



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV MATERIÁLOVÝCH VĚD A INŽENÝRSTVÍ

INSTITUTE OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING

**POUŽITÍ PROTLAČOVACÍCH ZKOUŠEK NA
MINIATURNÍCH DISCÍCH PRO MATERIÁLY S
VYŠŠÍ ÚROVNÍ STRUKTURNÍ NEHOMOGENITY**

THE USE OF SMALL PUNCH TESTS FOR MATERIALS WITH A HIGHER LEVEL OF STRUCTURAL
INHOMOGENEITY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Michal Gordiak

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Libor Válka, CSc.

BRNO 2020

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav materiálových věd a inženýrství
Student: **Bc. Michal Gordiak**
Studijní program: Aplikované vědy v
inženýrství Studijní obor: Materiálové inženýrství
Vedoucí práce: **Ing. Libor Válka, CSc.**
Akademický rok: 2019/20

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

Použití protlačovacích zkoušek na miniaturních discích pro materiály s vyšší úrovní strukturní nehomogenity

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Protlačovací zkoušky na miniaturních discích (Small Punch Test, SPT) jsou jednou z metod pro stanovení materiálových charakteristik, resp. hodnocení lomového chování materiálů v situacích, kdy není možné použití standardních metod jejich měření, např. z důvodu nedostatku experimentálního materiálu. Modelové představy, na nichž je metoda SPT založena, ji předurčují pro použití v případě homogenních materiálů. Otevřenou se jeví otázka její použitelnosti v případě materiálů se zvýšenou úrovní strukturní nehomogenity, např. materiálů vytvořených některou z aditivních technologií. Diplomová práce bude orientována na posouzení aplikovatelnosti metody SPT pro určování mechanických charakteristik materiálů připravených technologií SLM (Selective Laser Melting), tj. materiálů se zvýšeným podílem pórů ve struktuře v porovnání s identickými materiály, vyráběných konvenčními technologiemi (odléváním, tvářením).

Cíle diplomové práce:

1. Měření vybraných materiálových charakteristik standardní metodou (zkouškou tahem) a metodou SPT na vzorcích materiálů připravených a) konvenční technologií, b) technologií SLM.
2. Strukturní a fraktografická analýza zkušebních těles; stanovení podílu pórů ve struktuře použité slitiny.
3. Analýza experimentálních dat se zaměřením na použitelnost stávajících modelů SPT pro případ materiálů s vyšší úrovní strukturní nehomogenity; posouzení vlivu použité metody měření na výsledné hodnoty mechanických charakteristik.

Seznam doporučené literatury:

CWA 15627. Small Punch Test Method for Metallic Materials: CEN Workshop Agreement. Brusel: CEN, 2007, 70 s.

MATOCHA, K. Hodnocení mechanických vlastností konstrukčních ocelí pomocí penetračních testů. Vyd. 1. Ostrava: Materiálový a metalurgický výzkum, 2010, 73 s. ISBN 978-80-248-2223-5.

RASCHE, S. and M. KUNA. Improved small punch testing and parameter identification of ductile to brittle materials. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2015, 125, 23-34. ISSN 0308- 0161.

GARCÍA T. E., C. RODRÍGUEZ, F. J. BELZUNCE, C. SUÁREZ. Estimation of the mechanical properties of metallic materials by means of the small punch test. Journal of Alloys and Compounds, 2014, 582, 708–717. ISSN 0925-8388.

FLEURY, E., J. S. HA. Small punch tests to estimate the mechanical properties of steels for steam power plant: I. Mechanical strength. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1998, 75(9), 699-706. ISSN 0308-0161.

RODRÍGUEZ, C., M. FERNÁNDEZ, J. G. CABEZAS, T. E. GARCÍA, F. J. BELZUNCE. The use of the small punch test to solve practical engineering problems. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2016, 86, 109-116 . ISSN 0167-8442.

ČSN EN ISO 6892-1. Kovové materiály - Zkoušení tahem - Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty. Praha: ÚNMZ, 2017.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2019/20

V Brně, dne

L. S.

ABSTRAKT

Diplomová práca sa zaoberá vyhodnocovaním použiteľnosti korelačných vzťahov medzi materiálovými charakteristikami určenými metódou Small Punch Test a štandardnou skúškou ťahom pre materiál AlSi7Mg0,6 vyrobený odlievaním a technológiou SLM. Výsledky Small Punch Testov sú korelované s medzou klzu, medzou pevnosti, ťažnosťou a Youngovým modulom pružnosti. Pre každú materiálovú charakteristiku sú porovnávané rôzne korelačné metódy, pričom pre každú metódu boli určené príslušné koeficienty. Následne je vyhodnocovaná použiteľnosť jednotlivých metód dosadením koeficientov určených rôznymi štúdiami. Primárne sú analyzované korelačné metódy, u ktorých je predpokladaná budúca normalizácia. Z výsledkov diplomovej práce vyplýva, že štruktúrna nehomogenita spôsobená SLM procesom nespôsobuje výrazné nepresnosti v určovaní materiálových charakteristík. Výraznejší vplyv na korelované materiálové charakteristiky má vysoká porozita, ktorá bola identifikovaná v odlievanom materiáli a viedla k výrazným odchýlkam v určovaní medze pevnosti a ťažnosti.

KLÚČOVÉ SLOVÁ

skúška ťahom, small punch test, SPT, selective laser melting, SLM, porozita, anizotropia

ABSTRACT

Master's thesis deals with evaluating applicability of correlation relationships between material characteristics determined by Small Punch Test and standard tensile test for material AlSi7Mg0,6 manufactured by casting and technology SLM. Results of Small Punch Tests are correlated with yield strength, tensile strength, elongation, and Young's modulus of elasticity. For each material characteristic various correlation methods are compared, while for each method corresponding coefficients are determined. Consequently, the applicability of individual methods is evaluated by substituting coefficients determined by various studies. Primarily analyzed are correlation methods for which future normalization is expected. The results of master's thesis show that structural inhomogeneity caused by SLM process does not result in high inaccuracies in determining material characteristics. Larger impact on material characteristics has high porosity, which was identified in cast material and led to significant deviations in evaluating tensile strength and elongation.

KEYWORDS

tensile test, small punch test, SPT, selective laser melting, SLM, porosity, anisotropy

BIBLIOGRAFICKÁ CITÁCIA

GORDIAK, Michal. *Použití protlačovacích zkoušek na miniaturních discích pro materiály s vyšší úrovní strukturní nehomogenity*. Brno, 2020. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/125148>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav materiálových věd a inženýrství. Vedoucí práce Libor Válka.

ČESTNÉ PREHLÁSENIE

Prehlasujem, že som túto diplomovú prácu vypracoval samostatne pod vedením Ing. Libora Války, CSc. a s použitím literatúry uvedenej v zozname.

V Brne dňa 29. 6. 2020

.....

Michal Gordiak

POĎAKOVANIE

Týmto chcem poďakovať Ing. Liborovi Válkovi, CSc. za cenné rady a odborné vedenie touto prácou. Veľké poďakovanie patrí mojim rodičom, ktorí ma počas celého štúdia podporovali.

Obsah

Obsah.....	1
1 Úvod.....	2
2 Small Punch Test.....	3
2.1 Popis skúšky	3
2.2 Skúšobné zariadenie	4
2.2.1 Základné veličiny popisujúce SPT závislosť	6
2.3 Vplyv parametrov skúšobného zariadenia a skúšobných telies na SPT závislosť	9
2.3.1 Veľkosť a tvar skúšobného telesa	9
2.3.2 Zakončenie razníka a spodnej upínacej hlavy	10
2.4 Výpočet základných materiálových charakteristík	11
2.4.1 Medza klzu	11
2.4.2 Medza pevnosti	13
2.4.3 Ťažnosť	15
2.4.4 Youngov modul pružnosti v ťahu	16
2.5 Výpočet ďalších materiálových charakteristík	17
2.5.1 Tranzitná teplota	17
2.5.2 Lomová húževnatosť	18
2.5.3 Creepové vlastnosti	20
2.6 Odber a príprava skúšobného telesa	22
2.6.1 Mechanický odber	22
2.6.2 Elektroerozívne obrábanie	23
3 Aditívne technológie a štruktúrna nehomogenita	24
3.1 Selective Laser Melting	24
3.2 Electron Beam Melting	26
3.3 PBF a porozita	26
3.4 PBF a mikroštruktúra	29
3.5 PBF a mechanické vlastnosti	33
3.6 PBF a zostatkové napätie	34
4 Experimentálna časť	36
4.1 Experimentálny materiál	36
4.2 Mikroštruktúra	37
4.3 Porozita	41
4.4 Mechanické vlastnosti	47
4.4.1 Tvrdosť	47
4.4.2 Skúšky ťahom	47
4.4.3 Small Punch Test	49
4.5 Fraktografická analýza	60
5 Diskusia	64
6 Záver	66
7 Literatúra	67
8 Použité symboly a skratky	75
9 Zoznam obrázkov a tabuliek	81
10 Zoznam príloh	87

1 Úvod

Snaha analyzovať degradačné procesy v materiáloch vystavených radiačnému prostrediu na základe malého objemu odobraného materiálu viedla v 80. rokoch minulého storočia k rozvoju miniaturizovaných skúšobných techník ako napr. penetračných skúšok. Získavanie rôznych materiálových charakteristík z podstatne menšieho objemu materiálu než pri štandardných skúškach je popri odhade zostatkovej životnosti vhodné aj pre optimalizáciu prevádzkových parametrov, hodnotenie tepelne ovplyvnených oblastí vo zvarových spojoch alebo analýzu povrchových vrstiev, prípadne povlakov. Hlavným predstaviteľom penetračných skúšok je Small Punch Test (SPT). Predpokladom pre úspešný odhad rôznych materiálových charakteristík na základe SPT sú spoľahlivé a všeobecne platiace korelácie so štandardizovanými materiálovými skúškami. V súčasnosti neustále prebieha celosvetový vývoj prevažne empirických metód, ktoré by umožnili ich presnejší odhad.

