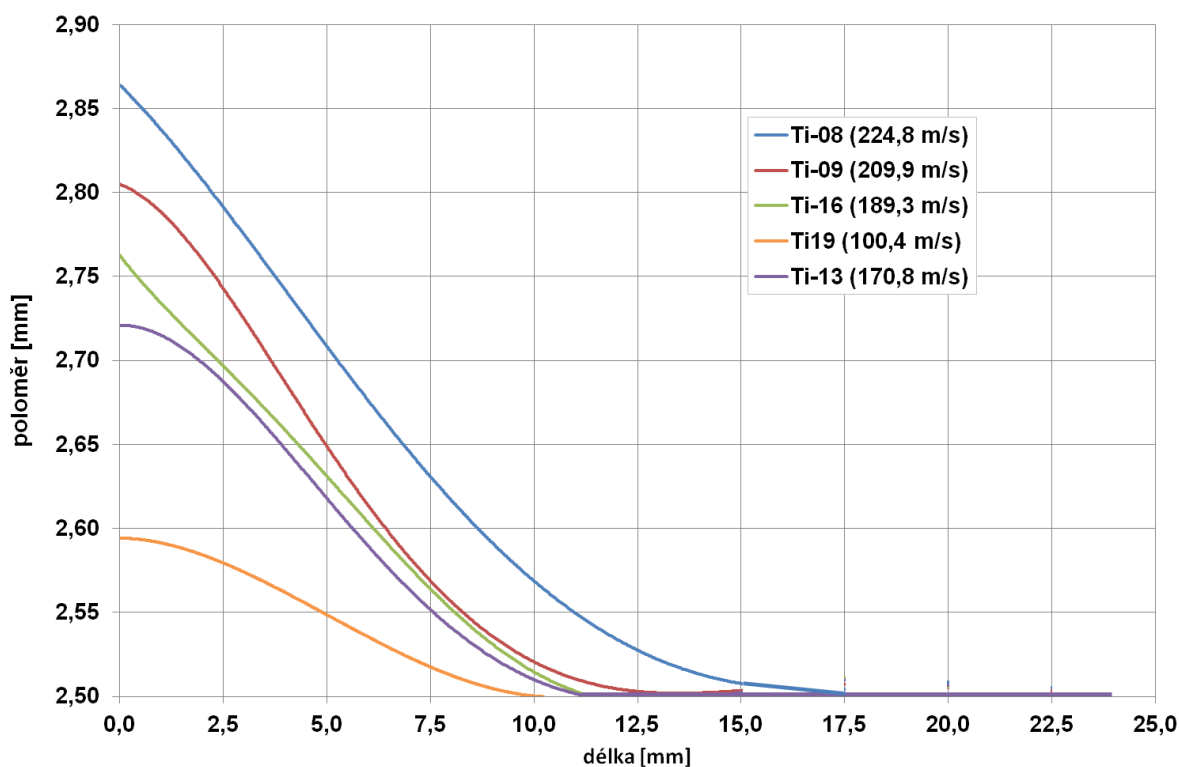
Před vlastním měřením je potřeba kalibrovat měřítko v programu LUCIE pomocí plastového pravítka umístěného kolmo k ose vzorku. Pokud se při snímání dalšího vzorku nemění nastavení a poloha kamery, není nutné znovu provádět kalibraci měřítka. Následně se snímá kontura vzorku, tedy změna průměru v závislosti na délce. Postup sejmutí kontury pro vzorek Ti-08 je na obr. 61. Na následujícím obr. 62 je kontura vzorku zpracovaná v programu MS Excel.



Obr. 62. Kontura vzorku Ti-08 zpracovaná v programu Excel

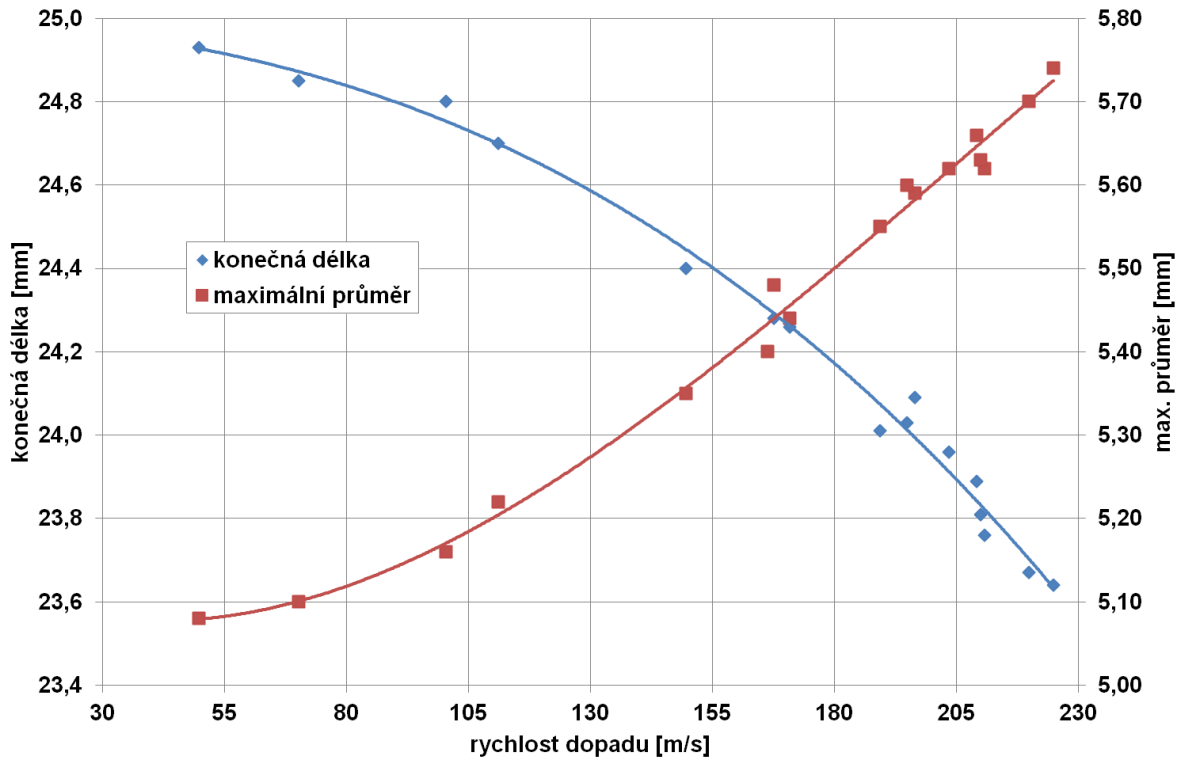
Zařízení pracuje s rozlišovací schopností cca 0,055 mm. Z tohoto důvodu nelze pomocí obrazové analýzy při malých deformacích vzorku (např. Ti-17 a Ti-18) určit závislost změny průměru na délce. Změna průměru odpovídá jednomu až dvěma pixelům a není možné jednoznačně říct, zda se jedná skutečně o změnu průměru nebo chybu měření.

Geometrie deformovaného vzorku je spolu s dopadovou rychlostí a pulzem vyvolaným rázem vzorku na tyč osazenou čtyřmi tenzometry jednou ze vstupních hodnot pro vyhodnocení experimentu. Obr. 63 znázorňuje změnu kontury zkušebních vzorků z titanové slitiny Ti-6Al-4V po nárazu na tuhou překážku – tyč – za různých dopadových rychlostí. Z obrázku jsou patrné změny geometrických parametrů zejména v přední – dopadové části vzorku.

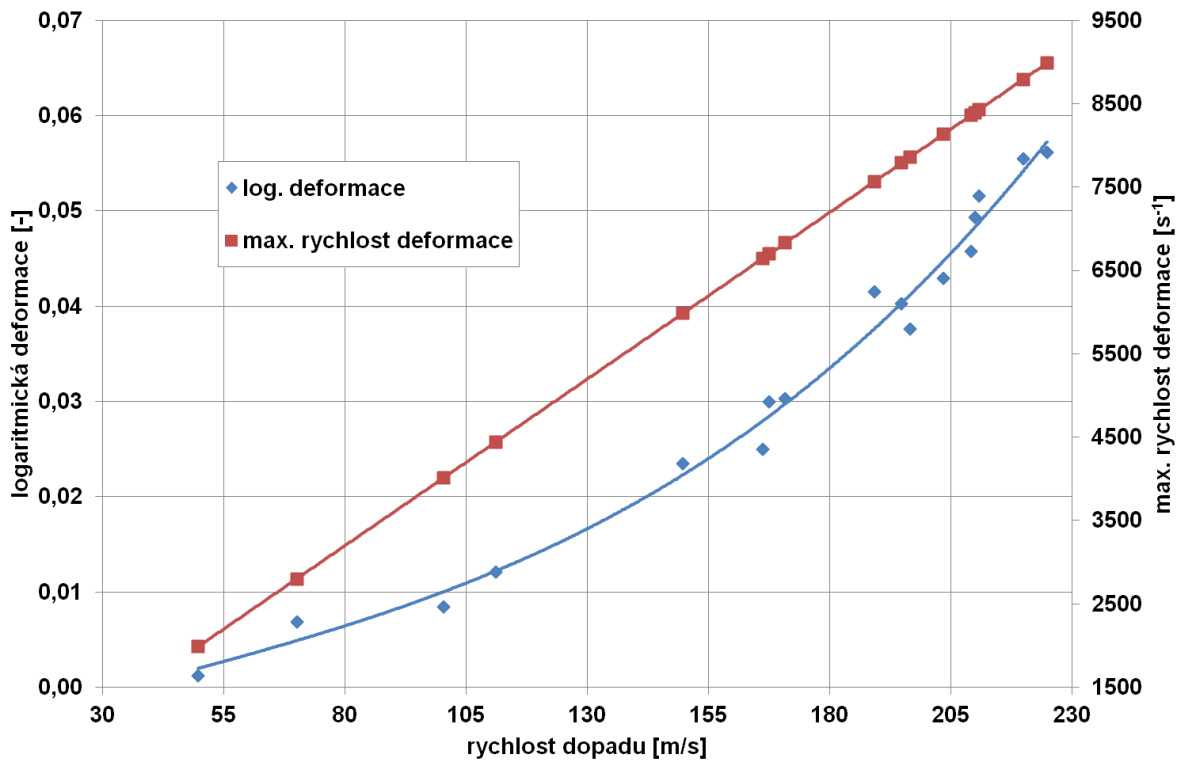


Obr. 63. Změny tvaru vzorků po dopadu

Geometrické změny vzorků po dopadu jsou lépe patné z obr. 64, který zobrazuje závislost konečné délky a maximálního průměru vzorků na dopadové rychlosti. Body v závislostech byly získány na základě praktických experimentů a proloženy polynomy třetího stupně.



Obr. 64. Závislost konečné délky a max. průměru na dopadové rychlosti

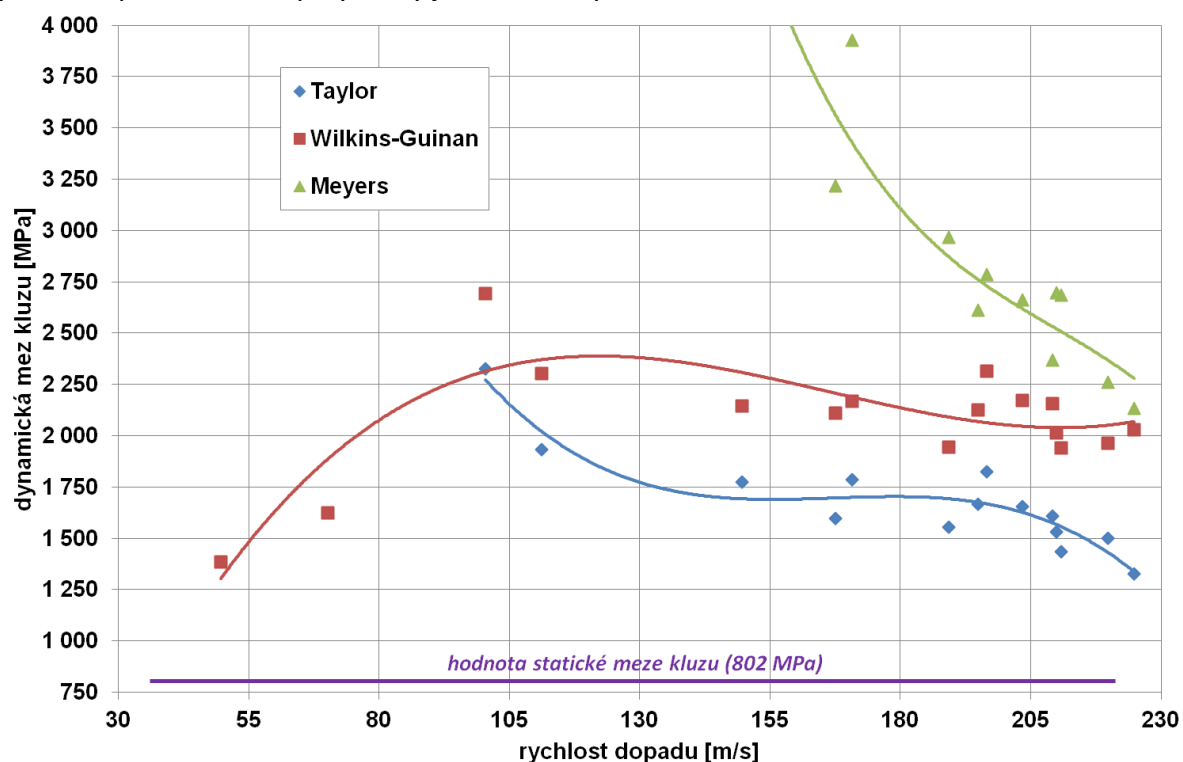


Obr. 65. Závislost log. deformace a max. rychlosti deformace na dopadové rychlosti

Obr. 65 zobrazuje závislost logaritmické deformace délky a závislost mezi okamžitou rychlostí deformace na dopadové rychlosti vzorku na tyč. Rychlost deformace se v průběhu deformace vzorku snižuje až na nulu. Maximální hodnoty se dosahuje při nárazu zkušební vzorku na tyč.

7.4.2. Vyhodnocení dynamické meze kluzu

Dynamická mez kluzu byla stanovena podle vybraných autorů – Taylora (24), Wilkins-Guinana (25) a Meyerse (27). Závislost dynamické meze kluzu na dopadové rychlosti aproximované polynomy jsou uvedeny na obr. 66.



Obr. 66. Závislost dynamické meze kluzu na dopadové rychlosti

Závislost dynamické meze kluzu dle Wilkins-Guinana dle (25) má od dopadové rychlosti 150 m/s podobný klesající charakter jako závislost podle Taylora dle (24). Pro nižší dopadové rychlosti nelze určit hodnotu dynamické meze kluzu dle Taylora, neboť pomocí obrazové analýzy nebylo možné jednoznačně určit délku nedeformovaného konce. Vztah dle Taylora se velmi často používá pro určení hodnoty dynamické meze kluzu. Jeho korektnost je ovlivněna přesným určením délky nedeformovaného konce vzorku. Mez kluzu osciluje kolem určité hodnoty a v daném rozmezí rychlostí se pohybuje okolo 1 600 MPa. Oproti tomu vztah dle Wilkins-Guinana vychází pouze z počáteční a koncové délky vzorku, dopadové rychlosti a hustoty vzorku. Hlavní výhoda tedy spočívá v tom, že není nutné složitě určovat délku nedeformovaného konce obrazovou analýzou. Vypočtené hodnoty jsou přibližně o 32 % vyšší než u výpočtu dle Taylora.

U výpočtu dle Meyerse se snižující dopadovou rychlostí prudce zvyšuje dynamická mez kluzu a to především pod rychlostí dopadu 190 m/s. Při hodnocení dynamické meze kluzu dle Meyerse dochází, v případě tohoto materiálu, k velkým rozdílům ve vypočtených hodnotách dynamické meze kluzu oproti zbývajícím autorům a to až v řádu stovek procent. Např. při dopadové rychlosti 50 m/s vychází hodnota dynamické meze kluzu 27 563 MPa, což je nereálné napětí. Z tohoto je zřejmé, že uvedený vztah není vhodný pro výpočet dynamické

meze kluzu. Důvodem je nevhodně zvolený model výpočtu. Meyers popisuje chování materiálu na základě výsledného přetvoření vzorku.

Z dosažených výsledků nelze jednoznačně určit nejhodnější vztah pro výpočet dynamické meze kluzu. Jako velmi vhodný se jeví vztah dle Wilkins-Guinana, který není závislý na délce nedeformovaného konce. Výsledky uvedené na obr. 66 potřebují další zkoumání z hlediska statistiky.

7.4.3. Počítačová simulace

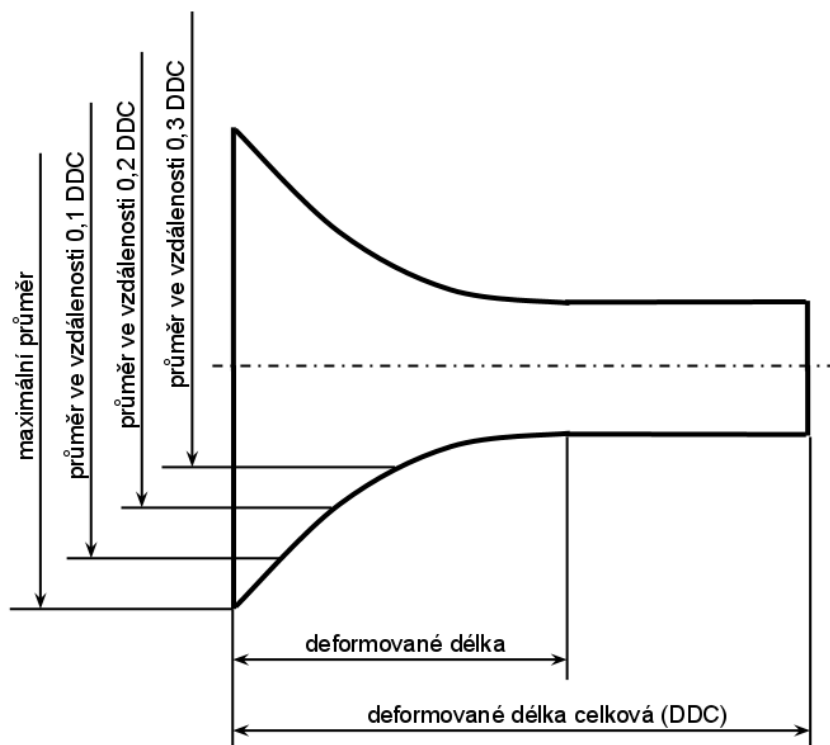
Modelování Taylorova testu spočívá v zadání a hledání vhodných parametrů konstitutivních rovnic, které nejlépe vystihují chování materiálu v závislosti na okrajových podmínkách. Z důvodu časové náročnosti počítačové simulace byly hledány parametry konstitutivní rovnice (30) dle Johnson-Cooka pro výše uvedenou titanovou slitinu. Tento konstitutivní vztah je velmi často používán, neboť je schopen obsáhnout s několika málo parametry velmi široké rozmezí teplot a deformačních rychlostí.

Výsledky simulace Taylorova testu se srovnávají se skutečným výsledkem experimentu. Hlavním kritériem je dosažení co největší shody deformovaných tvarů. Simulaci lze považovat za korektní a výsledky za reprezentativní, je-li neshoda mezi simulací a experimentem do 10 %. Takto získané parametry platí pouze s jednoznačně definovaným chemickým složením materiálu a jeho tepelným zpracováním.

K hledání parametrů Johnson-Cookovy rovnice byl použit simulační software ANSYS LS DYNA. ANSYS slouží jako preprocesor pro zadání vstupních dat a okrajových podmínek a také jako postprocesor pro zobrazení konečné vypočtené deformace a výpočtového napětí. Řešič LS DYNA byl zvolen, protože Taylorův test je experiment, při kterém dochází k velkým deformacím během krátkého časového okamžiku. Na základě dřívějších simulací byl vyvinut algoritmus, jehož úkolem je co nejpřesněji stanovení parametrů konstitutivní rovnice. Do algoritmu se zadává dopadová rychlost vzorku, jeho výchozí geometrie a dále pak intervaly včetně kroku pro jednotlivé parametry Johnson-Cookovy rovnice. Parametry pro prvotní simulace byly zadávány na základě statické přechovací zkoušky a parametrů zjištěných z literatury, viz tabulka 16. Následné cyklování mění hodnoty parametrů (A, B, C, n, m) dle zadání a vypisuje vybrané rozměry z geometrie deformovaného tvaru, jak je uvedeno na obr. 67.

Tabulka 16. Parametry Johnson-Cookovy rovnice (30) dle [45], [46]

σ_0 [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]
862	331	0,012	0,34	0,8
870	990	0,011	0,45	1,0
1048	950	0,015	0,20	1,0



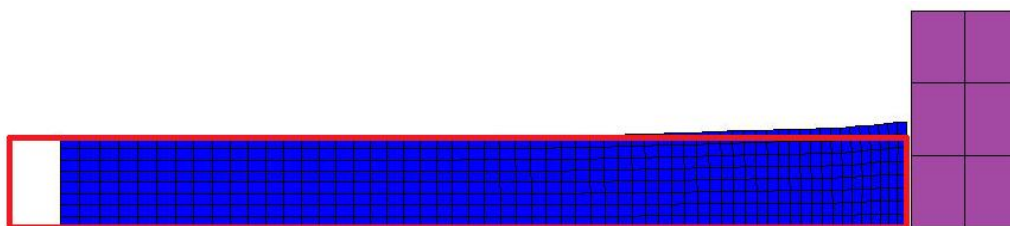
Obr. 67. Parametry vypisované algoritmem

Výstupem je textový soubor, kde jsou konkrétním hodnotám parametrů konstitutivní rovnice přiřazeny konkrétní parametry deformovaného tvaru. Tento soubor je následně zpracován v MS Excel, kde je pomocí filtrace vybrán tvar, který se nejvíce blíží reálnému. Dalším krokem ke zvýšení přesnosti stanovení parametrů by bylo vytvoření neuronové sítě, která by na základě vstupních podmínek experimentu stanovila hodnoty parametrů konstitutivní rovnice.

Následující zjednodušení byla použita pro snížení časové náročnosti simulace:

- ❖ Vzorek dopadá kolmo.
- ❖ Deska dopadliště je ideálně tuhá a po nárazu vzorku se plasticky nedeformuje.
- ❖ Řešení probíhá v osovému řezu, tedy ve 2D.
- ❖ Simulace řeší pouze polovinu osového řezu, pracuje tedy s osovou symetrií vzorku.

Na základě předchozích zkušeností lze říci, že uvedená zjednodušení nemají vliv na korektnost simulace a výsledky takto získané jsou reprezentativní. Pokud by se Taylorův test simuloval ve 3D, došlo by k enormnímu nárůstu času potřebného k řešení, které by nevedlo k dalšímu zpřesnění jednotlivých parametrů konstitutivní rovnice. Na obr. 68 je výstup simulace deformace vzorku včetně jednotlivých prvků sítě.



Obr. 68. Deformace vzorku Ti-12 25 μ s po nárazu (červeně původní tvar)

Výsledky simulace

Na základě provedených simulací byly stanoveny nejvhodnější parametry Johnson-Cookovy rovnice, které uvádí tabulka 17. Statická mez kluzu byla stanovena na základě statických pěchovacích zkoušek, viz kap. 7.2.1. Pro správné stanovení parametru m byly použity křivky napětí – deformace získané při Hopkinsonově kompresním testu.

Tabulka 17. Parametry Johnson-Cookovy rovnice stanovené počítačovou simulací

σ_0 [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]
802	995	0,010	0,50	0,60

Následující tabulka uvádí procentuální chybu mezi skutečným a rozměrem vypočteným počítačovou simulací. Za 100% je považován reálný rozměr. Parametry geometrie byly porovnávány pro vzorky Ti- 9, 12, 13, 19 a 27, které reprezentují vždy jednu oblast v intervalu skutečných dopadových rychlostí. Shoda výsledků je ± 5 % a parametry konstitutivní rovnice takto stanovené lze považovat za reprezentativní. Pro nižší dopadové rychlosti nelze ověřit shodu tvaru mezi experimentem a simulací v důsledku minimální deformace vzorku, kterou není obrazová analýza schopna rozlišit.

Tabulka 18. Porovnání reálných a vypočtených rozměrů pro vybrané vzorky

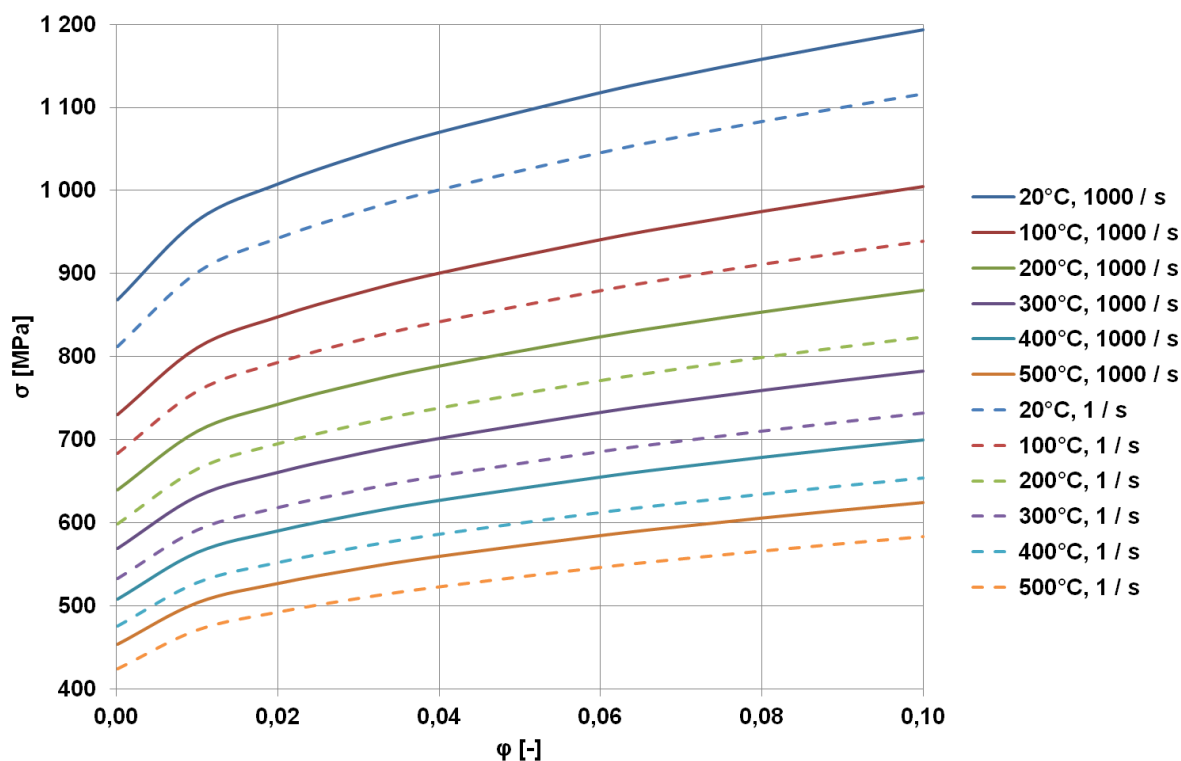
Vzorek		Ti-19	Ti-13	Ti-12	Ti-9	Ti-27
Dopadová rychlost [m/s]		100	170	195	210	220
Délka konečná [mm]	skutečná	24,80	24,26	24,03	23,81	23,67
	simulace	24,52	23,70	23,33	23,10	22,93
	chyba	-1,13 %	-2,38 %	-2,99 %	-3,09 %	-3,22 %
Průměr v 0,1 délky konečné [mm]	skutečný	5,18	5,35	5,45	5,45	5,56
	simulace	5,22	5,46	5,57	5,63	5,68
	chyba	0,77 %	1,99 %	2,07 %	3,25 %	2,07 %
Průměr v 0,2 délky konečné [mm]	skutečný	5,09	5,29	5,40	5,34	5,39
	simulace	5,17	5,31	5,40	5,45	5,49
	chyba	1,57 %	0,44 %	0,00 %	2,10 %	1,83 %
Průměr v 0,3 délky konečné [mm]	skutečný	5,10	5,12	5,12	5,12	5,17
	simulace	5,13	5,16	5,21	5,24	5,27
	chyba	0,59 %	0,78 %	1,80 %	2,38 %	1,81 %
Délka nedeformovaného konce [mm]	skutečná	18,34	16,17	14,40	14,50	14,34
	simulace	18,63	15,29	14,66	14,31	14,00
	chyba	1,56 %	-5,75 %	1,77 %	-1,34 %	-2,40 %

Tabulka 19 porovnává hodnoty napětí vypočtené Johnson-Cookovým vztahem pro jednotlivé teploty a střední rychlosti deformace s hodnotami získanými při Hopkinsonově kompresním testu a odečtenými z grafu na obr. 52.

Tabulka 19. Porovnání hodnot napětí získaných při Hopkinsonově testu a vypočtenými

Deformace [-]	Teplota [°C]						
	20	100	200	300	400	500	
	Napětí [MPa]						
0,01	894	808	708	657	615	539	Hodnoty odečtené z grafu na obr. 52
0,02	893	833	746	676	600	517	
0,03	--	840	769	690	613	540	
0,04	--	--	750	700	611	554	
0,05	--	--	761	681	615	574	
	Napětí [MPa]						
Deformace [-]	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05		Hodnoty vypočtené dle (30)
	960	1004	1037	1066	1091		
	809	846	874	898	919		
	710	743	768	789	807		
	632	661	683	702	719		
	565	591	611	627	642		Procentuální chyba
	505	528	546	560	574		
	6,84 %	11,01 %	--	--	--		
	0,08 %	1,49 %	3,89 %	--	--		
	0,35 %	-0,41 %	-0,14 %	4,93 %	5,75 %		
	-3,90 %	-2,23 %	-0,96 %	0,30 %	5,23 %		
	-8,86 %	-1,56 %	-0,40 %	2,60 %	4,21 %		
	-6,78 %	2,06 %	1,02 %	1,16 %	-0,06 %		

Z porovnání dat plyne, že procentuální chyba se pohybuje v rozmezí ± 5 %. Větší odchylka nastává při deformaci 0,01. Toto je způsobeno nepřesností, neboť deformační rychlost je v tomto bodě vyšší (viz obr. 53) než její střední hodnota použitá v Johnson-Cookově vztahu. Obdobné platí i pro „koncové“ hodnoty napětí, kdy zatížení končí a rychlost deformace klesá k nule.



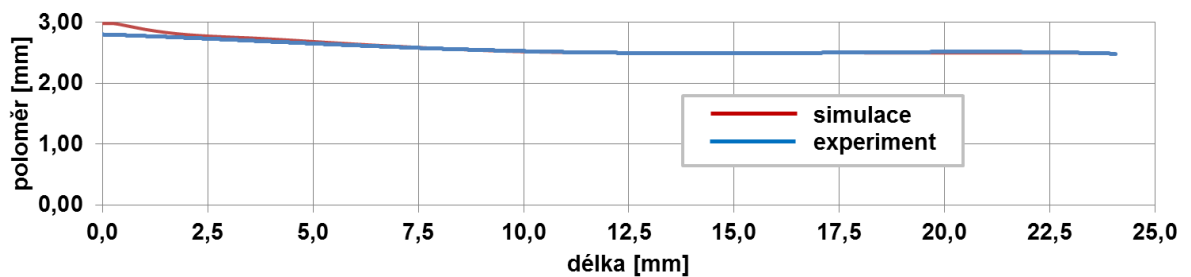
Obr. 69. Křivky napětí – deformace za různých teplot a rychlostí deformace

Na obr. 69 jsou vyneseny křivky napětí v závislosti na logaritmické deformaci pro interval testovaných teplot a rychlosti deformace 1 a 1000 s⁻¹. Průběh křivek byl stanoven Johnson-Cookovým vztahem na základě experimentálně určených parametrů, které uvádí tabulka 17.

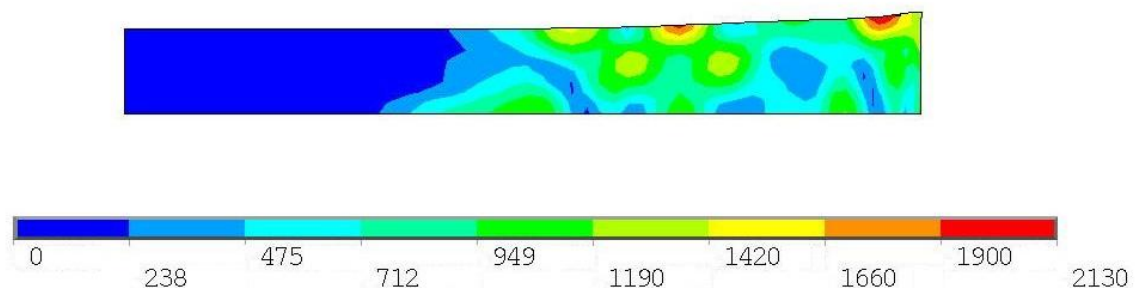
Z diagramu je patrný vliv rychlosti deformace i teploty na chování titanové slitiny. Za vysoké rychlosti deformace má materiál vyšší přetvárný odpor oproti kvazistatickým podmínkám zatěžování. Za daných teplot je přetvárný odpor o 7 % vyšší při rychlosti deformace 1000 s⁻¹ než při 1 s⁻¹. Dále přetvárný odpor klesá s rostoucí teplotou. Např. při teplotě 500°C a rychlosti deformace 1000 s⁻¹ je přetvárný odpor materiálu o 48 % nižší než za pokojové teploty.

Výsledky simulace pro vzorek Ti-12

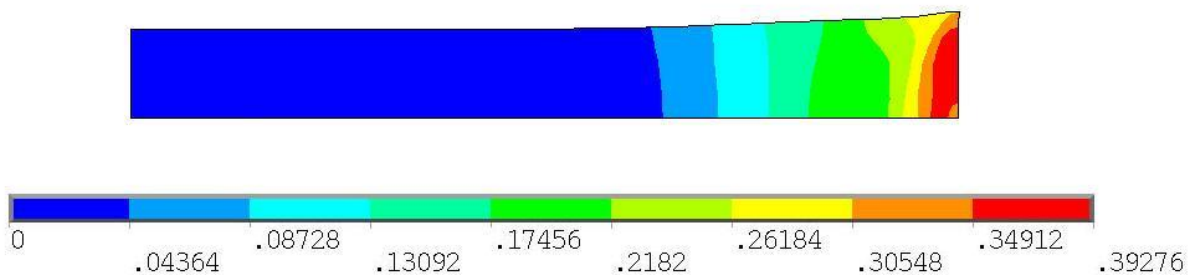
V následujícím grafu je uvedeno porovnání mezi simulací a experimentem pro vzorek Ti-12 v deformovaném tvaru, jehož dopadová rychlost byla 194,9 m/s. Neshoda maximálních průměrů je zapříčiněna fyzikálními zákony, které neumí počítačová simulace zcela zohlednit. Dále jsou uvedeny hodnoty efektivního napětí a deformace dle podmínky HMH po skončení zatěžování. Výsledný tvar vzorku je dán uspořádáním Taylorova testu, a tedy k největšímu přetvoření a napětí se objevuje v oblasti čela, které dopadá na tuhou desku. V příloze 6 jsou dále uvedeny hodnoty efektivního napětí a deformace pro vzorky s dopadovou rychlostí 100, 170 a 220 m/s.