Súčasná požiadavka na zložitý tvar výrobkov a taktiež presnosť a ekológiu výroby vedú k novším, pokročilým výrobným postupom ako sú napr. aditívne technológie. Spočiatku boli aditívne technológie využívané na výrobu prototypov z dôvodu obmedzenej škály použiteľných materiálov. V súčasnosti sú stále častejšie využívané na výrobu finálnych výrobkov v rôznych priemyselných odvetviach. Pre kovové materiály sa ako jedny z najperspektívnejších javia Selective Laser Melting (SLM) a Electron Beam Melting (EBM). Tieto technológie sa vyznačujú rýchlym tavením malého objemu materiálu, čo vedie ku vzniku orientovanej štruktúry vzhľadom k tepelnému zdroju, a teda vyššej úrovni štruktúrnej nehomogenity v porovnaní s klasickými spôsobmi výroby. Štruktúrna nehomogenita sa v materiáli prejavuje anizotropiou mechanických vlastností. V odbornej literatúre je mnoho štúdií, ktoré sa zaoberajú vplyvmi a dopadmi štruktúrnej nehomogenity a anizotropie na materiálové charakteristiky pomocou štandardizovaných materiálových skúšok. Menej známe sú dopady štruktúrnej nehomogenity a anizotropie na výsledky penetračných skúšok ako napr. SPT a použiteľnosť korelácií so štandardizovanými skúškami. Vzhľadom k neustálemu rastu možností použitia technológií SLM a EBM a taktiež skúšobných metód ako SPT je potrebné poznať dôsledky štruktúrnej nehomogenity na penetračné skúšky.

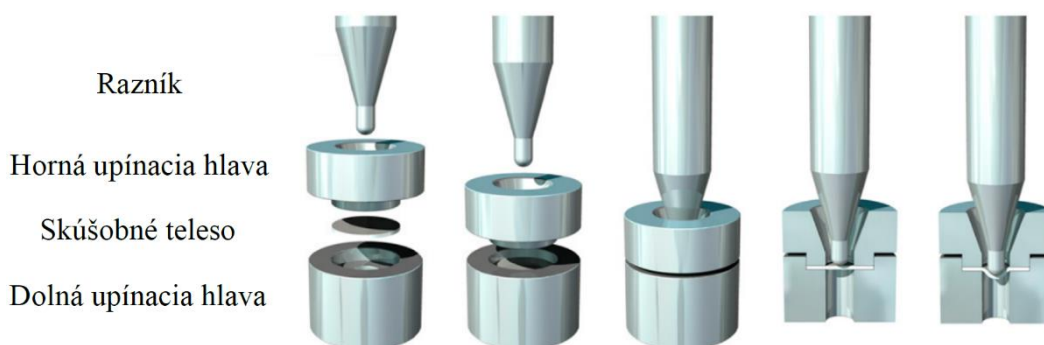
2 Small Punch Test

Pretlačovacia skúška na miniatúrnych diskoch (SPT) je spôsob testovania skúšobných telies zaradený medzi tzv. Small Sample Test Techniques (SSTT), vyvinutý a publikovaný v 80. rokoch minulého storočia v USA [1] a v Japonsku [2]. Prvotným dôvodom vývoja tejto metódy bolo štúdium mechanických vlastností materiálov používaných v jadrovej energetike. Keďže je pri testovaní rádioaktívnych materiálov okolie vystavené ionizujúcemu žiareniu, je výhodné zmenšovať objem skúšobných telies a tak minimalizovať rádioaktívny odpad a účinky na experimentátorov a okolie. Ďalším dôvodom bola vysoká cena skúšania rádioaktívnych materiálov [3]. V súčasnosti je SPT využívaný taktiež na odhad zostatkovej životnosti komponent [4].

Vďaka malému objemu materiálu potrebného na odobratie z testovanej súčasti je metóda všeobecne považovaná za nedeštruktívnu alebo semideštruktívnu. Napriek tomu, že má táto skúška už takmer 40 rokov, stále nie je normalizovaná. V roku 2007 bola vytvorená dohoda [5], ktorá poskytuje návod a odporúčania pre realizovanie skúšky. V súčasnosti je vyvíjaná európska norma skúšky. Jej aktuálna podoba [6] bola uvedená na 5. konferencii týkajúcej sa skúšania malých (miniatúrnych) skúšobných telies v roku 2018.

2.1 Popis skúšky

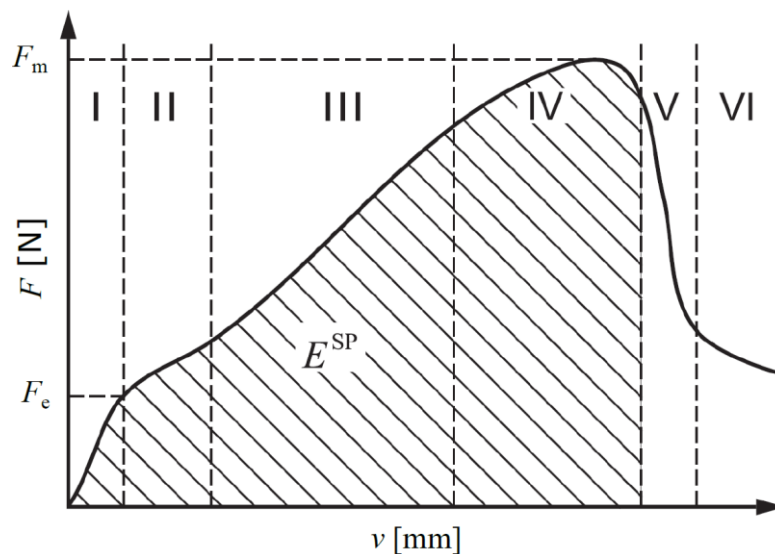
Princípom SPT je mechanické zaťaženie jednej strany malého diskového skúšobného telesa upnutého medzi dvoma upínacími hlavami až do porušenia [4]. Na diskové skúšobné teleso pôsobí silou razník, vid' obr. 1. V dohode [5] je odporúčané použiť razník zakončený poglobou. Alternatívne je do skúšobného telesa vtlačovaná guľôčka pomocou plocho alebo konkávne zakončeného razníku. Použitie poglobového razníku alebo vtlačovanie guľôčky nemá na odozvu skúšobného telesa vplyv. Výhodou použitia guľôčky je jej jednoduchá výmena, čo znižuje riziko nepresností spôsobených opotrebovaním [4]. Razník je do skúšobného telesa vtlačovaný konštantnou rýchlosťou. Výstupom zo skúšky je závislosť sily aplikovanej razníkom na skúšobné teleso na posunutí razníku, prípadne priehybu skúšobného telesa (disku) [5].



Obr. 1 Princíp SPT (upravené podľa [7])

Typický priebeh závislosti zaťaženie F [N] – posuv razníku v [mm] je uvedený na obr. 2. Na zaťažovacej krivke je možné rozlíšiť niekoľko charakteristických oblastí [4].

- Oblasť I: lineárne elastická oblasť tesne po vtlačení razníku do vzorky. V tejto oblasti sa uplatňujú elastické vlastnosti materiálu (modul pružnosti, Poissonove číslo apod.).
- Oblasť II: prechod od lineárneho správania materiálu k plastickému. Plastická deformácia je prítomná v celom skúšobnom telese.
- Oblasť III: rovnomerná deformácia v dôsledku biaxiálneho napätia v skúšobnom telese. Pohyb a interakcie dislokácií spôsobujú deformačné spevnenie.
- Oblasť IV: plastická nestabilita, ktorá je sprevádzaná značným stenčovaním vzorky a tvorbou trhlín.
- Oblasť V a VI: šírenie trhliny po obvodě vzorky je sprevádzané značným poklesom zaznamenávanej sily, po ktorej dochádza k finálnemu dolomeniu vzorky a skúška končí. Krivka za oblasťou V odpovedá sile potrebnej k pretlačeniu razníku cez porušené skúšobné teleso [3], [4], [8].



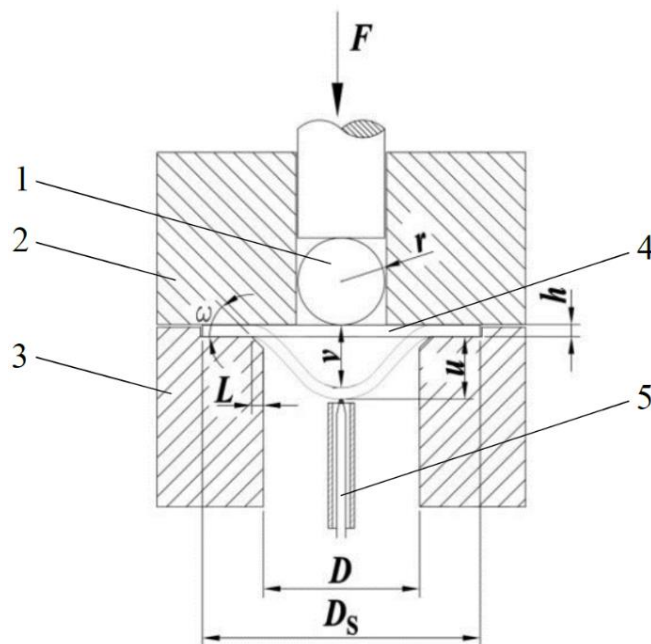
Obr. 2 Charakteristická závislosť sily na posunutí razníku pre SPT (upravené podľa [9])

Zaťažovacia krivka na obr. 2 odpovedá klasickému SPT, pri ktorom je zaťažovanie časovo závislé. V prípade, že je zaťaženie počas skúšky konštantné, jedná sa o tzv. Small punch creep (SPC), ktorému je venovaná samostatná kapitola.

Podľa uchytenia skúšobného telesa sa SPT delí na *small punch drawing test* a *small punch bulge test*. V prípade *small punch drawing testu* je umožnený relatívny pohyb medzi skúšobným telesom a upínacími hlavami. V prípade *small punch bulge testu* je okraj skúšobného telesa upnutý a pridržovaný hornou upínacou hlavou [5].

2.2 Skúšobné zariadenie

Dohoda [5] stanovuje presné rozmery skúšobného zariadenia. Na obr. 3 je zobrazená schéma skúšobného zariadenia podľa predbežnej EN normy [6]. Oproti dohode [5] je v nej presnejšie definovaný polomer zakončenia razníku pri creepovom teste (SPT pri konštantnom zaťažení a vyššej teplote). Podmienky a metodika pre klasickú pretlačovaciu skúšku zostali nezmenené.



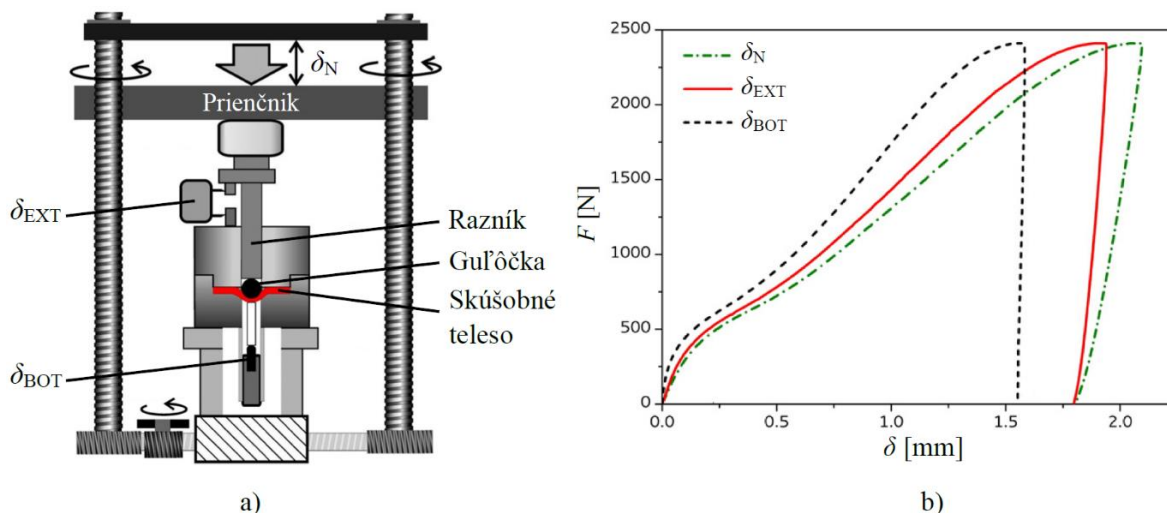
Obr. 3 Skúšobné zariadenie pre SPT (upravené podľa [6])

- 1 - Zakončenie razníku (guľa alebo pologuľa)
- 2 - Horná upínacia hlava
- 3 - Dolná upínacia hlava
- 4 - Skúšobné teleso
- 5 - Snímač priehybu skúšobného telesa

Minimálna odporúčaná tvrdosť zakončenia razníku je dohodnutá na 55 HRC [5]. Zvýšenou tvrdosťou je zvýšená aj pevnosť zakončenia razníku a zamedzí sa tak jej trvalej deformácii počas skúšky. Rovnakú tvrdosť musia mať aj všetky povrchy, ktoré prichádzajú do kontaktu so skúšobným telesom. Povrchy musia byť čisté, bez oxidických vrstiev a musia mať minimálne odchýlky rovinnosti a rovnobežnosti [5].

Dohoda [5] uvádza dve možnosti zaznamenávania deformácie skúšobného telesa. Nepriamym spôsobom merania deformácie je meranie posuvu razníku, priamym meraním je potom meranie posuvu tiahla, ktoré je v kontakte so spodnou, stredovou časťou skúšobného telesa. V oboch prípadoch je maximálna odporúčaná chyba merania 1 % hrúbky skúšobného telesa.

Autori článku [3] uvádzajú, že pri meraní posuvu razníku je nutný prepočet z dôvodu poddajnosti skúšobného zariadenia. Bližšie sa týmto problémom zaoberali autori [10]. Na skúšobné zariadenie zobrazené na obr. 4a) boli umiestnené tri extenzometre. Prvý bol umiestnený medzi priečnik a hornú časť konštrukcie, ktorým bol získaný posuv δ_N . Medzi razník a stredovú konštrukciu bol umiestnený extenzometer, ktorý zaznamenával posuv δ_{EXT} . Posledný extenzometer zaznamenával posuv tiahla, ktorý bol v kontakte so stredom spodnej časti skúšobného telesa. Tento posuv je v obr. 4 označený ako δ_{BOT} . Ako experimentálny materiál bola zvolená oceľ AISI 304L, priemer skúšobného telesa bol 10 mm, hrúbka 0,5 mm. Výsledné závislosti sila F – posuv v sú uvedené na obr. 4b). Rozdiel v nameraných hodnotách je významný, pričom platí $\delta_N > \delta_{EXT} > \delta_{BOT}$. Správna hodnota priehybu skúšobného telesa je δ_{BOT} , z dôvodu zanedbateľného napätia a teda elastickej deformácie v tiahle počas merania.



Obr. 4 a) Skúšobné zariadenie s rôzne umiestnenými extenzometrami b) získané závislosti sila – posuv (upravené podľa [10])

Rozdiel v nameraných hodnotách posuvov je spôsobený konečnou tuhosťou skúšobného zariadenia. Namerané hodnoty δ_N a δ_{EXT} sú súčtom deformácie skúšobného telesa a elastickej deformácie niektorých častí skúšobného zariadenia.