Obr. 70. Porovnání deformovaného tvaru mezi experimentem a simulací



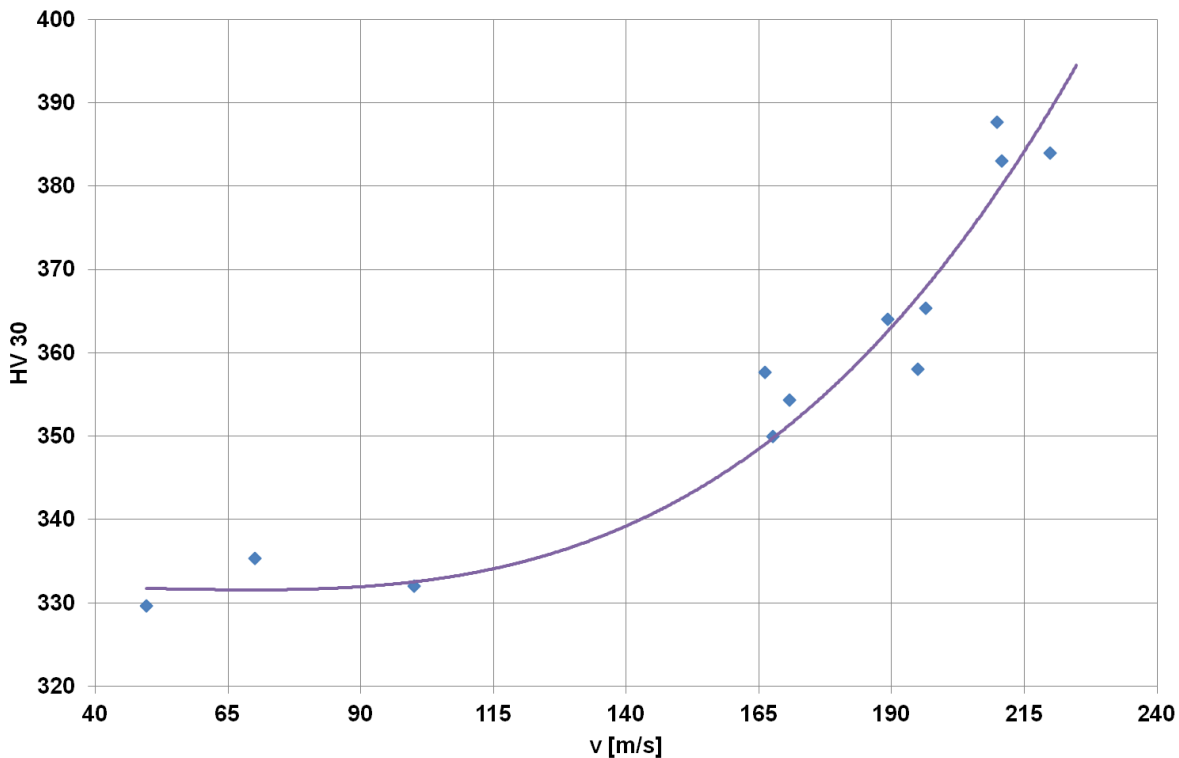
Obr. 71. Výsledné výpočtové napětí [MPa] pro vzorek Ti-12



Obr. 72. Výsledná výpočtová deformace pro vzorek Ti-12

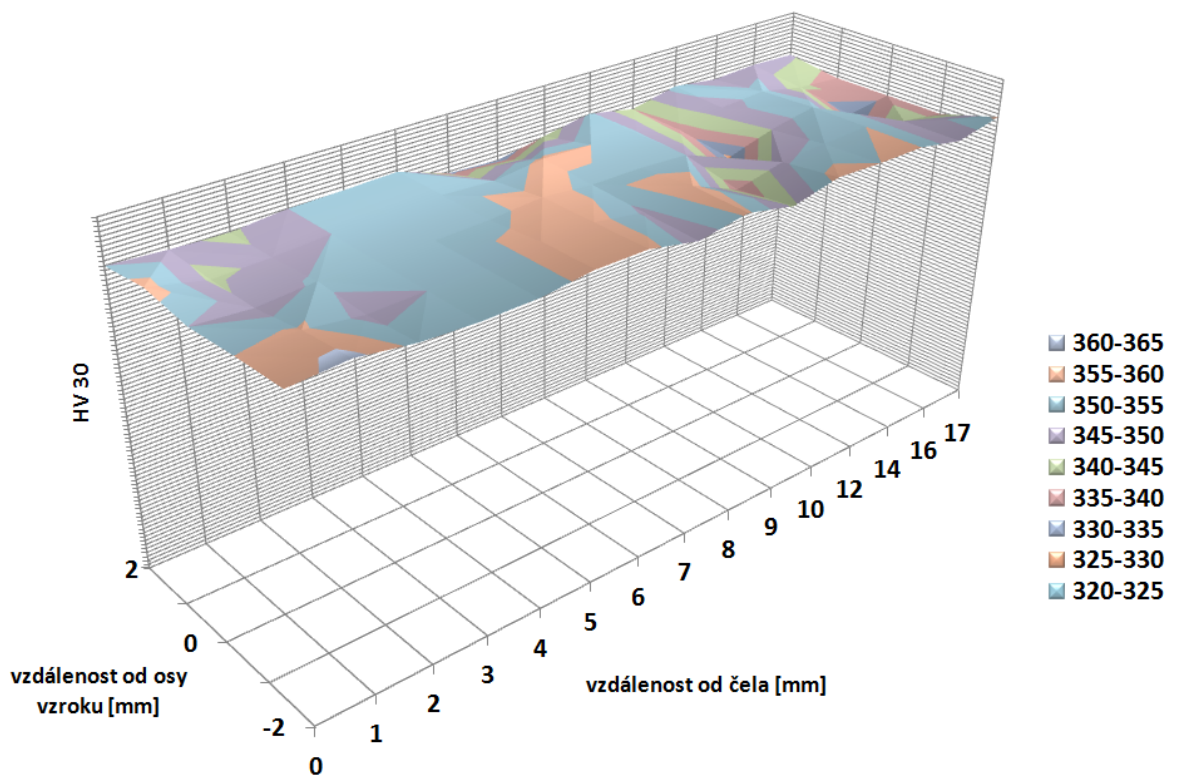
7.4.4. Měření tvrdosti

Tvrdość je jedna ze základních materiálových vlastností a na jejím základě lze usuzovat i na další mechanické vlastnosti. Tvrdość byla měřena na tvrdoměru ZWICK 3212 vybaveného digitální kamerou připojenou k PC. Hodnota tvrdosti byla stanovena pomocí programu TVRDOTEST. Obr. 73 uvádí hodnoty tvrdosti měřené na deformovaném čelu vzorku v závislosti na dopadové rychlosti. Tato byla měřena třikrát a pro přehlednost je vynesena pouze průměrná hodnota. Výchozí průměrná hodnota tvrdosti (nezatíženého) čela byla 334 HV 30. Naměřené hodnoty pro vybrané vzorky jsou v příloze 7.



Obr. 73. Závislost tvrdosti deformovaného čela na dopadové rychlosti

Jak je patrné z grafu, lze vyslovit závěr, že v počáteční fázi tvrdost čela významně nenarůstá, dále s rostoucí rychlostí roste tvrdost deformovaného čela a to až k průměrné hodnotě 384 HV 30. Pro lepší představu o míře plastické deformace byl jeden z vzorků (Ti-13) osově rozříznut a byla změřena mikrotvrdost nad většinou plochy podélného průřezu. Výsledné hodnoty jsou uvedeny v následujícím grafu na obr. 74. Z grafu lze vyčíst, že největší tvrdost a tedy i zpevnění je v oblasti čela a následně pomalu klesá až na svoji počáteční hodnotu a to ve vzdálenosti 17 mm od čela.

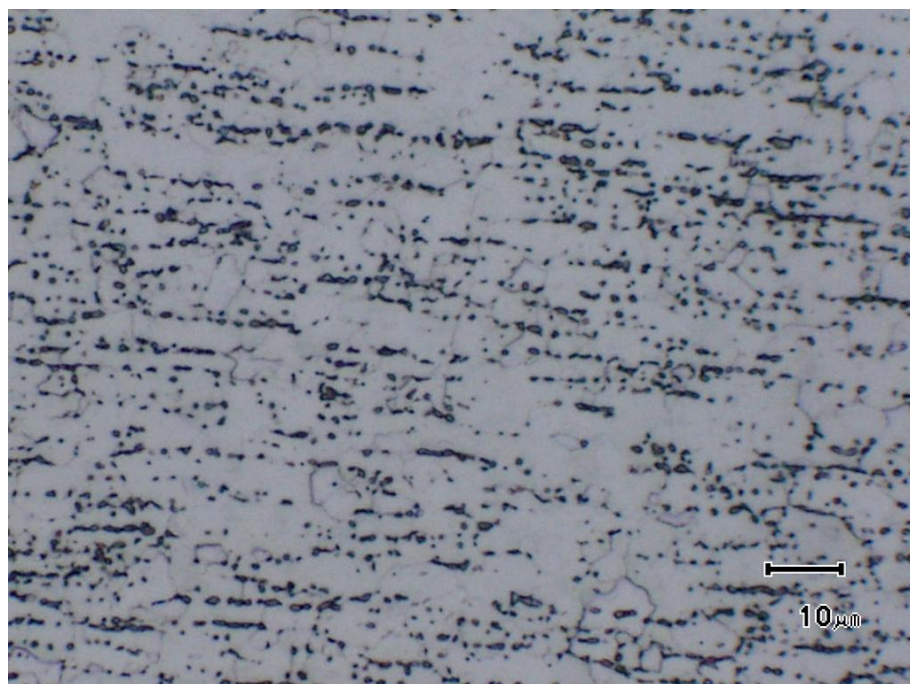


Obr. 74. Průběh tvrdosti HV 30 nad příčným průřezem vzorku Ti-13 (rychlost dopadu 170,7 m/s)

7.4.5. Vliv rychlosti deformace na mikrostrukturu

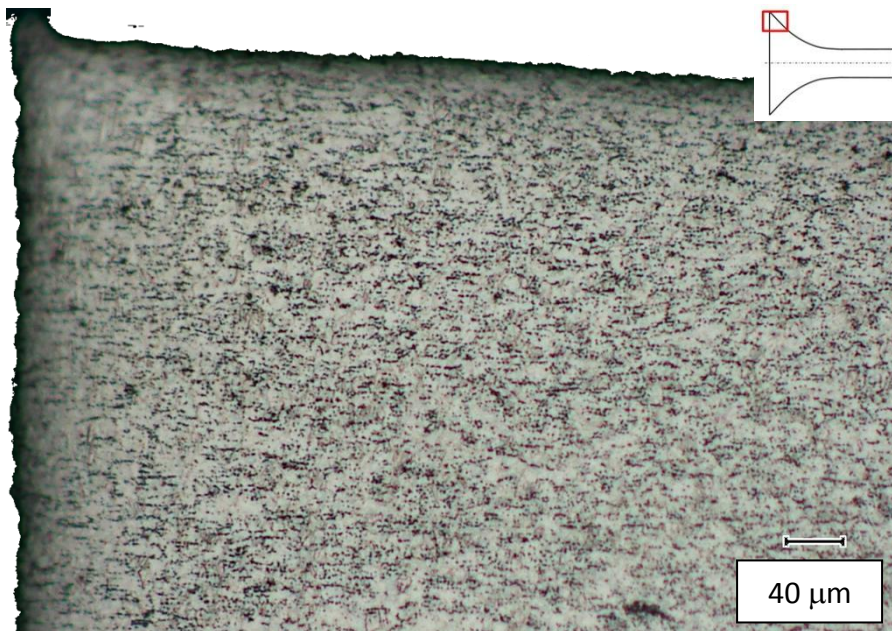
Také u vzorků podrobených Taylorově testu byl zkoumán vliv rychlosti deformace na mikrostrukturu. Po skončení experimentu byly vzorky osově rozříznuty a podrobeny metalografickému výbrusu, jehož postup je popsán v kap. 7.2.2.

Na obr. 75 je výchozí mikrostruktura slitiny Ti-6Al-4V při 1 000 násobném zvětšení. Jedná se o jemnozrnnou strukturu, kdy fáze α se jeví jako světlá a β jako tmavá.

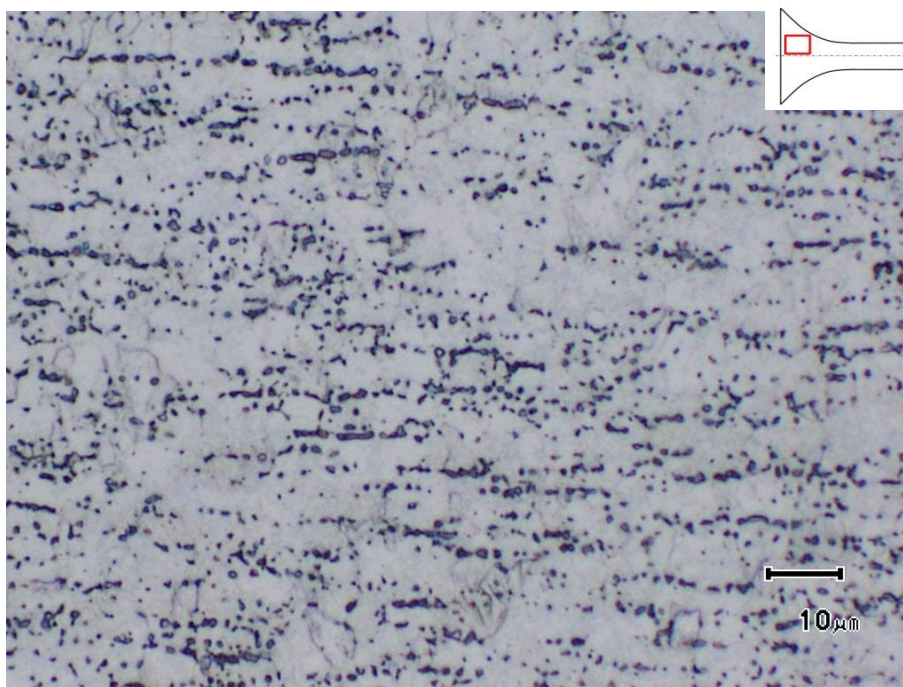


Obr. 75. Výchozí mikrostruktura vzorků pro Taylorův test, zvětšeno 1 000x

Jelikož při Taylorově testu dochází k největší deformaci v oblasti čela, byly zkoumány změny mikrostruktury právě zde. Na obr. 76 je část čela vzorku Ti-12. V mikrostruktuře nedochází k výrazným změnám. Při daném zvětšení je vidět i řádkovitost zrn zapříčiněná výrobním postupem tyčového polotovaru. Ani u vzorku Ti-27 s největší dopadovou rychlostí nebyly na světelném mikroskopu ve struktuře pozorovány žádné změny, jak dokládá obr. 77.



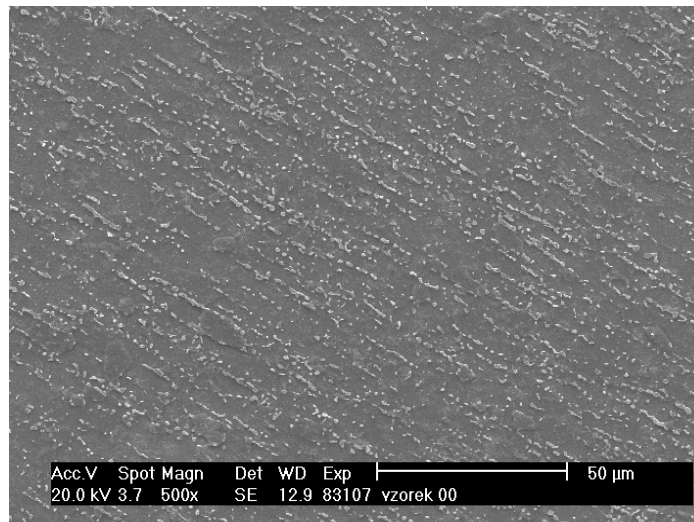
Obr. 76. Mikrostruktura vzorku Ti-12 v oblasti čela, zvětšeno 200x



Obr. 77. Mikrostruktura vzorku Ti-27, zvětšeno 1 000x

Vliv rychlosti deformace na mikrostrukturu vzorků byl pozorován i na SEM. Na obr. 78 je výchozí mikrostruktura včetně zřetelného řádkování. Kromě pozorování (na rastrovacím elektronovém mikroskopu Philips XL 30 s detektorem Edax pro energiově disperzní analýzu) byla provedeno i ověření chemického složení hlavních přísadových prvků pomocí planární

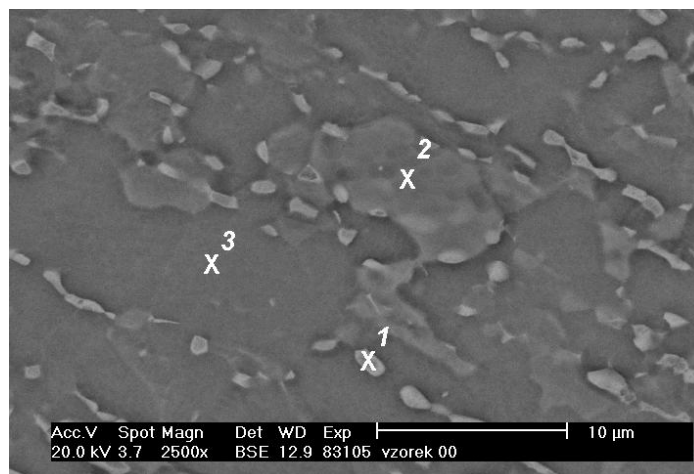
analýzy. Tabulka 20 porovnává chemické složení dle dodaného atestu (viz Příloha 2) a zjištěné pomocí analýzy. Místa měření jsou na obr. 79 a výsledky jsou uvedeny v Příloze 8.



Obr. 78. Výchozí mikrostruktura vzorků pro Taylorův test

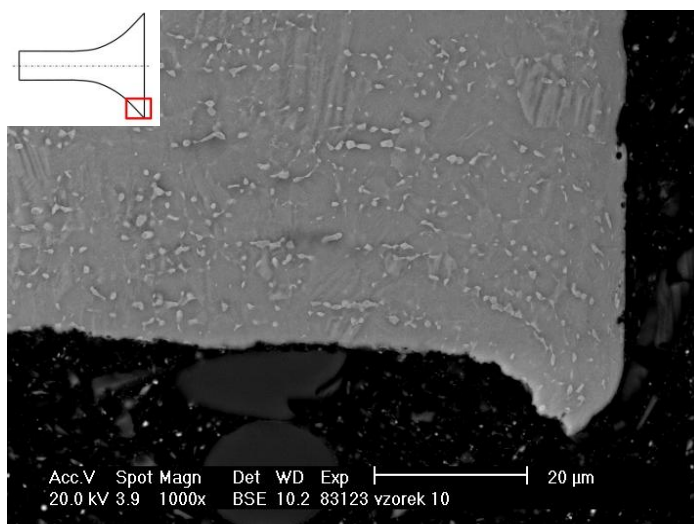
Tabulka 20. Porovnání chem. složení hlavních přísadových prvků

Měření	Ti [hm. %]	Al [hm. %]	V [hm. %]
dle atestu	89,67	6,14	4,19
1	89,61	5,70	4,69
2	91,63	6,65	1,72
3	91,54	6,64	1,81



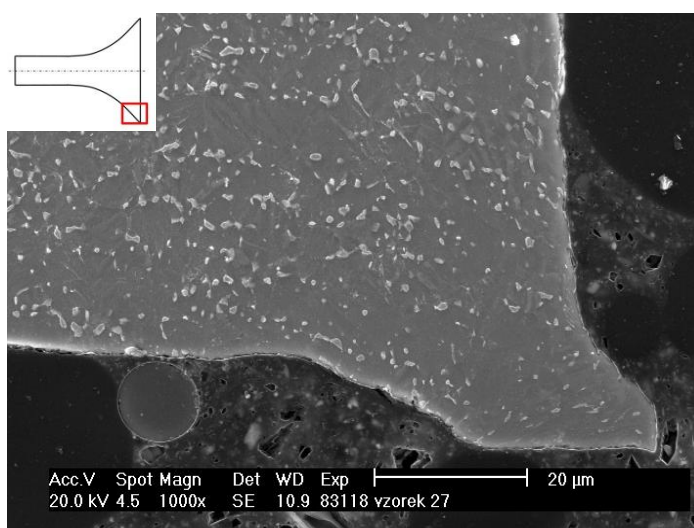
Obr. 79. Místa měření chemického složení

Na obr. 80 je část deformovaného čela vzorku Ti-12 (dopadové rychlost 195 m/s). Okrajová část čela (vpravo dole) je typicky zdeformována do trychtýřovitého tvaru se zřetelným plastickým tokem materiálu. Černé otvory na čele (vpravo) jsou zbytky zalévací hmoty a nejedná se o porušení materiálu v důsledku překročení meze pevnosti.

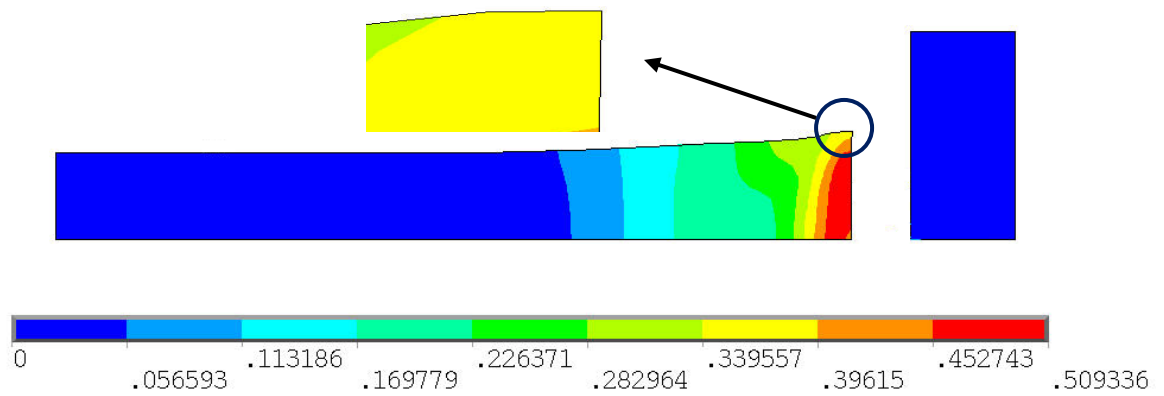


Obr. 80. Část deformovaného čela vzorku Ti-12 ($v = 195$ m/s)

Obr. 81 dokumentuje tvar detail tvaru okrajové části deformovaného čela vzorku Ti-27. Při dopadové rychlosti 220 m/s dochází k přetečení materiálu přes rovinu čela, které je pravděpodobně způsobeno nízkým modulem pružnosti této slitiny. To má za následek větší deformace v důsledku odpružení. Toto přetečení předpovídá i počítačová simulace, která udává vyšší hodnotu způsobenou velikostí použitého prvku.

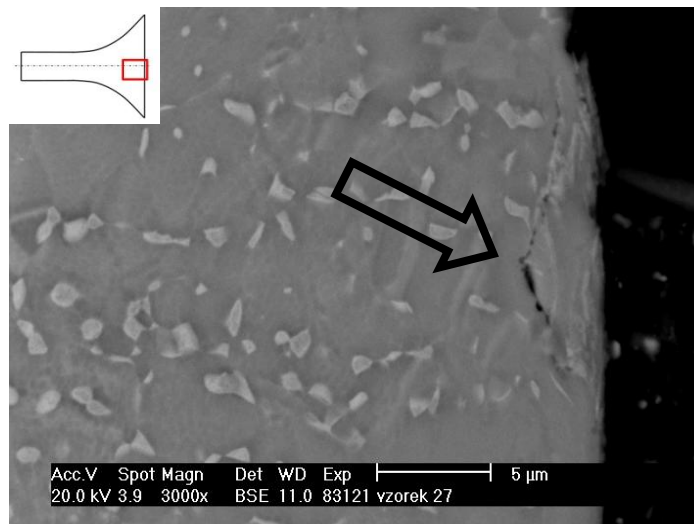


Obr. 81. Část deformovaného čela vzorku Ti-27 ($v = 220$ m/s)

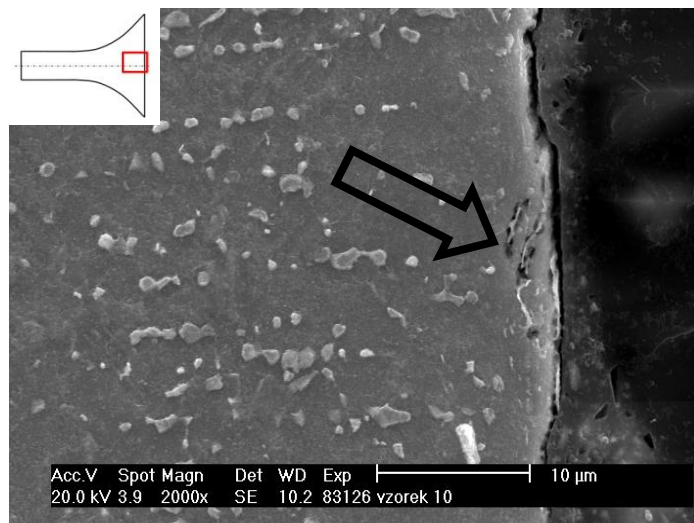


Obr. 82. Výsledná výpočtová deformace pro vzorek Ti-27 včetně detailu přetečení materiálu přes rovinu čela

Na všech vzorcích podrobených pozorování na SEM jsou na čelech patrné výtrže (viz obr. 83 a obr. 84). Tyto výtrže u volného povrchu čela vznikají v okamžiku setkání postupující plastické vlny a odražené elastické vlny. Výsledkem je smykové porušení materiálu při překročení meze pevnosti materiálu. Tyto výtrže zasahují přibližně do hloubky cca 4 μm , jak je zřejmé z obr. 83 a obr. 84.



Obr. 83. Výtrž na čele vzorku Ti-27



Obr. 84. Výtrž na čele vzorku Ti-12

8. ZÁVĚRY

Hlavním cílem předkládané disertační práce bylo stanovení parametrů konstitutivní rovnice popisující mechanické chování titanové slitiny. Z velkého množství dostupných slitin titanu byla zvolena, i s ohledem na cenu, ta nejpoužívanější – Ti-6Al-4V. Tato slitina nachází široké využití v mnoha oblastech (leťectví, lékařství, strojírenství atd.) a nabízí kombinaci vysoké pevnosti, nízké hmotnosti, tvařitelnosti a korozní odolnosti.

V důsledku zkoumání vlivu teploty a rychlosti deformace na mikrostrukturu této slitiny musela být vyvinuta nebo zdokonalena metodika experimentů. U Hopkinsonova kompresního testu byla ve spolupráci s VZLÚ Praha kompletně vyvinuta metodika testování vzorků za zvýšených teplot. Díky indukčnímu ohřevu můžeme nyní testovat vzorky při teplotách do 500°C. Dále byla provedena změna uspořádání podpor dělených tyčí, došlo k renovaci kapacitních snímačů a byly vyrobeny delší impaktory umožňující větší deformaci zkoumaného materiálu. Uvedené změny umožňují získat kvalitnější záznam pulzů s minimálním vlivem šumů a vlnové disperze. V neposlední řadě byly stanoveny parametry matematické filtrace jednotlivých pulzů tak, aby při vyhodnocení nedocházelo k ovlivnění závislosti napětí na deformaci a rychlosti deformace na deformaci. Dalším výstupem jsou funkční vzory přípravku pro vysokorychlostní tahové zkoušky na zařízení pro Hopkinsonův kompresní test, který je chráněn Útvarem transferu technologií VUT v Brně pod č. 2007/008.

U Taylorova testu byla zdokonalena metodika měření rázu. Nosič i se vzorkem jsou před vlastním experimentem ošetřeny tak, aby nedocházelo k přenosu statického výboje na tyč osazenou kovovými tenzometry. Proběhly i vstupní testy a možnosti měření deformační síly pomocí piezoelektrického snímače. Tento bude v budoucnu využíván, neboť nabízí kvalitnější a přesnější záznam. V oblasti počítačová simulace byl vytvořen algoritmus, který umožňuje poměrně rychlé stanovení parametrů Johnson-Cookovy rovnice na základě deformovaného tvaru vzorku.

Stěžejním úkolem této práce bylo stanovení parametru Johnson-Cookovy rovnice pro titanovou slitinu Ti-6Al-4V a dále zkoumání vlivu teploty a rychlosti deformace na změny v mikrostruktuře. Po provedení vstupních testů, které měly za úkol ověřit chemické složení slitiny a stanovení statické meze kluzu, byly provedeny experimenty za vyšších rychlostí deformace a zvýšených teplot.

Vzorky podrobené Hopkinsonovu kompresnímu testu byly testovány v rozsahu teplot 20 – 500°C za střední rychlosti deformace cca 1 000 s⁻¹. Výsledkem jsou závislosti deformačního napětí, které byly použity pro stanovení teplotního koeficientu odpevnění v Johnson-Cookově rovnici. V rámci dosažených podmínek zatěžování nedochází k výrazným strukturním změnám.

Výsledky obrazové analýzy deformovaných vzorků z Taylorova testu slouží jako podklad pro porovnání experimentu s počítačovou simulací. Pomocí algoritmu byly stanoveny parametry Johnson-Cookovy rovnice tak, aby co nejlépe vystihovaly reálný průběh obrysu vzorků z fyzikálního experimentu. Parametry jsou následující:

σ_0 [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]
802	995	0,010	0,50	0,60

Mikroskopické pozorování neprokázalo podstatné změny ve struktuře titanové slitiny. Naproti tomu SEM potvrdila výskyt výtrží na deformovaném čele a mikrotrhliny až do hloubky 4 μm . Tyto defekty musí být brány v úvahu při vysokorychlostním tváření,

neboť právě zde mohou vznikat poruchy vedoucí až k porušení tvářené součásti. Pro průkazné dislokační změny v mikrostruktuře by bylo vhodné pozorování na TEM.

Za hlavní přínos této práce považuji vyvinutí a ověření metodiky testování vzorků za zvýšených teplot pro Hopkinsonův test, vývoj zařízení pro vysokorychlostní tahové zkoušky pro Hopkinsonův test a vytvoření algoritmu pro stanovení parametrů Johnson-Cookovy rovnice pomocí simulačního softwaru ANSYS LS-DYNA. Budoucí výzkum bude zaměřen na možnosti dalšího potlačení šumů při měření u zařízení pro Hopkinsonův i Taylorův test. Další možností je využití neuronových sítí v algoritmu pro stanovování parametrů Johnson-Cookovy rovnice, které by vedlo k jeho zpřesnění a urychlení hledání nejvhodnějších parametrů.

LITERATURA

- [1] ŠLAIS, Miroslav a Milan FOREJT. Study of dynamic behaviour of Ti-6Al-4V titanium alloy. In *Steel Research International*. Special Edition. Düsseldorf, Verlag Stahleisen GmbH. 2008. p. 693 - 697. ISBN 978-3-514-00754-3.
- [2] ŠLAIS, Miroslav, Kamil PODANÝ, Eva ŠMEHLÍKOVÁ a Milan FOREJT. Statické a dynamické mechanické chování oceli 17 240. In *International Scientific Conference PRO-TECH-MA 2009, Progressive Technologies and Materials*. Rzeszów, Politechnika Rzeszów. 2009. s. 262 - 266. ISBN 978-83-7199-550-7.
- [3] ŠLAIS, Miroslav; Martin KNEBL a Milan FOREJT. Evaluation of dynamic forces established during the Taylor Anvil Test. *MM Science Journal*. 2010. 2010(4). p. 214 - 216. ISSN\~1803-1269.
- [4] AKIN, J. E. *Finite elements for analysis and design* [online]. London: Academic Press Limited, 1994 [cit. 2011-08-17]. Dostupné z WWW: <http://books.google.cz/books?id=p7dLmHnF_MsC&lp=PP1&pg=PR4#v=onepage&q&f=false>. ISBN 0-12-047653-3.
- [5] ASHLEY, Steven. Boeing 777 Gets a Boost from Titanium. *Mechanical Engineering*. 1993, vol. 115, no. 7, p. 60-65.
- [6] BAOZHONG Sun, Liu FANG and Gu BOHONG. Influence of the Strain Rate on the Uniaxial Tensile Behavior of 4-step 3D Braided Composites. *Composites: Part A*. 2005, 36, p. 1477-1485.
- [7] BĚLSKÝ, Petr. Preliminary Tests of Friction Stir Welding. In *Letecký zpravodaj: Czech AEROSPACE Proceedings*. Praha: Czech Aerospace Manufacturers Association / ALV, 2006. p. 24-26. ISSN 1211-877X.
- [8] BRUENIG, Michael and Larissa DRIEMEIER. Numerical Simulation of Taylor Impact Tests. *International Journal of Plasticity*. 2007, no. 23, p. 1979-2003.
- [9] BUCHAR, Jaroslav, Milan FOREJT, Miroslav JOPEK and Ivan Křivánek. Evaluation of constitutive relations for high strainrate behaviour using the Taylor Test. *Journal dePhysique*. 2000. France. vol. IV , p. Pr9-75 - Pr9-80.
- [10] BUCHAR, Jaroslav a Josef VOLDŘICH. *Termální balistika*. 1. vyd. Praha: Academia, 2003. 340 s. ISBN 80-200-1222-2.
- [11] BURŠA, Jiří. *Metoda konečných prvků*. Brno: 2005. 5 s. Dostupné z WWW: <<http://www.umt.fme.vutbr.cz/~jbursa/MKP4.doc>>.
- [12] Butterworth filter. In *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. St. Petersburg (Florida) : Wikipedia Foundation, 2.10.2005, last modified on 11.8.2011 [cit. 2011-08-17]. Dostupné z WWW: <http://en.wikipedia.org/wiki/Butterworth_filter>.
- [13] CLINCKEMAILLIE, Jan, et al. High Scalability of Parallel PAM-CRASH with a New Contact Search Algorithm. In BUBAK, Marian, et al. *Lectures Notes in Computer Science: High Performance Computing and Networking*. Amsterdam: 2000. p. 439-444. ISBN 3-540-67533-1.