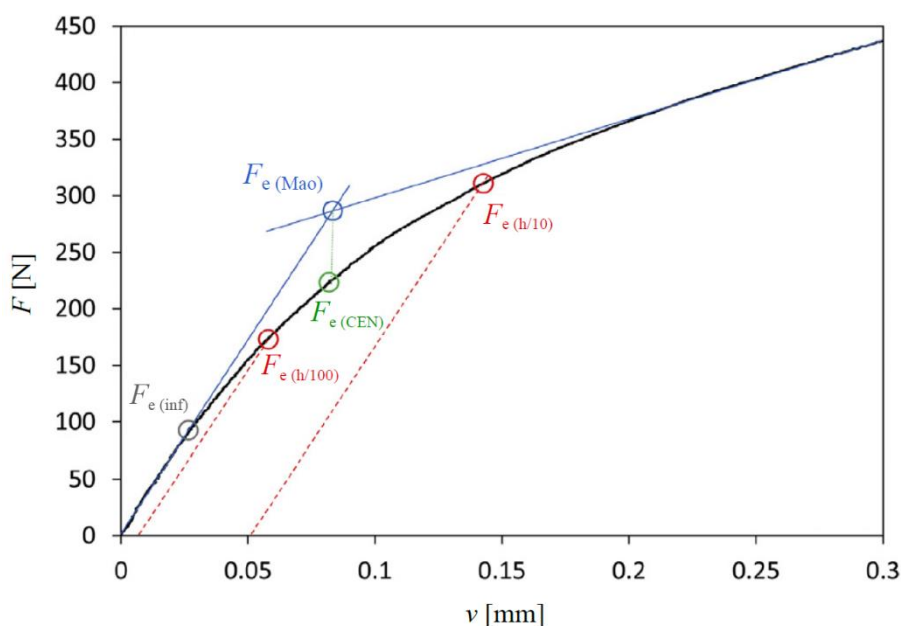
Namerané hodnoty δ_N a δ_{EXT} sú súčtom deformácie skúšobného telesa a elastickej deformácie niektorých častí skúšobného zariadenia. Pre δ_N je odchýlka od správnej hodnoty najväčšia z dôvodu veľkej dĺžky zaťaženej konštrukcie, ktorej elastickej deformácie je v δ_N zahrnutá. Mnoho autorov používa na meranie priehybu skúšobného telesa δ_{EXT} [10]. Z dôvodu, že každá konštrukcia zariadenia je iná, je zložitá vytvoriť všeobecne platiaci prepočtový vzťah. Obdobný problém vzniká napr. aj pri skúške ťahom, kde sa ale dá ľahko vyriešiť umiestnením extenzometra priamo na skúšobné teleso, čo pri SPT nie je možné. Preto sa dá predpokladať, že vo finálnej norme bude ako jediný správny spôsob merania priehybu použitie tiahy pod skúšobným telesom, tj. meranie veličiny δ_{BOT} .

2.2.1 Základné veličiny popisujúce SPT závislosť

Medzi základné veličiny zistiteľné priamo zo zaťažovacej krivky bez nutnosti použiť prepočtové vzťahy patrí:

F_m	[N]	maximálna zaznamenaná sila
u_m	[mm]	priehyb skúšobného telesa pri maximálnom zaťažení
F_e	[N]	sila, pri ktorej dochádza k odklonu od linearitu
E^{SP}	[J]	celková lomová energia

Sila F_e pri ktorej dochádza k odklonu od linearitu nie je tak výrazná a jednoznačne definovateľná ako sila F_m . Predstavuje ale dôležitú veličinu z pohľadu určenia medze klzu materiálu. V literatúre je možné nájsť niekoľko prístupov, ktorými sa dá F_e určiť. Tieto sú súhrne uvedené na obr. 5.



Obr. 5 Rôzne metódy určenia zaťaženia F_e [11]

V japonskom návrhu SPT [2] je uvedený postup odhadu F_e pomocou dvoch úsečiek, pričom prvá reprezentuje SPT krivku v elastickej oblasti a druhá SPT krivku v plastickej oblasti. Sila F_e je definovaná ako priesečník týchto úsečiek. Podľa autora japonského návrhu [2] je tento prístup označovaný ako metóda *Mao*, pričom sila, pri ktorej dochádza k odklonu od linearity je označovaná ako $F_{e(Mao)}$.

Prístup podľa dohody [5] definuje silu F_e ako priemet priesečníku úsečiek podľa metódy *Mao* na zaťažovaciu krivku. Táto metóda je v literatúre označovaná ako metóda *CEN* a sila, pri ktorej dochádza k odklonu od linearity je označovaná ako $F_{e(CEN)}$.

Iný spôsob určenia zaťaženia F_e je uvedený v štúdiu [12], kde je odklon od linearity definovaný ako priesečník SPT krivky a priamky so smernicou počiatočného sklonu SPT krivky (oblasť I), pričom je táto priamka posunutá o vzdialenosť $h/10$ v smere vodorovnej osi, kde h je hrúbka skúšobného telesa. Obdobný prístup je uvedený v [13], pričom priamka je posunutá len o $h/100$. Tieto spôsoby sú označované ako $h/10$ resp. $h/100$, sily F_e pri ktorých dochádza k odklonu od linearity sú označované ako $F_{e(h/10)}$ resp. $F_{e(h/100)}$.

Ďalším, veľmi zriedkavo používaným spôsobom je metóda *inf*, ktorá definuje silu F_e ako zaťaženie prislúchajúce inflexnému bodu v lineárnej oblasti zaťažovacej krivky, na obr. 5 označené ako $F_{e(inf)}$ [11].

V predbežnej norme [6] je z popísaných metód určovania sily F_e s miernymi úpravami uvedená len metóda *Mao*. Oproti pôvodnej dohode [5] je v predbežnej norme [6] uvedený rozdielny prístup pre získavanie F_e z krivky $f(u)$ a $f(v)$. V prípade $f(u)$, teda v prípade, že bol zaznamenaný priehyb u , je používaná *bilinéarna* metóda. V prípade zaznamenávania posuvu v razníka sa používa *trilineárna* metóda. Obe metódy sú uvedené na obr. 6.

Bilineárna metóda (obr. 6a) je aproximácia krivky SPT dvoma úsečkami pre ktoré platí

$$f(u) = \begin{cases} \frac{f_A}{u_A} u & \text{kde} & 0 \leq u < u_A \\ \frac{f_B - f_A}{u_B - u_A} (u - u_A) + f_A & \text{kde} & u_A \leq u \leq u_B \end{cases} \quad (1)$$

Výsledné parametre f_A , f_B a u_A sú určené metódou najmenších štvorcov minimalizovaním funkcie

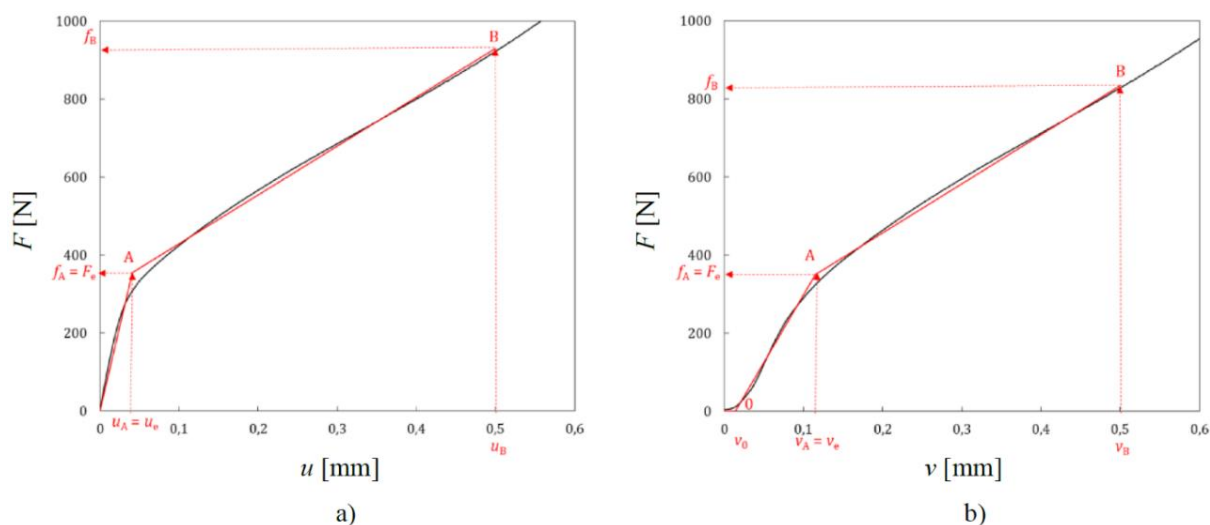
$$err = \int_0^{u_B} [F(u) - f(u)]^2 du, \quad (2)$$

kde $F(u)$ je experimentálne nameraná krivka a $f(u)$ je aproximovaná funkcia. Sila F_e , pri ktorej dochádza k odklonu od linearity je určená ako priesečník týchto dvoch úsečiek a teda $F_e = f_A = f(u_A)$. Jediným voľným (nezávislým) parametrom je u_B , pričom je odporúčané zvoliť $u_B = h$, kde h je hrúbka skúšobného telesa.

Trilineárna metóda (obr. 6b) sa od bilineárnej metódy líši pridaním tretej úsečky v blízkosti počiatku zaťažovacej krivky. Dôvodom je rozdielny tvar získanej krivky v prípade, že je zaznamenávaný posuv v razníku z dôvodu poddajnosti zariadenia ako bolo uvedené v kap. 2.2. Pre aproximované úsečky dané funkciou $f(v)$ platí

$$f(v) = \begin{cases} 0 & \text{kde} & 0 \leq v < v_0 \\ \frac{f_A}{v_A - v_0} (v - v_0) & \text{kde} & v_0 \leq v < v_A \\ \frac{f_B - f_A}{v_B - v_A} (v - v_A) + f_A & \text{kde} & v_A \leq v < v_B \end{cases} \quad (3)$$

Parametre f_A , f_B a v_A sú určené metódou najmenších štvorcov podobne ako v prípade bilineárnej metódy. v_B aj pri tejto metóde odpovedá hrúbke h skúšobného telesa.