- [14] *Computational Thermodynamics* [online]. 2011 [cit. 2011-09-18]. Titanium-Aluminum (Ti-Al) Phase Diagram. Dostupné z WWW: <<http://www.calphad.com/titanium-aluminum.html>>.
- [15] FARLÍK, Alois a Emanuel ONDRÁČEK. *Teorie dynamického tváření*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1968. 314 s.
- [16] FIELD, J. E. et al. Review of Experimental Techniques for High Rate Deformation and Shock Studies. In *International Journal of Impact Engineering*. Oxford: Elsevier Science, 2004. s. 109-177. ISSN 0734-743X .
- [17] FOREJT, Milan. Konstitutivní vztahy pro rychlosti deformace v technologiích tváření. In *Proceedings of the 2nd International Conference Form 95*. Brno: PC-DIR, Co. Ltd., 1995. s. 77-82. ISBN 80-214-0664-X.
- [18] FOREJT, Milan, Jan KREJČÍ a Jaroslav BUCHAR. High Strain Rate Phenomena in Metal Forming: New courses in Engineers Education. *Teaching and Education in Fracture and Fatigue*. 1996, vol. 1, is. 4. ISSN 1359-9372.
- [19] FOREJT, Milan, Jan KREJČÍ a Miroslav JOPEK. Optimalizace parametrů dynamických modelů tvářených materiálů. In *Form 2002*. Brno, Brno University of Technology. 2002. p. 37-40. ISBN80-214-2162-2.
- [20] FOREJT, Milan, Anton HUMÁR, Miroslav PÍŠKA a Libor JANÍČEK. *Experimentální metody*. Brno, 2003. 83 s. [cit. 2008-04-15]. Dostupné z WWW: <http://ust.fme.vutbr.cz/tvareni/opory_soubory/download/experimentalni_metody_cviceni__forejt_piska_humar_janicek.pdf>
- [21] FOREJT, Milan a Miroslav PÍŠKA. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. 1. vyd. Brno: Akademické vydavatelství CERM, s. r. o., 2006. 217 s. ISBN 80-214-2374-9.
- [22] FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS. Optimalizace parametrů Hopkinsonova kompresního testu. *Acta Mechanica Slovaca 2B/2006*. 2006. vol. 10.(2B/2006). p. 121 - 128. ISSN 0335-2393.
- [23] FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS. Problems of Measuring Dynamic Compression Forces. In *Book of Abstracts and Proceedings of papers-CD ROM 10th International Conference TECHNOLOGY 2007*. Bratislava, Slovak University of Technology in Bratislava. 2007. p. 392 - 396. ISBN 978-80-227-2712-9.
- [24] *Fstroj.uniza.sk* [online]. 2010 [cit. 2010-07-29]. Tibor Donic. Dostupné z WWW: <<http://fstroj.uniza.sk/web/kame/personalweb/donic.html#don01>>.
- [25] GÓMEZ-DEL RÍO, T. et al. Dynamic Tensile Behaviour at Low Temperature of CFRP Using a Split Hopkinson Pressure Bar. *Composites Science and Technology*. 2005, 65, p. 61-71.
- [26] HÁJEK Jiří. *Titan, hořčík a jejich slitiny* [online]. 2009 [cit. 2010-07-15]. Dostupné z WWW: <<http://ateam.zcu.cz/download/09%20Titan,%20horcik%20a%20jejich%20slitiny%20pro%20DMT.pdf>>.
- [27] HOUSE, Joel W. et al. Estimation of Flow Stress Under High Rate Plastic Deformation. *International Journal of Impact Engineering*. 1995, vol. 16, no. 2, p. 189-200.
- [28] CHEN, W., F. LU and M. CHENG. Tension and Compression Tests of Two Polymers Under Quasistatic and Dynamic Loading. *Polymer testing*. 2002, 21, p. 113-121.

- [29] JONES, S. E. et al. An Elementary Theory for the Taylor Impact Test. *International Journal of Impact Engineering*. 1998, vol. 21, no. 1-2, p. 1-13.
- [30] KAISER, Michael Adam. Advancements in the Split Hopkinson Bar Test. [online]. 1998 s. 94. Dostupný z WWW: <<http://scholar.lib.vt.edu/theses/available/etd-41998-18465/unrestricted/ETD.pdf>>.
- [31] KLEPACZKO, J. R. An Experimental Technique for Shear Testing at High and Very High Strain Rates: The Case of a Mild Steel. *International Journal of Impact Engineering*. 1994, vol. 15, no. 1, p. 25-39.
- [32] LESEUR, Donald R. *Experimental Investigations of Material Models for Ti-6Al-4V Titanium and 2024-T3 Aluminum*. 2000. 41 s. Dostupné z WWW: <<http://www.tc.faa.gov/its/worldpac/techrpt/ar00-25.pdf>>.
- [33] LS-DYNA: Keyword User's Manual. Livermore, 2003. 1564 s.
- [34] *LS-PrePost* [online]. 2010 [cit. 2010-08-07]. LS-PrePost online documentation. Dostupné z WWW: <<http://www.lstc.com/lspc/content/overview.shtml>>.
- [35] LUETJERING, Gerd and James C. WILLIAMS. *Titanium*. Heidelberg: Springer-Verlag, 2003. 406 s. ISBN 3-540-42990-5.
- [36] MENG, H. and K. H. LI. An SHPB Set-up with Reduced Time-shift and Pressure Bar Length. *International Journal of Impact Engineering*. 2003, vol. 28, is. 6, p. 677-696.
- [37] *Metals Handbook: Desk Edition*. Matthew J. Donachie. Ohio, 1997. ISBN 0-87170-188-X. Titanium, s. 9.1-9.12.
- [38] MEYERS, Marc André. *Dynamic Behaviour of Materials*. New York: John Wiley & Sons, 1994. 668 s. ISBN 0-471-58262-X.
- [39] MILANI, A. S. et al. An Improved Multi-objective Identification of Johnson–Cook Material Parameters. *International Journal of Impact Engineering*. 2009, 36, p. 294-302.
- [40] NAKA, Tetsuo et al. The Effects of Temperature and Forming Speed on the Forming Limit Diagram for Type 5083 Aluminium-magnesium Alloy Sheet. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001, no. 113, p. 648-653.
- [41] PAM-CRASH 2G Brochure [online]. 2006 [cit. 2010-07-05]. Dostupné z WWW: <<http://www.esi-group.com/products/crash-impact-safety/pam-crash/benefits/files/fileinnercontentproxy.2007-11-14.3912970251>>.
- [42] PARK, S. W. and M. ZHOU. Separation of Elastic Waves in Split Hopkinson Bar Using One Point Strain Measurements. *Experimental Mechanics*. 1999, vol. 39, no. 4, p. 287-294.
- [43] PETRUŠKA, Jindřich. *Počítačové metody mechaniky II*. Brno: 2002. 96 s. Dostupné z WWW: <<http://www.umt.fme.vutbr.cz/img/fckeditor/file/opory/PocitacoveMetodyII/PocitacovaMechanikaII.pdf>>.
- [44] PETRUŽELKA, Jiří. *Teorie tváření: 1D plasticita*. [online]. [cit. 2008-04-30], s. 1-21. Dostupný z WWW: <<http://www.345.vsb.cz/jiripetruzelka/TTV/61DPlasticitaTT.pdf>>.
- [45] PETRUŽELKA, Jiří a Richard BŘEZINA. *Úvod do tváření I*. Ostrava, 2001. 161 s. Dostupný z WWW: <http://www.345.vsb.cz/jiripetruzelka/Texty/Uvod_TV1.pdf>.

- [46] RAMÍREZ, Horacio and Carlos RUBIO-GONZALEZ. Finite-element Simulation of Wave Propagation and Dispersion in Hopkinson Bar Test. *Materials and Design*. 2004, vol. 27, p. 36-44.
- [47] RULE, William K. and S. E. JONES. A Revised Form for the Johnson-Cook Strength Model. *International Journal of Impact Engineering*. 1998, vol. 21, no. 8, p. 609-624.
- [48] SEO, Songwon, Oakkey MIN and Hyunmo YANG. Constitutive Equation for Ti-6Al-4V at High Temperature Measured Using SHPB Technique. *International Journal of Impact Engineering*. 2005, vol. 31, is. 6, p. 735-754.
- [49] SVS FEM [online]. 2010 [cit. 2010-06-18]. Produkty firmy ANSYS Inc. Dostupné z WWW: <<http://www.svsfem.cz/content/produkty-firmy-ansys-inc>>
- [50] Titanium Alloy Ti 6Al-4V [online]. 2000-01-07 [cit. 2011-09-04]. Dostupné z WWW: <<http://cartech.ides.com/datasheet.aspx?i=101&E=269>>
- [51] Thomas-sourmail.org [online]. 2008 [cit. 2010-07-25]. Coatings. Dostupné z WWW: <<http://www.thomas-sourmail.org/coatings/single-page.html>>.
- [52] UMBRELLO, D., R. M'SAOUBI and J. C. OUTEIRO. The Influence of Johnson–Cook Material Constants on Finite Element Simulation of Machining of AISI 316L Steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2007, vol. 47, is. 3-4, p. 462-470.
- [53] XUE, Q., M. A. MEYERS, and V. F. NESTERENKO. Self-organization of Shear Bands in Titanium and Ti-6Al-4V Alloy. In *Acta Materialia*. 2002, vol. 50, is. 3, p. 575-596.
- [54] ZSC v Plzni [online]. b.r. [cit. 2001-09-02]. Software - PAM CRASH, PAM SHOCK. Dostupné z WWW: < <http://zsc.zcu.cz/sw/pam-crash.html>>.

PŘEHLED ČLÁNKŮ AUTORA

FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS, Optimalizace parametrů Hopkinsonova kompresního testu. *Acta Mechanica Slovaca*. 2006. 10.(2B/2006). p. 121 - 128. ISSN 1335-2393.

FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS. Příspěvek k tvorbě dynamických modelů tvařitelných materiálů. In *15th International Metallurgical & Materials Conference METAL 2006*. Ostrava, TANGER, spol.s r.o., Ostrava. 2006. p. 161/1 (8 p.). ISBN 80-86840-18-2.

ŠLAIS, Miroslav. Vliv délky impaktoru na průběh zatěžujících pulzů u Hopkinsonova kompresního testu. In *8th. International Conference FORM 2006, Forming Technology, Tools and Machines*. Brno, Brno University of Technology. 2006. p. 6-1 (6 p.). ISBN 80-214-3231-4.

ŠLAIS, Miroslav a Milan FOREJT. Hopkinson pressure bar method applied to plastic materials. In *14th International Scientific Conference CO-MAT-TECH 2006*. Trnava, Vydavateľstvo STU v Bratislave. 2006. p. 1253 - 1257. ISBN 80-227-2472-6.

ŠLAIS, Miroslav. Zjišťování dynamických mechanických vlastností slitiny Ti-6Al-4V metodou Hopkinsonova testu. In *FSI junior konference 2006*. 1. Brno, FSI VUT v Brně. 2007. p. 1 - 5. ISBN 978-80-214-3364-9.

FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS. Dynamic behaviour of titanium alloy Ti-6Al-4V at increased temperature. In *Proceedings of abstracts and papers METAL 2007*. TANGER, s.r.o. Ostrava, TANGER, s.r.o. 2007. p. 165/1 (7 p.). ISBN 978-80-86840-33-8.

FOREJT, Milan a Miroslav ŠLAIS. Problems of measuring dynamic compression forces. In *Book of Abstracts and Proceedings of papers-CD ROM 10th International Conference TECHNOLOGY 2007*. Bratislava, Slovak University of Technology in Bratislava. 2007. p. 392 - 396. ISBN 978-80-227-2712-9.

ŠLAIS, Miroslav, Milan FOREJT and Petr BĚLSKÝ. Dynamical behaviour of aluminium alloys under repeated loading. *Acta Mechanica Slovaca*. 2008. 12(3-A). p. 473 - 478. ISSN 1335-2393.

ŠLAIS, Miroslav, Milan FOREJT a Petr BĚLSKÝ. Chování hliníkových slitin za podmínek dynamického zatěžování. *Kovárenství*. 2008. 2008(33). p. 107 - 110. ISSN 1213-9289.

ŠLAIS, Miroslav a Milan FOREJT. Study of dynamic behaviour of Ti-6Al-4V titanium alloy. In *Steel Research International*. Special Edition. Düsseldorf, Verlag Stahleisen GnBH. 2008. p. 693 - 697. ISBN 978-3-514-00754-3.

ŠLAIS, Miroslav, Kamil PODANÝ, Eva ŠMEHLÍKOVÁ a Milan FOREJT. Statické a dynamické mechanické chování oceli 17 240. In *International Scientific Conference PRO-TECH-MA 2009, Progressive Technologies and Materials*. Rzeszów, Politechnika Rzeszów. 2009. p. 262 - 266. ISBN 978-83-7199-550-7.

ŠLAIS, Miroslav a Milan FOREJT. Faktory ovlivňující kvalitu snímaného signálu u Hopkinsonova testu. In *11th international Conference TECHNOLOGY 2009*. Bratislava, STU FSj. 2009. p. 431 - 434. ISBN 978-80-227-3135-5.

ŠLAIS, Miroslav, Milan FOREJT and Martin KNEBL. Experimental Studies on the Relation Between Microstructure and Mechanical Properties. In *6th International Conference on Materials Structure & Micromechanics of Fracture (MSMF-6)*. Brno, VUTIUM. 2010. p. 109 - 112. ISBN 978-80-214-4112-5.

ŠLAIS, Miroslav a Milan FOREJT. Možnosti inovace měření dynamických sil. *Kovárenství*. 2010. 2010(38). p. 105 - 108. ISSN 1213-9289.

ŠLAIS, Miroslav, Martin KNEBL and Milan FOREJT. Evaluation of dynamic forces established during the Taylor Anvil Test. *MM Science Journal*. 2010. 2010(4). p. 214 - 216. ISSN 1803-1269.

DOHNAL, Ivo, Miroslav ŠLAIS, Milan FOREJT a Radko SAMEK. Dynamické tahové zkoušky plochých tyčí Hopkinsonovým testem. *Kovárenství*. 2011. 2011(40). p. 50 - 52. ISSN 1213-9289.

Funkční vzorky

„Úprava tělesa dopadliště zařízení pro Taylorův test“; FOREJT, M.; ŠLAIS, M.; 18. 12. 2009. Veden v Útvaru transferu technologií VUT v Brně pod čís. 2009/065.

„Upravené zařízení pro využití Hopkinsonových dělených tyčí k dynamickým tahovým zkouškám“; FOREJT, M.; ŠLAIS, M.; ŠVEJCAR, J.; 13. 11. 2008. Evidováno Útvarem transferu technologií VUT v Brně pod čís. 2007/008.

„Zařízení pro využití Hopkinsonových dělených tyčí k dynamickým tahovým zkouškám“; FOREJT, M.; ŠLAIS, M.; ŠVEJCAR, J.; 9. 11. 2007. Evidováno Útvarem transferu a technologií VUT v Brně pod č. 2007-008.

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

Symbol	Jednotka	Název
\vec{b}		Burgersův vektor
σ	MPa	napětí
ε	-	poměrná deformace
ρ	kg/m ³	hustota materiálu
ξ_0	F/m	permitivita vakua
ε_1	-	skutečná deformace tyče u Taylorova testu
σ_{yd}	MPa	dynamická mez kluzu
$\sigma_{d\text{stab}}$	MPa	stabilní dynamická mez kluzu
$\varepsilon_{i,r,t} (t)$	-	osová deformace zatěžujícího, odraženého a prošlého pulzu
ε_{mer}	-	poměrná deformace tyče u Taylorova testu
ε_r	-	poměrná deformace tyče
σ_s	MPa	stabilní mez kluzu
ε_z	-	osová deformace tyče
\ddot{U}		matice zrychlení
\dot{U}		matice rychlosti
$\dot{\varepsilon}$	s ⁻¹	rychlost deformace
$\dot{\varepsilon}_0$	s ⁻¹	referenční rychlost přetvoření
$\dot{\varphi}$	s ⁻¹	rychlost deformace
μ	-	Poissonovo číslo
a	mm	poloha snímače od čela tyče
B	MPa	modul zpevnění
C		matice tlumení
C ₀	m/s	rychlost zvuku v kovech
C _{el}	m/s	rychlost šíření elastické vlny v tyči
C _{pk}	pF	parazitní kapacita
C _{pl}	m/s	rychlost šíření plastické vlny v tyči
d	mm	průměr
dφ	-	přírůstek logaritmické deformace
dσ	-	přírůstek napětí
dε	-	přírůstek poměrné deformace
DDC	mm	deformovaná délka celková
D _s	mm	střední průměr vzorku
dt	s	přírůstek času
E	MPa	modul pružnosti v tahu
F	N	síla
h	mm	okamžitá výška vzorku
H	mm	konečná výška vzorku
H ₀	mm	počáteční výška vzorku
HV		tvrdost dle Vickerse
C _{HL}	-	konstanta materiálového modelu Hollomon-Ludvik
k	-	k-faktor tenzometru
K	-	konstanta materiálového modelu
K		matice tuhosti
L	mm	délka vzorku
l ₀	mm	výška kapacitního snímače
L ₀	mm	počáteční délka vzorku
L ₁	mm	délka vstupní tyče
L _f	mm	konečná délka vzorku
L _{im}	mm	délka impaktoru
m	-	exponent citlivosti na rychlost deformace
M		Schmidtův faktor

Symbol	Jednotka	Název
M		matice hmotnosti
n	-	exponent zpevnění
R_1	mm	poloměr tyče u Hopkinsonova testu
R_2	mm	poloměr kroužku kondenzátoru u Hopkinsonova testu
R_e	MPa	mez kluzu
R_e	MPa	mez kluzu
R_m	MPa	mez pevnosti
S	mm ²	plocha
T_m	K	teplota tavení materiálu
T_o	K	teplota okolí
T	K, °C	teplota
t_p	s	čas plnění vzdušníku
$t_{v,1,2}$	μs	doba průletu mezi fotodiodami
U	V	napětí
U		matice posuvů
U_{BD}	mV	rozvážení mostu
U_n	V	napájecí napětí
v	m/s	rychlost
V	mm ³	objem
X	mm	délka nedeformovaného konce vzorku
z	MPa m / s	mechanická impedance
ΔG_0		výška volné energie při 0 K
λ	s	doba trvání napěťového pulzu
φ	-	logaritmická deformace

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1 – Hodnoty pro konstrukci cejchovního diagramu tyče Ø20 mm