Obr. 6 Výpočet sily F_e , pri ktorej dochádza k odklonu od linearity a) bilineárna metóda b) trilineárna metóda (upravené podľa [6])

Dohoda [5], z ktorej predbežná norma [6] čerpá, uvádza len metódu *CEN*. Odklon od linearity je v nej definovaný ako $F_e = F(u_A)$. Odklon od linearity je teda hodnota experimentálne nameranej sily v mieste posuvu u_A , ktorý odpovedá priesečníku dvoch úsečiek. Tento prístup sa odlišuje od spôsobu v [6], kde je $F_e = f(u_A)$. Zmena je odôvodnená menším rozptylom vypočítaných hodnôt F_e .

Poslednou základnou veličinou, ktorú je možné získať z SPT zaťažovacej krivky, je lomová energia E^{SP} , ktorá je určená plochou pod zaťažovacou krivkou ako je zobrazené na obr. 2. Bližšie je lomová energia popísaná v kapitole o tranzitnej teplote.

2.3 Vplyv parametrov skúšobného zariadenia a skúšobných telies na SPT závislosť

Na tvar zaťažovacej krivky SPT a tým pádom hodnoty meraných materiálových charakteristík má vplyv mnoho parametrov. Medzi tie najdôležitejšie patrí hrúbka skúšobného telesa a polomer zakončenia razníka. Rozmery skúšobného zariadenia z obr. 3 a skúšobných telies sú zhrnuté v tab. 1.

Tab. 1 Rozmery skúšobného zariadenia pre klasické a miniatúrne ST [6]

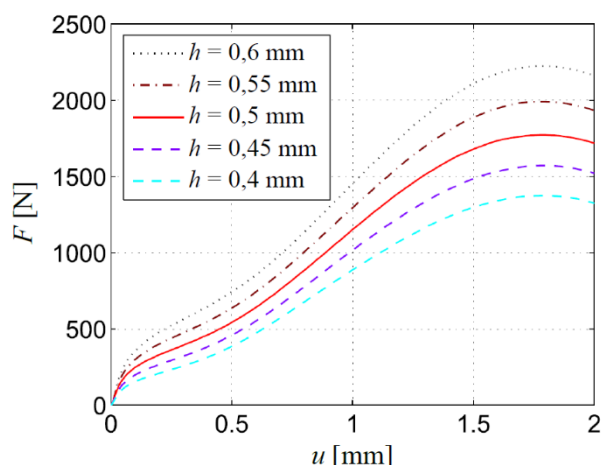
Typ skúšobného telesa	D_S [mm]	h [mm]	D [mm]	r [mm]	L [mm]
klasické	8	0,5	4	1,25	0,2
miniatúrne	3	0,25	1,75	0,5	0,2

2.3.1 Veľkosť a tvar skúšobného telesa

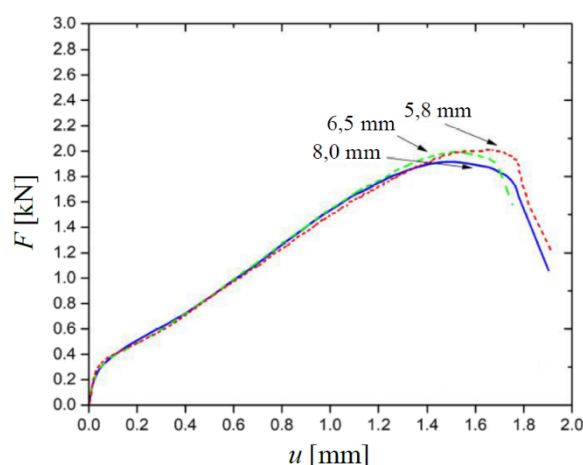
V pôvodnej práci [1] boli navrhované diskové skúšobné telesá o priemere 3 mm a hrúbke 0,25 mm. V dohode [5] je odporučené používať diskové skúšobné teleso s priemerom 8 mm a hrúbkou 0,5 mm ako je uvedené v tab. 1. Tento tvar je považovaný za klasický alebo štandardný a je zachovaný aj v predbežnej norme [6]. Na rozdiel od dohody [5] dovoľuje aktuálna norma [6] používať aj zmenšené skúšobné telesá, s rovnakými rozmermi ako pôvodne publikované v [1] a označované ako miniatúrne, viď tab. 1. Menej často sú používané štvorcové skúšobné telesá s rozmermi 10×10 mm a hrúbkou 0,5 mm [4]. Dohoda [5] povoľuje použitie štvorcových skúšobných telies len v prípade small punch bulge testu a v predbežnej norme [6] už nie je tento typ skúšobných telies spomínaný.

Rôznu geometriu majú aj zariadenia používané pre testovanie klasických a miniatúrnych skúšobných telies. Nevýhodou skúšania miniatúrnych skúšobných telies je menej dostupných odporúčaní spresňujúcich podmienky skúšania týchto diskov porovnaní so skúšaním diskov štandardnej veľkosti.

Hrúbka skúšobného telesa má výrazný vplyv na zaťažovaciu krivku. Tenšie skúšobné telesá vykazujú menej výraznú elastickú oblasť, nižšiu húževnatosť a samozrejme nižšie maximálne zaťaženie. Simulácia SPT pre rôzne hrúbky skúšobných telies je zobrazená na obr. 7 [9].



Obr. 7 Vplyv hrúbky h skúšobného telesa (upravené podľa [9])

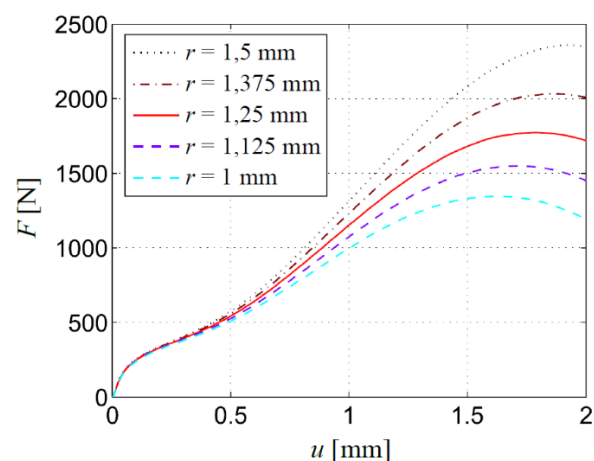


Obr. 8 Vplyv priemeru D_s skúšobného telesa (upravené podľa [14])

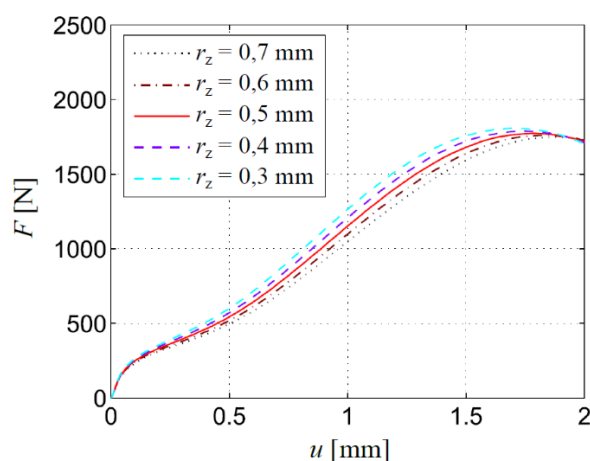
Vplyv priemeru skúšobného telesa je oveľa menší a preto je v literatúre aj zriedkavejšie skúmaný. Autori práce [14] testovali skúšobné telesá s hrúbkou 0,5 mm a rôznymi priermi. Testovaným materiálom bola oceľ 9Cr–1Mo. Rozptyl hodnôt F_m , u_m a E^{SP} je menší ako 5 %, pre F_e je rozptyl 10 % (obr. 8). Maximálne zaťaženie F_m mierne rastie so znižujúcim sa priemerom skúšobného telesa.

2.3.2 Zakončenie razníka a spodnej upínacej hlavy

V štúdiu [9] je na základe simulácie určený vplyv polomeru razníka na parametre zaťažovacej krivky. Získané závislosti sú uvedené na obr. 9. Stredná, neprerušovaná krivka pre $r = 1,25$ mm odpovedá odporúčanému polomeru zakončenia razníka. Priehyb skúšobného telesa je podobný pre rôzne polomery razníka približne do $u = 0,5$ mm. Pri väčšom priehybe je rozdiel v polomeroch výraznejší. Je zrejmé, že maximálna nameraná sila rastie so zväčšujúcim sa polomerom zakončenia razníka. Príčinou je väčšia plocha, na ktorej je rozložená sila pôsobiaca na skúšobné teleso.