Příloha 2 – Atest materiálu dle výrobce

Příloha 3 – Protokoly z EDS analýzy pro vzorek ve výchozím stavu

Příloha 4 – Dopadová rychlost impaktoru (150 a 200 mm) v závislosti na době plnění vzdušníku

Příloha 5 - Protokoly z EDS analýzy pro vzorek Ti-02 deformovaného za 500°C

Příloha 6 – Výsledky simulace pro vzorky Ti-13, Ti-27 a Ti-19

Příloha 7 – Výsledky měření tvrdosti HV 30 na deformovaném čele u vzorků z TAT

Příloha 8 – Protokoly z EDS analýzy pro vzorek materiálu pro Taylorův test

Příloha 1 – Hodnoty pro konstrukci cejchovního diagramu tyče Ø20 mm

E= 217 000 MPa modul pružnosti v tahu tyče
 D= 20 mm průměr tyče
 μ= 0,3 Poissonovo číslo
 K= 1,9 k-faktor tenzometrů

Síla	Deformace výpočtem	Manuální kompenzátor (1)	Manuální kompenzátor (2)	Mikrotechna 1101 (1)		Mikrotechna 1101 (2)	
				1mV/V = 2000mV		1mV/V = 2000mV	
F [kN]	ε _m [μm/m]	ε _m [μm/m]	ε _m [μm/m]	[mV]	ε _m [μm/m]	[mV]	ε _m [μm/m]
0	0,0	0,0	0,0	0	0,0	0	0,0
10	381,4	359,0	357,0	354	372,6	354	372,6
20	762,8	713,0	714,0	704	741,1	705	742,1
30	1 144,2	1066,0	1067,0	1053	1 108,4	1055	1 110,5

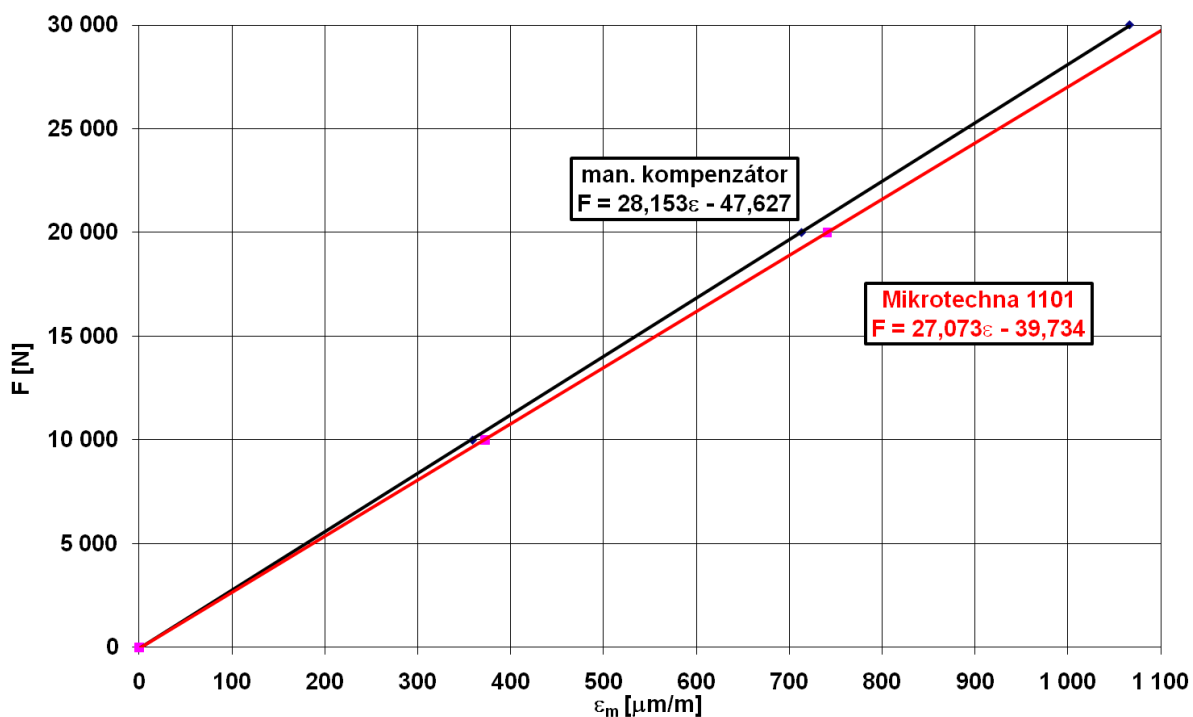
1mV/V.....2000mV
 X mV/V.....354mV

$$\varepsilon = \frac{F}{E \cdot S}$$

$$\varepsilon_m = 2(1 + \mu)\varepsilon$$

$$X = \frac{U_m}{U_n}$$

$$\varepsilon_m = \frac{U_m}{U_n} \frac{4}{K}$$



Příloha 2 – Atest materiálu dle výrobce

REJECTION CERTIFICATE

19ES703
S8618

Messrs; DAIDO-SPECIAL METALS LTD. Date; JAN.29,2002 Packing List No; 010199
 Contract No.; 301980 Customer No.; Condition; ANNEALED AND ROUGH TURNED (HOT)
 (41190039 01)

No.	Type of Steel	Heat No.	Size(mm)	Length(m)	Pcs	Weight(KGS)	Body Hardness ()	Quantity	
								Heat No.	Size(mm)
1	ASTMB348-GR5	1-4261	DIA 6	1.530-2.990	3	213			

Items	Chemical Composition										Mechanical Properties (Type of Specimen ASTM)				
	C %X	Si %X	Mn %X	P %X	S %X	Ti %X	Al %X	N %X	H %X	Fe %X	YIELD STRENGTH MPa	Tensile Strength MPa	Elongation %	Reduction of Area %	Impact Value
Unit	100				100	100	100	100	1000	100	100				
Specification	MAX.					BAL.	550	MAX.	MAX.	MAX.	MIN.	MIN.	MIN.	MIN.	
Heat No.	8					BAL.	550	MAX.	MAX.	MAX.	MIN.	MIN.	MIN.	MIN.	
1-4261						BAL.	614	419	< 1	16	17	17	41		
LADLE						BAL.	608	425	< 1	15	17	17	41		
CHECK															

Remarks; MICRO STRUCTURE : GOOD
 HEAT TREATMENT OF BODY
 A:715°CX1.5h-AC
DAIDO-SPECIAL METALS LTD.

[WE CERTIFY THE MATERIAL TO MEET ALSO ANS4928P FOR **BIBUS METALS AG**, CERTIFIED IN ACCORDANCE WITH OF EN10204-3.1.B. ACCORDING TO PACKING AND MARKING INSTRUCTIONS TO **BIBUS METALS, NO.16, VISUAL AND DIMENSIONAL INSPI SATISFACTORY.]**

DAIDO-SPECIAL METALS LTD. is a subsidiary of **BIBUS s.r.o.**
 We certify that the above results are true and correct in accordance with the original mill certificate.
 Signed: *[Signature]* Date:
 Chief of Quality Assn
DAIDO Steel Co. Ltd. *[Signature]*
 im Namen von / for and on behalf of **BIBUS Metals AG**


Mat. TIG 5
 Atest die EN 10204-3.1B
 639 27 Brno Fax: 05 - 47 125 310
BIBUS s.r.o.
 Rozměr 5-6mm
 Datum 30.9.2003
 Podpis *[Signature]*
 Množství 125kg

INSPECTION CERTIFICATE

Messrs: **DAIDO-SPECIAL METALS LTD.** Date: **SEP. 30. 2000** Packing List No: **09-0440 (1/ 2)**
 Contract No: **301220-2 (41040049)** Customer No: **π38057** Condition: **ANNEALED & CENTERLESS GROUND (COLD)**

No.	Type of Steel	Heat No.	Size (MM)	Length (MM)	Pcs	Weight (KGS)	Body Hardness ()	Quantity															
								1	TOTAL														
DN2	ASTMB348-GRE	4085	DIA. 12	4035	59	118		1	BUNDLE 59														
								TOTAL 118															
Chemical Composition																							
Heat No.	C	Si	Mn	P	S	FE	O	N	H	TI	AL	V	Mechanical Properties (Type of Specimen ASTM)			HEAT TREATMENT ° C							
	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	%	Tensile Strength	Elongation of Area	Reduction of Area		Hardness	Inspect Value					
4085	MAX 8					MAX 40	17	16 < 1	1	15	1	1	MIN 808	MIN 10	MIN 25			MIN 895		MIN 59			BODY 740 AC
													BIBUS Metals AG										
Harderability (End Quenching Method)										REMARK: IST EINE KOPIE DES ORIGINALPRODUKT ANALYSIS MIGERSTÄUBES. THIS IS A COPY OF THE ORIGINAL MIL-STD-883C TEST CERTIFICATE.													
Heat No.												Unterschrift <u>S. T. H.</u> Datum <u>7.10.02</u>		Signed <u>Im Namen von / for and on behalf of BIBUS Metals AG</u> date									

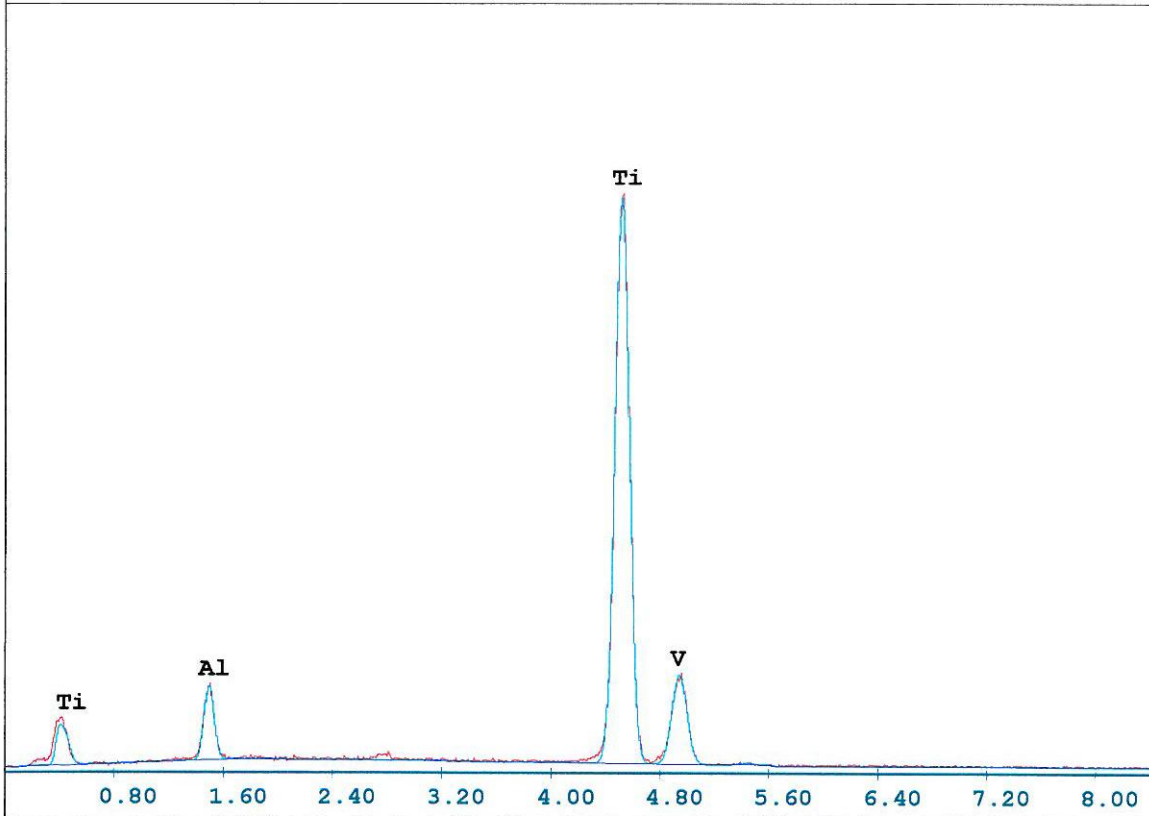
It is hereby certified that the above results are true and correct in every detail.


Daido Steel Co. Ltd.

Hoshizaki Plant.
 Chief of Quality Assurance Section
M. Yamamoto

Příloha 3 – Protokoly z EDS analýzy pro vzorek ve výchozím stavu

C:\users\janova\docpodr\TiAlV4.spc
 Label:TiAlV, obr.34645, misto 2
 kV:20.0 Tilt:0.0 Take-off:35.2 Det Type:SUTW+ Res:134 Tc:50
 FS : 6856 Lsec : 50 27-Feb-2006 14:07:11



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

Element Normalized

SEC Table : Default

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	7.66	12.86	0.0398	1.0809	0.4787	1.0030
TiK	89.97	85.04	0.8878	0.9929	0.9939	1.0000
V K	2.37	2.11	0.0231	0.9725	1.0014	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	101.24	12.80	1.57	7.91
TiK	1053.20	9.84	0.44	107.03
V K	24.20	8.36	3.74	2.89

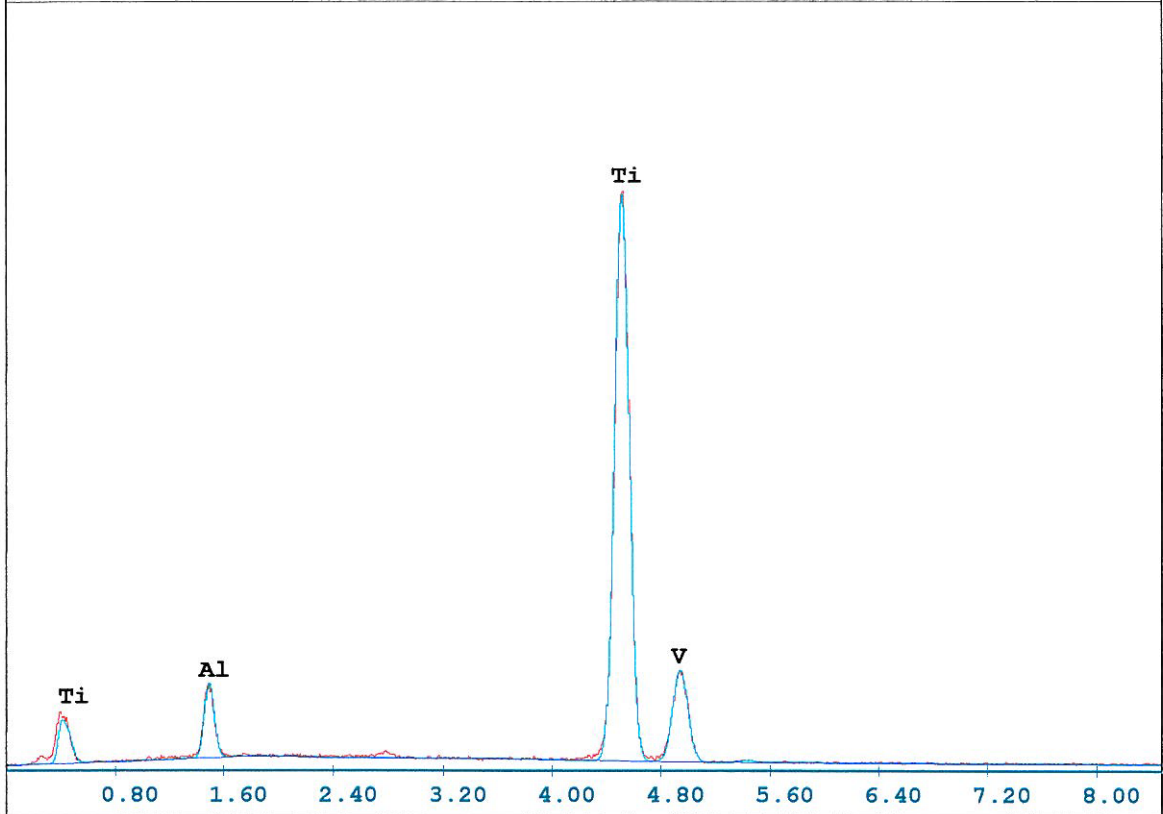
C:\users\janova\docpodr\TiAlV5.spc

Label:TiAlV, obr.34645, misto 3

kV:20.0 Tilt:0.0 Take-off:35.2 Det Type:SUTW+ Res:134 Tc:50

FS : 6920 Lsec : 50

27-Feb-2006 14:12:12



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

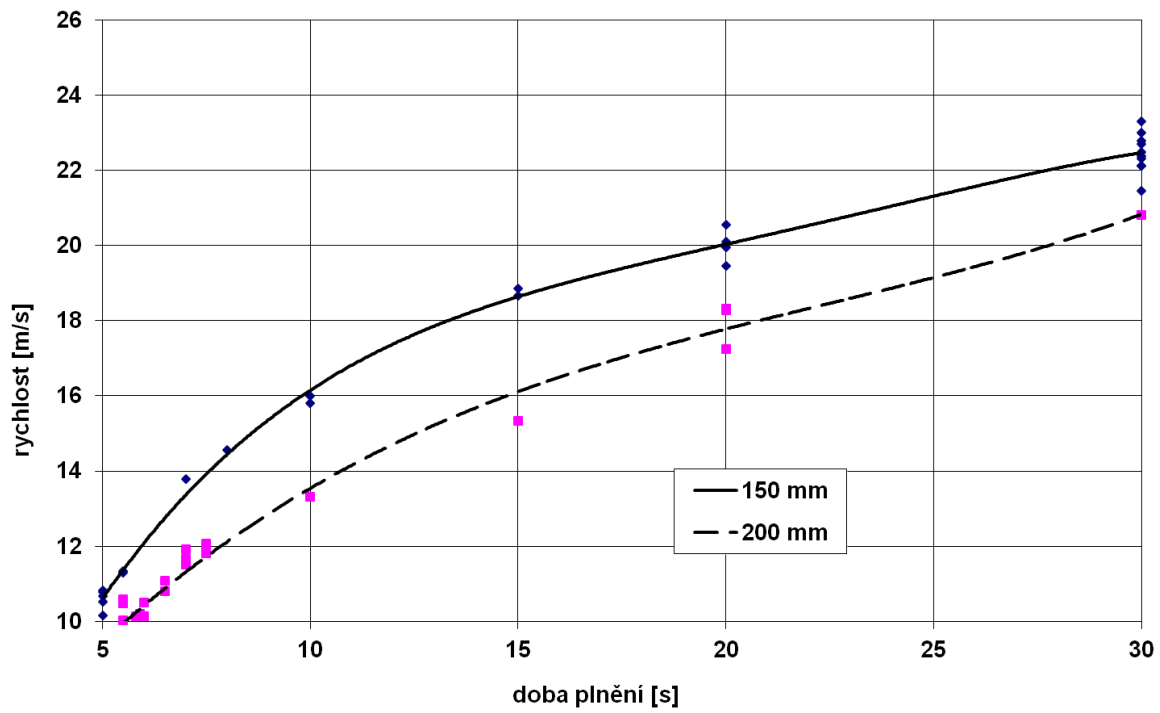
Element Normalized

SEC Table : Default

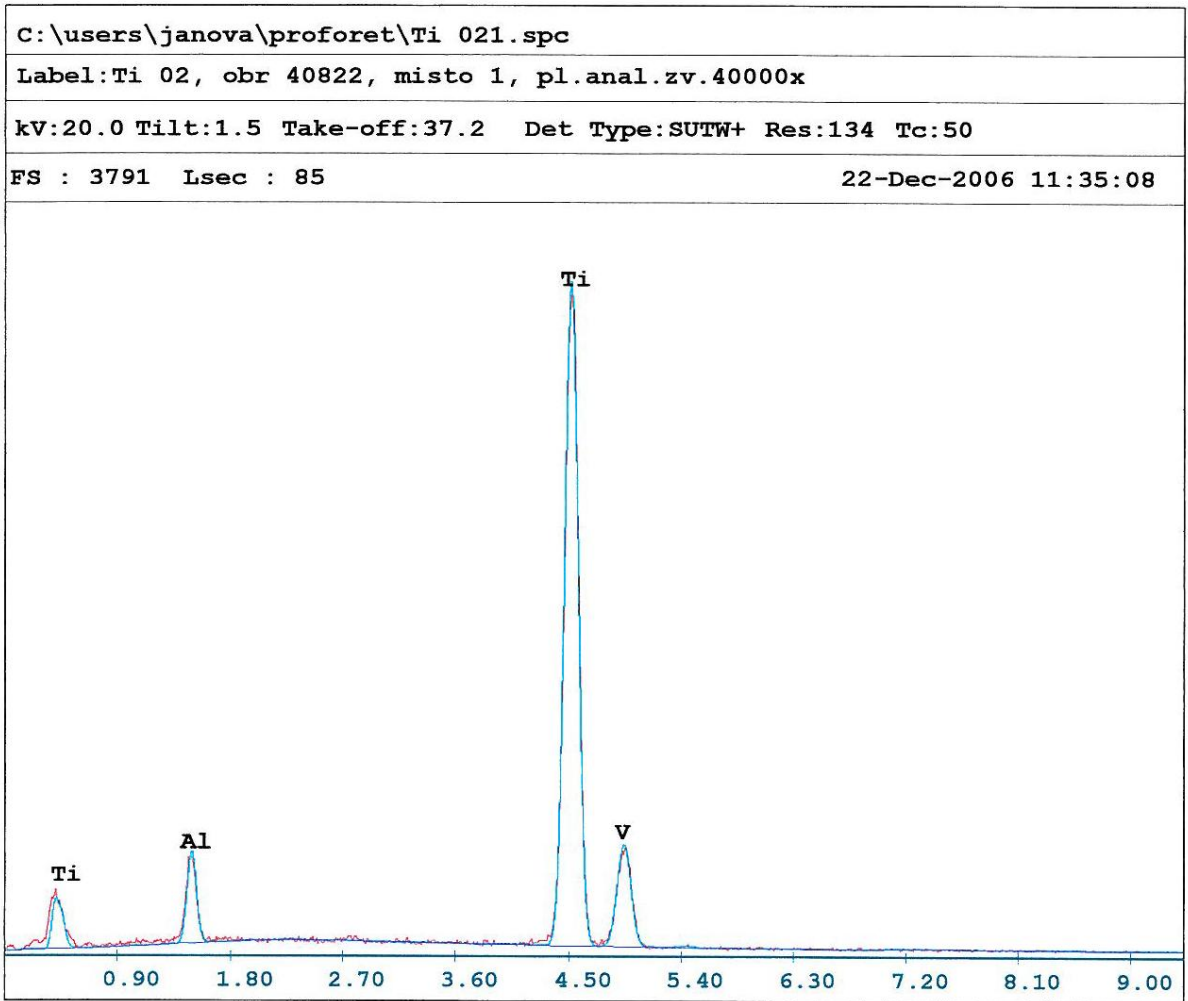
Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	7.69	12.90	0.0399	1.0809	0.4785	1.0030
TiK	89.50	84.60	0.8832	0.9930	0.9939	1.0000
V K	2.82	2.50	0.0274	0.9726	1.0014	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	103.00	13.22	1.56	7.79
TiK	1063.10	10.48	0.44	101.44
V K	29.18	8.54	3.30	3.42

Příloha 4 – Dopadová rychlost impaktoru (150 a 200 mm) v závislosti na době plnění vzdušníku



Příloha 5 - Protokoly z EDS analýzy pro vzorek Ti-02 deformovaného za 500°C



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

Element Normalized

SEC Table : Default

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	7.81	13.09	0.0416	1.0806	0.4919	1.0030
TiK	90.27	85.21	0.8908	0.9927	0.9941	1.0000
V K	1.92	1.70	0.0187	0.9723	1.0013	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	41.26	4.38	1.86	9.42
TiK	408.18	4.22	0.54	96.82
V K	7.56	3.57	5.49	2.12

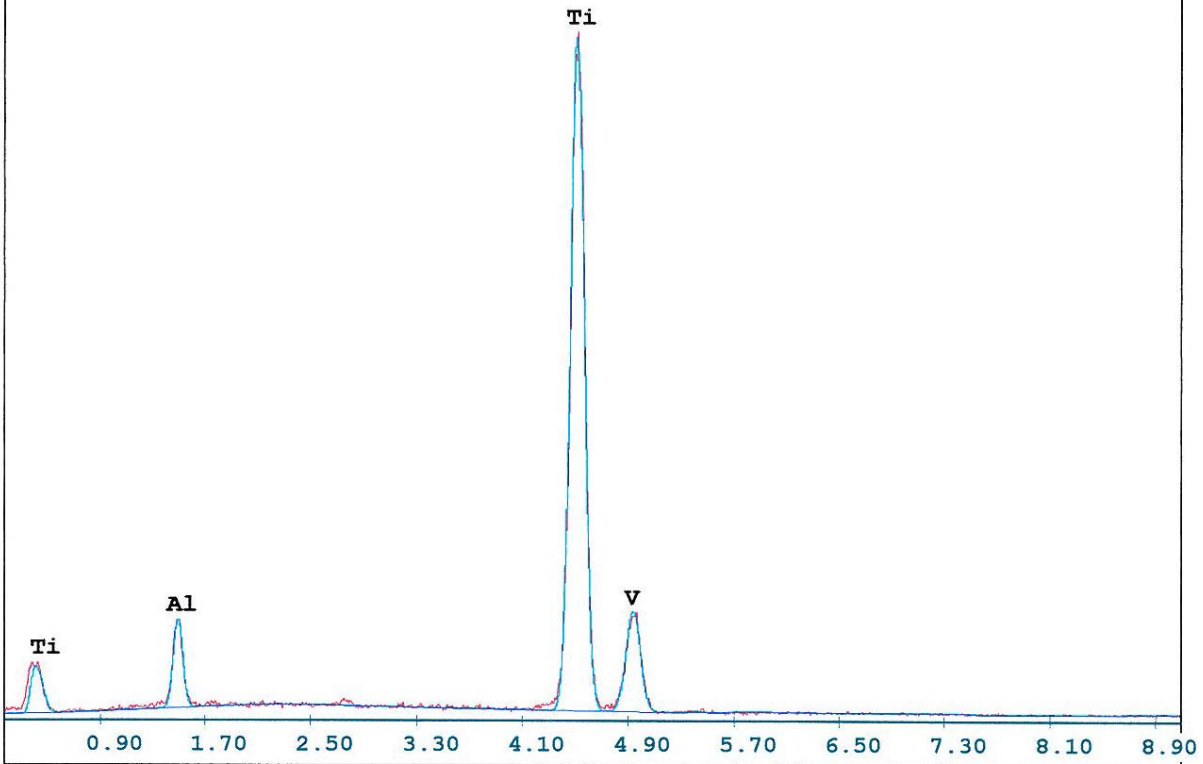
C:\users\janova\proforet\Ti 022.spc

Label:Ti 02, obr 40822, misto 2, pl.anal.zv.40000x

kV:20.0 Tilt:1.5 Take-off:37.2 Det Type:SUTW+ Res:134 Tc:50

FS : 3635 Lsec : 80

22-Dec-2006 11:37:14



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

Element Normalized

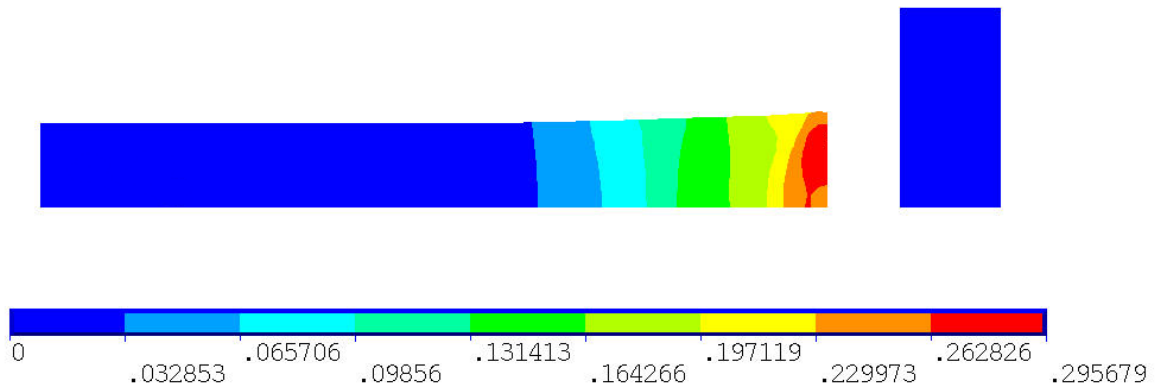
SEC Table : Default

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	7.51	12.60	0.0400	1.0808	0.4912	1.0030
TiK	91.04	86.11	0.8989	0.9929	0.9944	1.0000
V K	1.45	1.29	0.0141	0.9725	1.0015	1.0000
Total	100.00	100.00				

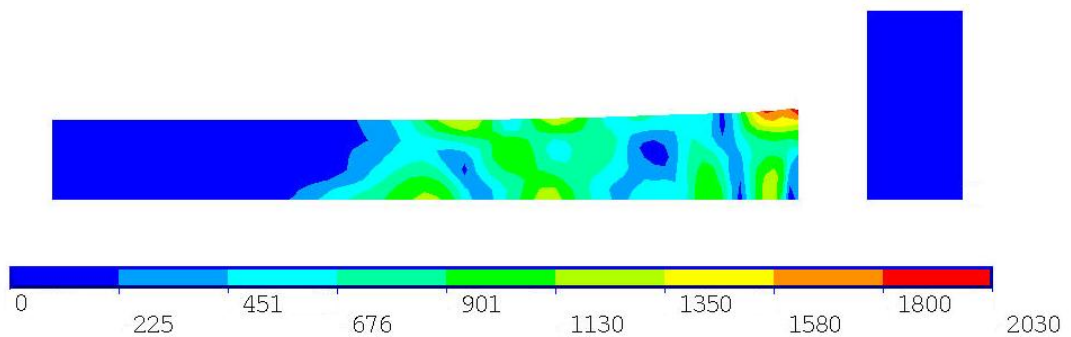
Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	40.43	4.34	1.93	9.31
TiK	420.49	3.75	0.55	112.25
V K	5.84	3.03	6.57	1.93

Příloha 6 – Výsledky simulace pro vzorky Ti-13, Ti-27 a Ti-19

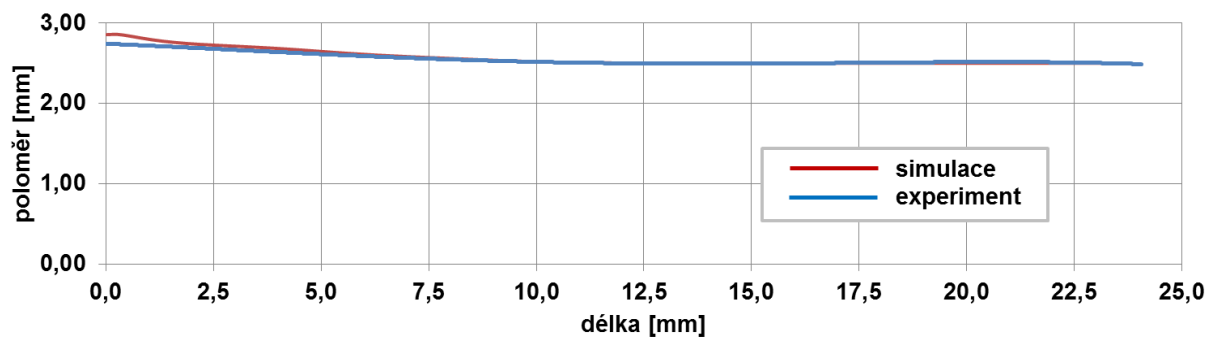
Ti-13 – výpočtová deformace (rychlost dopadu 170 m/s)



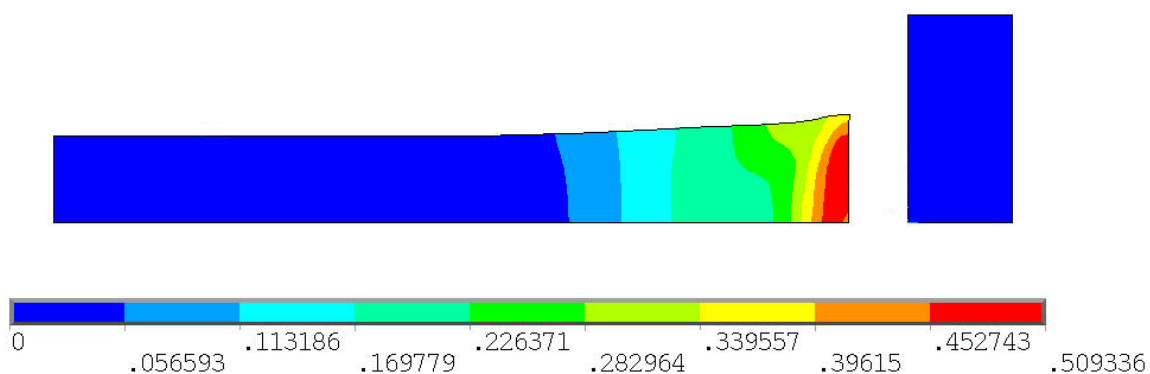
Ti-13 – výpočtové napětí [MPa]



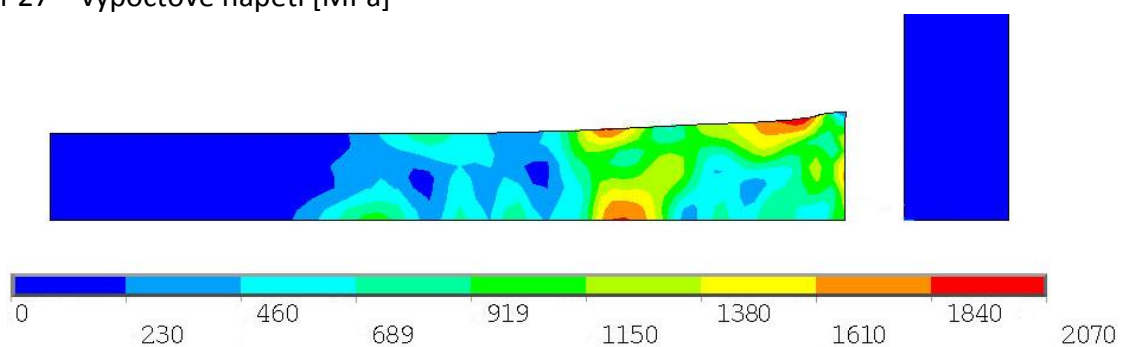
Ti-13 – porovnání výsledného tvaru mezi simulací a experimentem



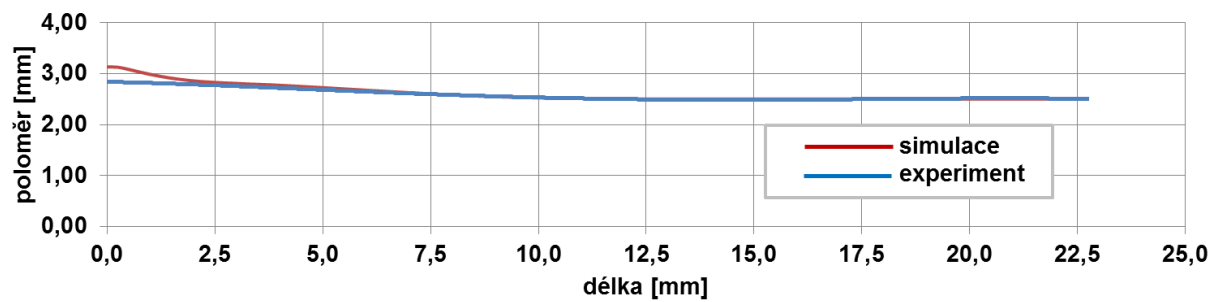
Ti-27 – výpočtová deformace (rychlost dopadu 220 m/s)