Obr. 9 Vplyv polomeru r zakončenia razníka (upravené podľa [9])



Obr. 10 Vplyv polomeru zaoblenia hrany r_z spodnej upínacej hlavy (upravené podľa [9])

V práci [9] boli taktiež simulované rôzne polomery zaoblenia hrany spodnej upínacej hlavy. Napriek tomu, že v predbežnej norme [6] je odporúčané použitie skosenia hrany spodnej upínacej hlavy $L \times 45^\circ$, kde $L = 0,2$ mm, mnoho autorov [8], [9], [10] napriek odporúčaniam

používa pre SPT skúšobné zariadenia so zaoblenou hranou spodnej upínacej hlavy s polomerom r_z . Vplyv veľkosti zaoblenia r_z na výslednú zaťažovaciu krivku je uvedený na obr. 10. Najväčšie odchýlky spôsobuje rôzna veľkosť zaoblenia v oblasti rovnomernej deformácie (obr. 2, oblasť III). Napriek veľkému intervalu hodnôt zaoblenia nie je jeho vplyv tak podstatný ako polomer zakončenia razníka.

V štúdiu [9] bol taktiež simulovaný vplyv koeficientu trenia medzi razníkom a skúšobným telesom. Až do priehybu $u = 1$ mm vykazujú získané závislosti podobný priebeh, výrazný rozdiel sa prejaví až v oblasti plastickej nestability a šírenia trhliny. Najvyššie maximálne zaťaženie F_m vykazujú simulácie s vyšším koeficientom trenia.

2.4 Výpočet základných materiálových charakteristík

Napätie v skúšobnom telese počas priebehu SPT spôsobuje jeho nerovnomernú deformáciu. Nie je preto možné získať hodnoty materiálových charakteristík priamo z nameranej závislosti tak ako je tomu napr. pri štandardnej skúške ťahom. Využitelnosť SPT preto závisí od vytvorenia spoľahlivých prepočtových vzťahov. Najaktuálnejšie prepočty sú zverejnené v predbežnej norme [6].

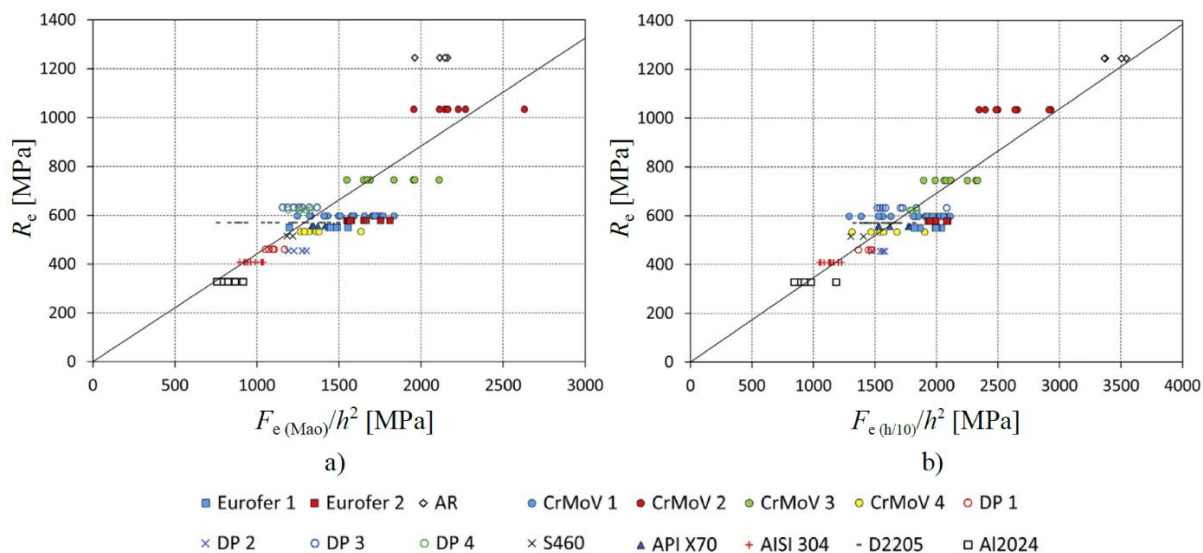
2.4.1 Medza klzu

Pre výpočet medze klzu je podstatná znalosť sily F_e . Je všeobecne uznávané, že pri SPT medza klzu R_e rastie lineárne s veľkosťou sily F_e [11] podľa vzťahu

$$R_e = \alpha_1 \frac{F_e}{h^2} + \alpha_2, \quad (4)$$

kde h je hrúbka skúšobného telesa a α_1, α_2 sú testovacie (materiálové) konštanty. Cieľom vývoja metódy SPT je odvodenie prepočtového vzťahu, ktorý by bol čo najmenej závislý na použitom materiáli a čo najlepšie aproximoval hodnoty získané štandardnou skúškou ťahom. Porovnaním jednotlivých spôsobov určenia medze klzu sa podrobne zaoberá štúdia [11], kde je porovnaných 16 materiálov vrátane vysokopevných ocelí, štruktúrnych ocelí, korozivzdorných ocelí a taktiež hliníkovej zliatiny. Každý materiál bol testovaný klasickou skúškou ťahom, na základe ktorej boli určené štandardné materiálové charakteristiky ako medza klzu, medza pevnosti a ťažnosť. Meraná bola taktiež lomová húževnatosť. SPT bol vykonaný na telesách s hrúbkou 0,5 mm.

Na obr. 11 sú uvedené grafy, kde sú na zvislej osi vynesené namerané hodnoty medze klzu pomocou štandardnej skúšky ťahom a na vodorovnej osi hodnoty člena $\frac{F_e}{h^2}$ zo vzťahu (4), pričom sila F_e bola určená spôsobmi z obr. 5. Hodnoty sú lineárne aproximované, pričom priamka aproximácie prechádza počiatkom súradnicového systému (pre α_2 z rovnice (4) platí $\alpha_2 = 0$). Smernica priamky aproximácie teda reprezentuje α_1 v rovnici (4).



Obr. 11 Porovnanie rôznych metód pre výpočet medze klzu a) $F_{e(Mao)}/h^2$
b) $F_{e(h/10)}/h^2$ (upravené podľa [11])

V štúdiu [11] bol ešte analyzovaný spôsob výpočtu $F_{e(CEN)}$. Získané závislosti a príslušné koeficienty determinácie R^2 sú nasledujúce:

$$R_e = 0,442 \frac{F_{e(Mao)}}{h^2} \quad (R^2 = 0,772) \quad (5)$$

$$R_e = 0,476 \frac{F_{e(CEN)}}{h^2} \quad (R^2 = 0,889) \quad (6)$$

$$R_e = 0,346 \frac{F_{e(h/10)}}{h^2} \quad (R^2 = 0,922) \quad (7)$$

Najmenší priemerný rozptyl hodnôt F_e pre jeden konkrétny materiál vykazuje spôsob založený na určení $F_{e(h/10)}$ nasledovaný spôsobmi založenými na určovaní $F_{e(Mao)}$ a $F_{e(CEN)}$. Záver, že spôsob $F_{e(Mao)}$ vykazuje nižší rozptyl hodnôt pri testovaní jedného materiálu ako $F_{e(CEN)}$ potvrdzuje aj predbežná norma [6]. Ostatné spôsoby určovania F_e , konkrétne $F_{e(h/100)}$ a $F_{e(inf)}$ vykazovali omnoho väčší rozptyl.

Pre určenie všeobecne platiaceho spôsobu výpočtu medze klzu R_e je užitočným ukazovateľom koeficient determinácie R^2 . Z rovníc (5) až (7) vyplýva, že najmenšiu závislosť na materiáli vykazuje metóda $F_{e(h/10)}$, kde $R^2 = 0,922$. Tento spôsob sa teda javí ako perspektívny pre všeobecný prepočet medze klzu z krivky SPT. Vyššiu závislosť na materiáli vykazujú metódy $F_{e(CEN)}$ a $F_{e(Mao)}$ s koeficientmi determinácie $R^2 = 0,889$ resp. $R^2 = 0,772$. Nízkou závislosť metódy $F_{e(h/10)}$ na voľbe materiálu potvrdzujú aj závery práce [13], kde bolo porovnávaných sedem materiálov. Rozdielna bola oproti [11] nižšia závislosť na materiáli metódy $F_{e(Mao)}$ v porovnaní s $F_{e(CEN)}$.

V predbežnej norme [6] je medza klzu počítaná metódou $F_{e(Mao)}$. Hodnoty koeficientov sa líšia pre záznamy priehybu u skúšobného telesa a posuvu v razníku, vid' tab. 2.