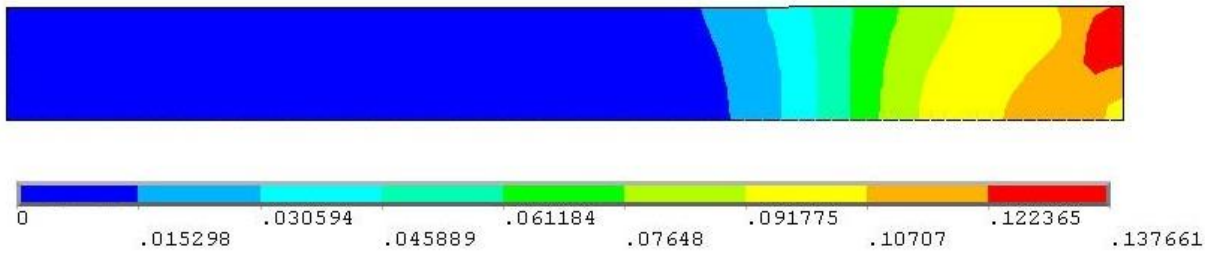
Ti-27 – výpočtové napětí [MPa]



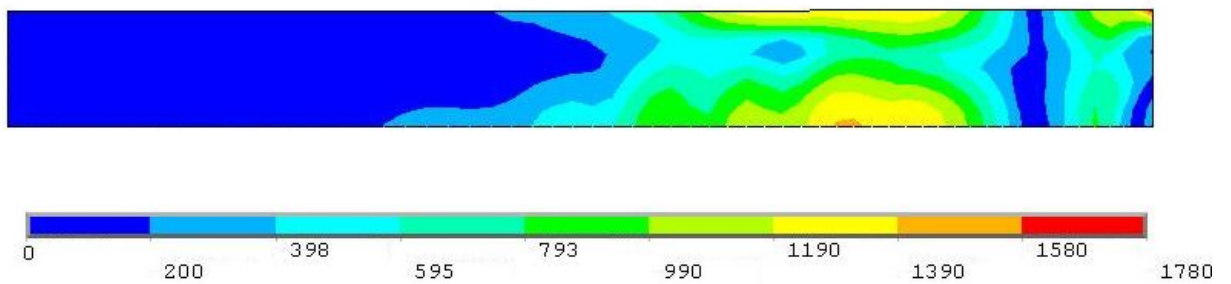
Ti-27 – porovnání výsledného tvaru mezi simulací a experimentem



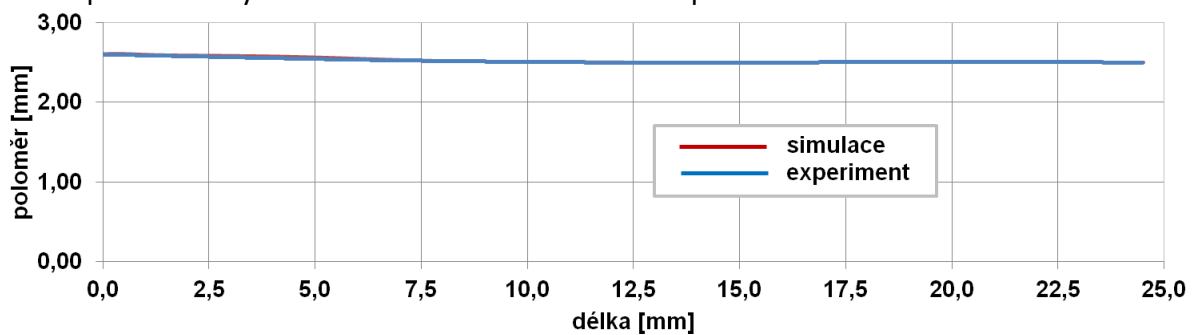
Ti-19 – výpočtová deformace (rychlost dopadu 100 m/s)



Ti-19 – výpočtové napětí [MPa]



Ti-19 – porovnání výsledného tvaru mezi simulací a experimentem

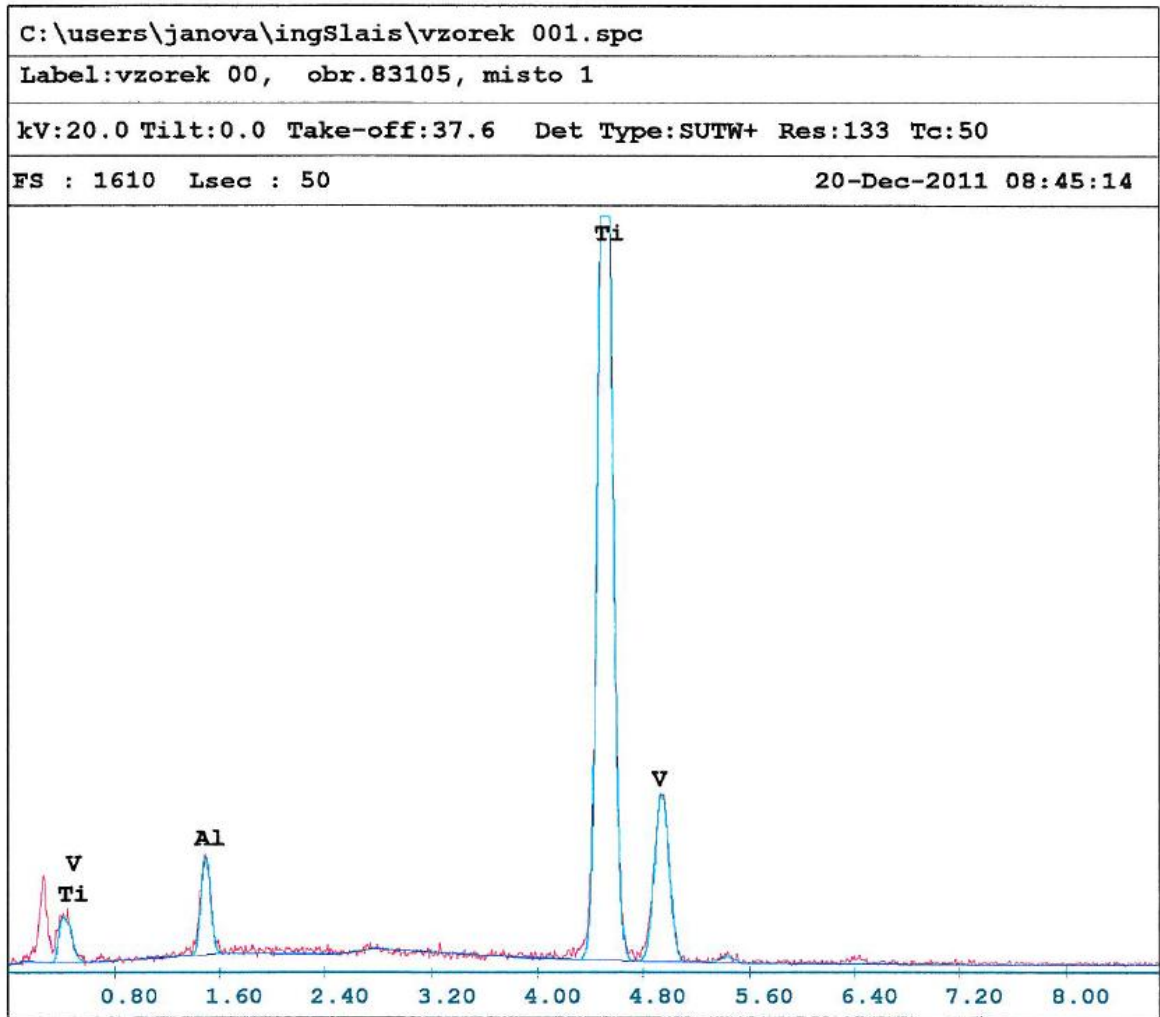


Příloha 7 – Výsledky měření tvrdosti HV 30 na deformovaném čele u vzorků z TAT

Vzorek	Ti-17	Ti-18	Ti-19	Ti-22	Ti-10	Ti-04	Ti-13	Ti-16	Ti-12	Ti-11	Ti-09	Ti-06	Ti-27
v [m/s]	49,6	70,0	100,0	149,5	166,2	167,6	170,7	189,3	194,9	196,5	209,9	210,8	219,9
HV 30	323	341	335	350	360	347	358	366	357	361	387	382	378
	327	335	332	341	355	350	355	361	357	370	384	382	386
	339	330	329	308	358	353	350	365	360	365	392	385	388
Průměr	330	335	332	333	358	350	354	364	358	365	388	383	384

Ti-13 HV30		Vzdálenost od osy [mm]				
		-2	-1	0	1	2
Vzdálenost od deformovaného čela [mm]	0	358	355	350	358	350
	1	362	356	346	344	346
	2	353	348	351	346	344
	3	350	350	350	350	350
	4	351	351	351	351	351
	5	358	358	353	353	353
	6	358	358	358	350	333
	7	346	349	353	357	330
	8	356	359	353	355	341
	9	344	336	350	351	351
	10	357	349	329	338	340
	12	355	352	345	348	352
	14	355	355	355	352	345
	16	345	345	330	341	348
17	356	337	337	337	346	

Příloha 8 – Protokoly z EDS analýzy pro vzorek materiálu pro Taylorův test



EDAX ZAF Quantification (Standardless)
 Element Normalized
 SEC Table : Default
 Coating Correction Used : Element : C , Factor : 14.00

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	5.70	9.72	0.0301	1.0833	0.4861	1.0031
TiK	89.61	86.05	0.8879	0.9953	0.9955	1.0000
V K	4.69	4.23	0.0458	0.9749	1.0023	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	29.60	4.58	2.97	6.46
TiK	411.54	3.76	0.70	109.45
V K	18.76	2.94	3.74	6.38

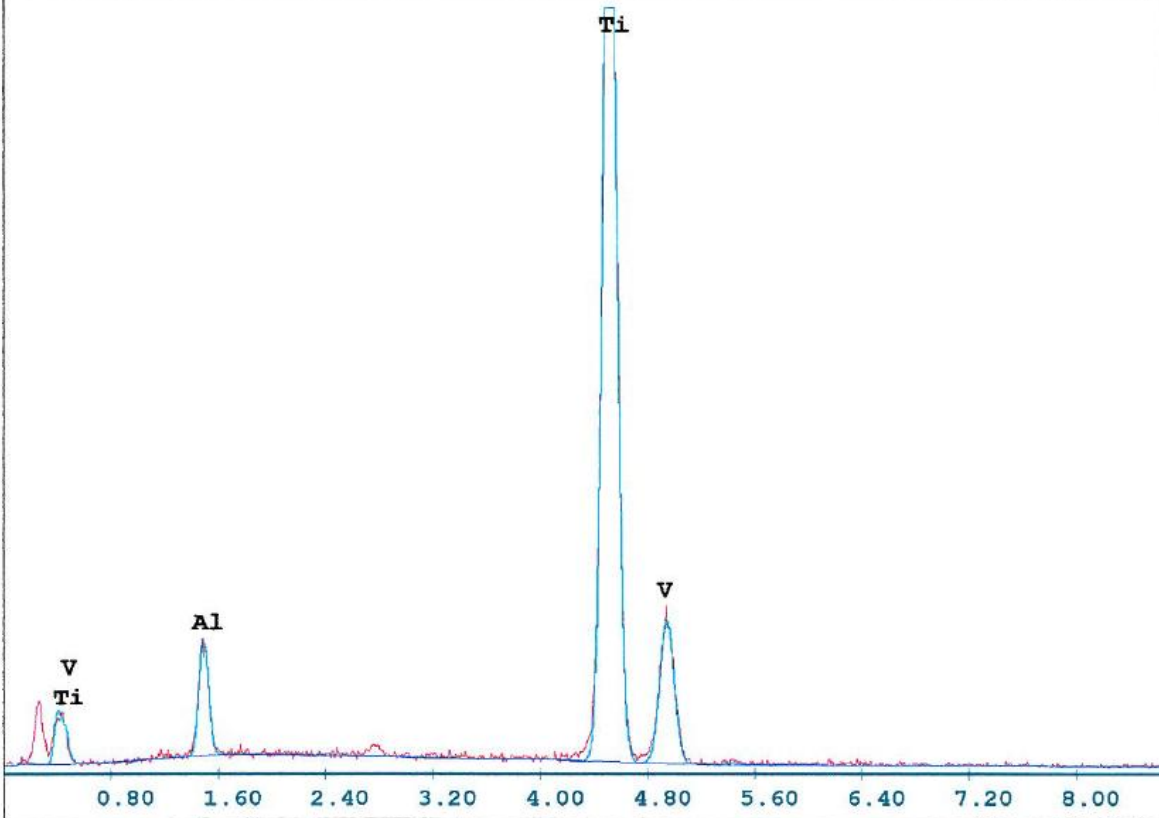
C:\users\janova\ingSlais\vzorek 002.spc

Label:vzorek 00, obr.83105, misto 2

kV:20.0 Tilt:0.0 Take-off:37.6 Det Type:SUTW+ Res:133 Tc:50

FS : 1892 Lsec : 50

20-Dec-2011 08:47:02



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

Element Normalized

SEC Table : Default

Coating Correction Used : Element : C , Factor : 14.00

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	6.65	11.24	0.0354	1.0818	0.4904	1.0031
TiK	91.63	87.22	0.9061	0.9938	0.9950	1.0000
V K	1.72	1.54	0.0168	0.9734	1.0019	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	39.48	5.60	2.55	7.05
TiK	476.70	4.24	0.65	112.43
V K	7.80	3.18	6.82	2.45

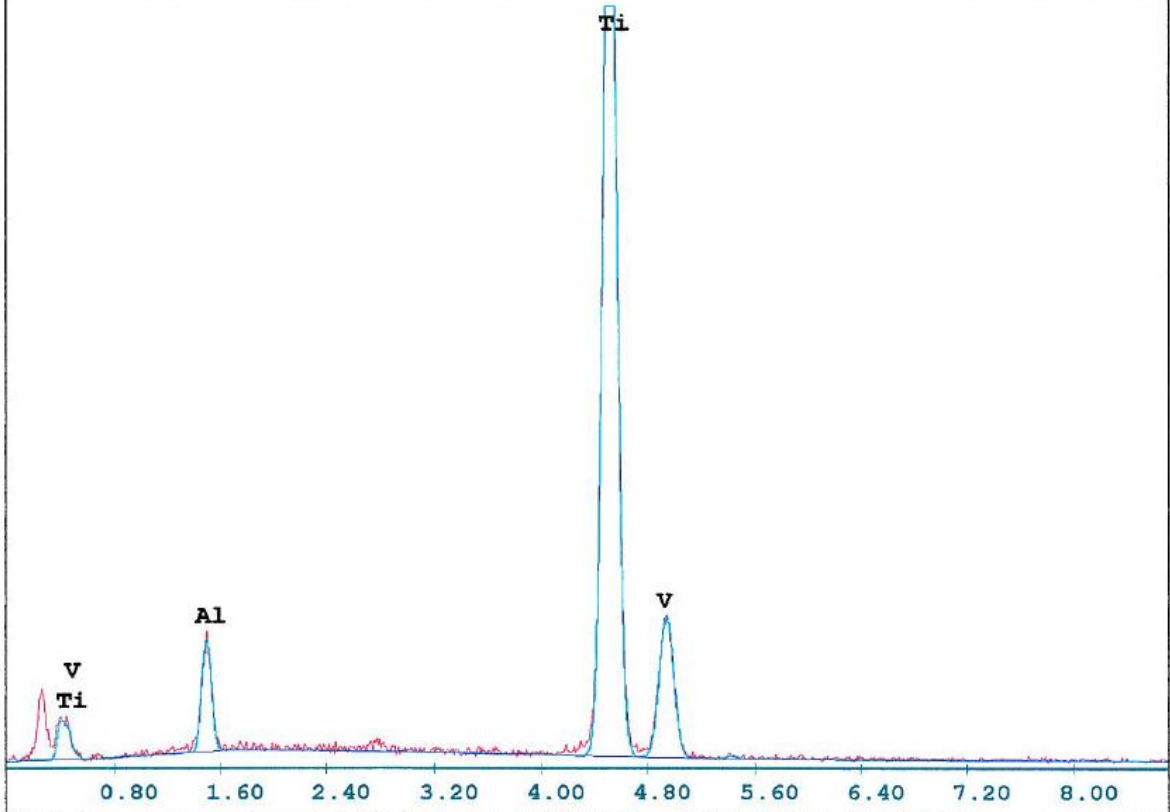
C:\users\janova\ingslajis\ vzorek 003.spc

Label:vzorek 00, obr.83105, misto 3

kV:20.0 Tilt:0.0 Take-off:37.6 Det Type:SUTW+ Res:133 Tc:50

FS : 1930 Lsec : 50

20-Dec-2011 08:48:40



EDAX ZAF Quantification (Standardless)

Element Normalized

SEC Table : Default

Coating Correction Used : Element : C , Factor : 14.00

Element	Wt %	At %	K-Ratio	Z	A	F
AlK	6.65	11.24	0.0354	1.0818	0.4904	1.0031
TiK	91.54	87.14	0.9052	0.9938	0.9950	1.0000
V K	1.81	1.62	0.0176	0.9734	1.0019	1.0000
Total	100.00	100.00				

Element	Net Inte.	Bkgd Inte.	Inte. Error	P/B
AlK	40.08	5.14	2.50	7.80
TiK	483.42	4.28	0.65	112.95
V K	8.32	3.46	6.64	2.40