Tab. 2 Navrhované hodnoty koeficientu α_1 pre oceli s medzou klzu medzi 200 MPa a 1000 MPa [6]

Typ skúšobného telesa	D_S [mm]	Typ krivky	α_1
klasické	8	$F(u)$	0,510
klasické	8	$F(v)$	0,479

2.4.2 Medza pevnosti

Pre výpočet medze pevnosti na základe výsledkov SPT je podstatná maximálna nameraná sila F_m . Väčšina autorov [2], [15], [16] používa na výpočet vzťah v tvare (8). Menej používaný je vzťah v tvare (9) [17].

$$R_m = \beta_1 \frac{F_m}{h^2} + \beta_2 \quad (8)$$

$$R_m = \beta'_1 \frac{F_m}{(h \cdot v_m)} + \beta'_2 \quad (9)$$

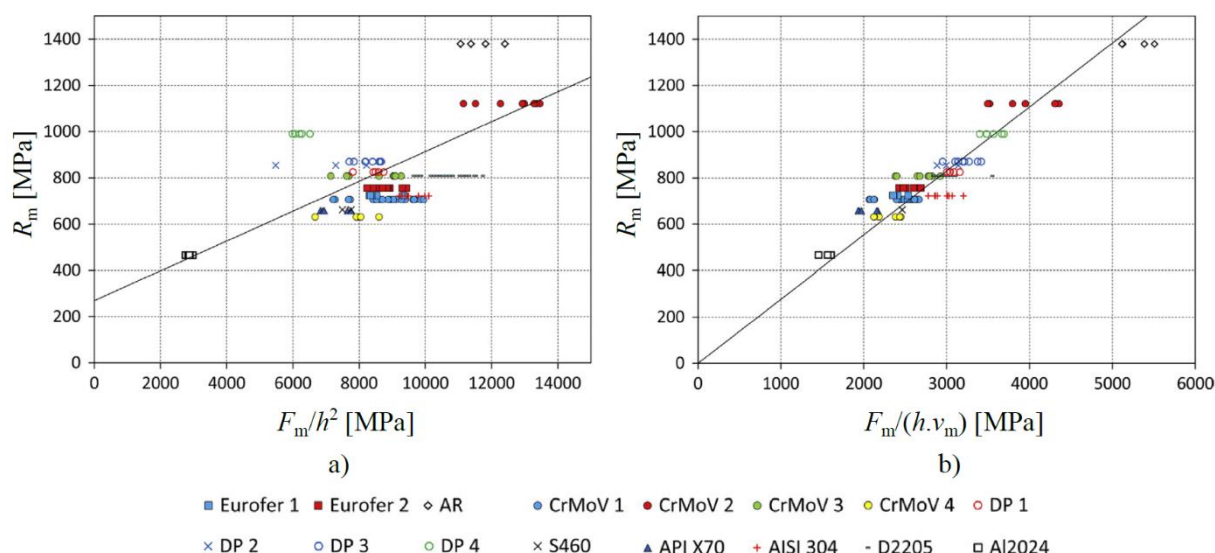
V rovniciach (8) a (9) je h hrúbka skúšobného telesa a v_m posuv razníka pri maximálnom zaťažení F_m . Parametre β_1 , β_2 , β'_1 a β'_2 sú testovacie (materiálové) konštanty. Na obr. 12 sú porovnané tieto metódy a ich použiteľnosť v praxi zo štúdie [11]. Skúšky boli opäť vykonané na 16 materiáloch pomocou skúšobných telies s hrúbkou 0,5 mm. Na zvislej osi sú hodnoty medze pevnosti získané štandardnou skúškou ťahom. Nezávislú premennú na obr. 12a) tvoria hodnoty člena $\frac{F_m}{h^2}$ z rovnice (8), na obr. 12b) potom hodnoty člena $\frac{F_m}{(h \cdot v_m)}$ z rovnice (9). Hodnoty sú lineárne aproximované.

Získané závislosti a príslušné koeficienty determinácie R^2 sú

$$R_m = 0,065 \frac{F_m}{h^2} + 268.81 \quad (R^2 = 0,456) \quad (10)$$

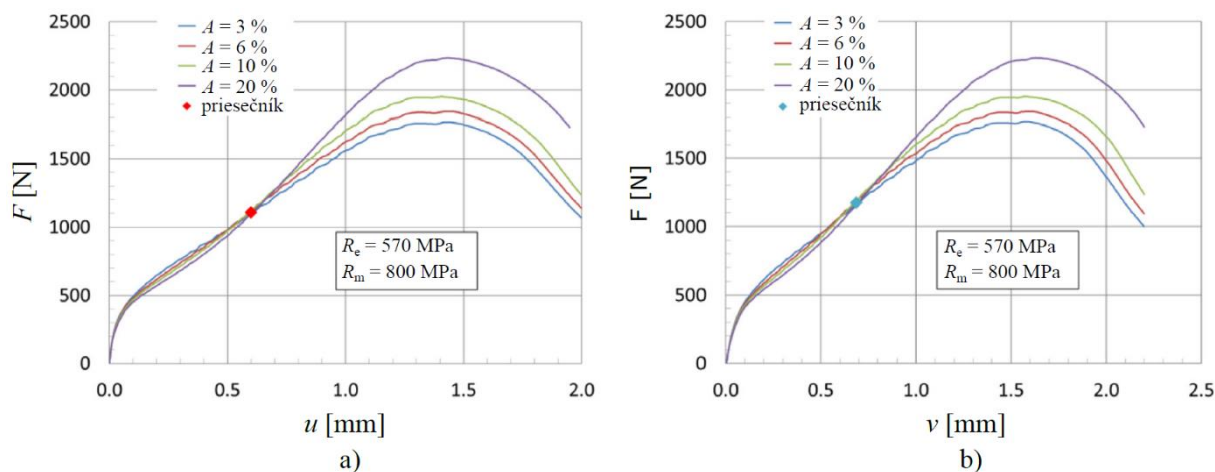
$$R_m = 0,277 \frac{F_m}{(h \cdot v_m)} \quad (R^2 = 0,940) \quad (11)$$

Rozptyl hodnôt F_m/h^2 a $F_m/(h \cdot v_m)$ pre samostatné materiály sú podobné a relatívne nízke. Výrazný rozdiel vykazuje koeficient determinácie R^2 aproximovaných rovníc pre skupinu materiálov. Je zrejmé, že menej závislá na materiáli je metóda $F_m/(h \cdot v_m)$, kde $R^2 = 0,940$. Napriek tomu, že je táto metóda menej používaná, poskytuje lepší odhad reálnych vlastností testovaných skúšobných telies. Potvrďuje to aj predbežná norma [6], kde je uvedená ako jedna z dvoch metód výpočtu medze pevnosti.



Obr. 12 Porovnanie rôznych metód pre výpočet medze pevnosti a) F_m/h^2
b) $F_m/(h \cdot v_m)$ (upravené podľa [11])

Autori práce [18] vyvinuli iný spôsob odhadu medze pevnosti, bez použitia maximálneho zaťaženia F_m na krivke SPT. Dôvodom je, že pri SPT dochádza k vytvoreniu krčku, a teda k plastickej nestabilite už pred dosiahnutím maximálneho zaťaženia F_m . Tým sa SPT odlišuje od štandardnej skúšky ťahom, kde ku plastickej nestabilite dochádza pri medzi pevnosti R_m . Preto maximálne zaťaženie F_m z SPT podľa autorov [18] nereprezentuje situáciu v materiáli na medzi pevnosti klasickej jednoosej ťahovej skúšky, čo bolo v [18] potvrdené aj MKP analýzou. Preto nie je opodstatnené používať maximálne zaťaženie F_m vo výpočte medze pevnosti [18]. Z MKP analýzy SPT v [19] vyplýva, že materiály s rovnakou medzou klzu R_e a medzou pevnosti R_m , líšiace sa ťažnosťou A vykazujú značne odlišné hodnoty F_m , pričom hodnoty maximálneho priehybu u_m , resp. posuvu razníka v_m sú prakticky totožné (obr. 13).



Obr. 13 Porovnanie materiálov s rôznou ťažnosťou a) priehyb skúšobného telesa b) posuv razníku [19]

Zároveň je zrejmé, že sa tieto krivky pretínajú v jedinom bode, ktorý reprezentuje začiatok plastickej nestability. Na základe viacerých simulácií boli určené priemerné súradnice priesečníka a navrhnuté rovnice

$$R_m = \beta_{Rm,u} \frac{F(\bar{u}_i)}{h^2} \quad (12)$$

$$R_m = \beta_{Rm,v} \frac{F(\bar{v}_i)}{h^2} , \quad (13)$$

kde $\beta_{Rm,u}$ a $\beta_{Rm,v}$ je koeficient a $\bar{u}_i$ resp. $\bar{v}_i$ je priehyb resp. posuv, pri ktorom dochádza k plastickej nestabilite. Na výsledky štúdie [19] sa odkazuje predbežná norma [6] a tento spôsob uvádza ako alternatívny spôsob výpočtu medze pevnosti. Aktuálne parametre líšiace sa podľa veľkosti skúšobného telesa a typu krivky (spôsobu zaznamenávania deformácie) sú zhrnuté v tab. 3 [6].

Tab. 3 Koeficienty rovníc (12) a (13) pre výpočet medze pevnosti

Typ skúšobného telesa	typ krivky	$u_i v_i$ [mm]	$\beta_{Rm,u} / \beta_{Rm,v}$
klasické	$F(u)$	0,552 (u_i)	0,192
klasické	$F(v)$	0,645 (v_i)	0,179
miniaturne	$F(u)$	0,282 (u_i)	0,205
miniaturne	$F(v)$	0,320 (v_i)	0,197

2.4.3 Ťažnosť

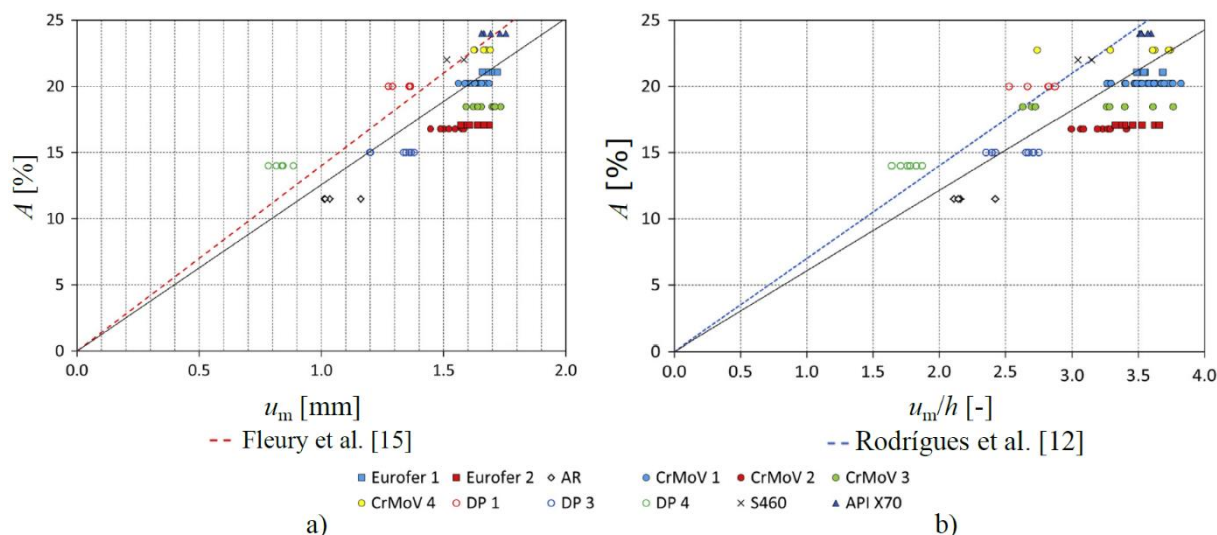
Ukazuje sa, že prepočet ťažnosti A je v porovnaní s prepočtom medze klzu R_e a medze pevnosti R_m značne nepresný. Pre jej odhad sa používajú nasledujúce vzťahy

$$A = \gamma \cdot u_m \quad (14)$$

$$A = \gamma' \frac{u_m}{h} \quad (15)$$

Autori práce [11] aplikovali uvedené vzťahy na odhad ťažnosti ocelí, vid' obr. 14. Plnými priamkami sú lineárne aproximované namerané hodnoty získané v práci [11]. Čiarkovanými priamkami sú zobrazené korelácie, ku ktorým dospeli iní autori [20] resp. [12].

Koeficient γ z rovnice (14) určili autori [11] ako $\gamma = 12,57$ s príslušným koeficientom determinácie $R^2 = 0,554$. V rovnici (15) je $\gamma' = 6,07$ s koeficientom determinácie $R^2 = 0,534$. Presnejší odhad poskytuje rovnica (14), pričom $R^2 = 0,554$ naznačuje, že ani tento spôsob nie je dostatočne presný. Spôsob podľa rovnice (15) vykazuje väčší rozptyl hodnôt pre samostatné materiály a taktiež aj pre skupinu materiálov. Dôvodom je, že maximálny priehyb u_m je takmer nezávislý na hrúbke h skúšobného telesa a preto podiel $\frac{u_m}{h}$ nie je vhodný spôsob ako normalizovať u_m [11].



Obr. 14 Porovnanie rôznych metód pre výpočet ťažnosti a) u_m b) u_m/h (upravené podľa [11])

2.4.4 Youngov modul pružnosti v ťahu

Určovanie Youngovho modulu pružnosti v ťahu E pomocou SPT je zriedkavejšie a nie je zaradené do pôvodnej dohody [5] a ani predbežnej normy [6]. Napriek tomu sú známe dva hlavné prístupy.

Prvý spôsob je založený na korelácii E s počiatočným sklonom SPT krivky. V štúdiu [21] je uvedený vzťah

$$E = A_E S_{ini}, \quad (16)$$

Kde A_E [mm⁻¹] je konštanta a S_{ini} [N/mm] počiatočný sklon SPT krivky. Tento vzťah je mierne upravený v [22] ako

$$E = \lambda \frac{S_{ini}}{h}, \quad (17)$$

kde λ je bezrozmerný koeficient a h je počiatočná hrúbka skúšobného telesa.

Druhý spôsob určovania E je uvedený v [23]. Pri tomto spôsobe je podstatný sklon SPT krivky S_{UL} po opätovnom zaťažení. Autori sa domnievajú, že počiatočný sklon S_{ini} SPT krivky nie je vhodný pre určovanie E , pretože popri tuhosti skúšobného telesa ho ovplyvňujú aj plastické vlastnosti materiálu, ktoré sa prejavujú v tesnej blízkosti kontaktu razníka so skúšobným telesom. Z toho dôvodu môžu vykazovať materiály s rovnakým E ale rozličnými hodnotami R_e , R_m a ε_f , rozdielne počiatočné sklony S_{ini} [23]. Podľa MKP analýzy bol koeficient determinácie R^2 pre metódu podľa počiatočného sklonu určený ako 0,9645 a pre spôsob sklonu po opätovnom zaťažení až 0,9999. V štúdiu je aj experimentálne porovnanie rôznych materiálov pomocou metódy počiatočného sklonu S_{ini} , ktorý je využívaný aj v experimentálnej časti práce. Testovanými materiálmi boli tri typy ocelí, hliníková, horčíková a medená zliatina. Autori dospeli k výsledku $A_E = 24,555 \text{ mm}^{-1}$, pričom E je v MPa a S_{ini} v N/mm. Hrúbka skúšobných telies bola 0,5 mm a teda po prepočte na metódu podľa [22] je $\lambda = 12,0775$.

2.5 Výpočet ďalších materiálových charakteristík

2.5.1 Tranzitná teplota

Tranzitná teplota určovaná pomocou SPT je označovaná ako T_{SP} . V predbežnej norme [6] sú uvedené dva spôsoby určenia T_{SP} .

Prvý spôsob, uvedený aj v dohode [5] je založený na znalosti veľkosti energie E^{SP} potrebnej k lomu skúšobného telesa. Energia E^{SP} potrebná k lomu skúšobného telesa je rovná ploche pod zaťažovacou krivkou ako je zobrazené na obr. 2. V predbežnej norme [6] je lomová energia E^{SP} daná vzťahom

$$E^{SP} = \int_0^{u_m} F(u) du, \quad (18)$$

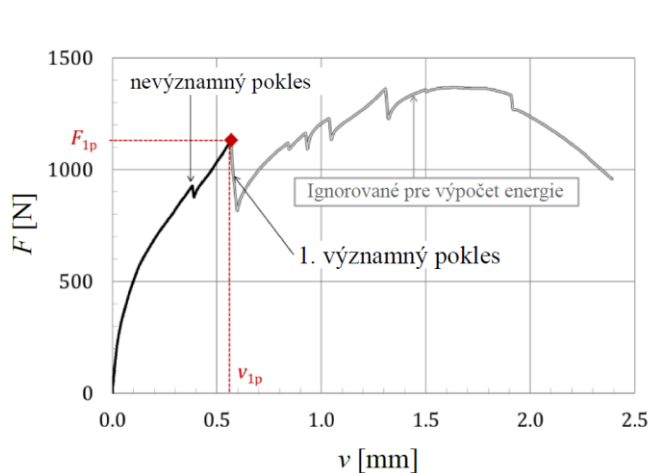
kde u_m je priehyb skúšobného telesa pri maximálnom zaťažení F_m . Vzťah (18) sa líši od dohody [5], kde bola horná hranica integrálu definovaná ako priehyb u_f , pri ktorom dôjde k poklesu sily razníku vzhľadom k maximálnej sile F_m o 20 %. Pri krehkom lome vykazuje krivka SPT skokové poklesy zaťaženia (obr. 15), ktoré sú spôsobené tvorbou trhlín [24]. V takom prípade je podľa [6] horná hranica integrálu (16) definovaná ako priehyb alebo posuv, pri ktorom došlo k poklesu zaťaženia o 10 % maximálneho zaťaženia F_m . Pre určenie T_{SP} nie je podstatné, či bol zaznamenávaný priehyb u alebo posuv v . Sila, pri ktorej došlo k poklesu zaťaženia o viac ako 10 % je na obr. 15 označená ako F_{1p} pri posuve razníku v_{1p} . Podľa návrhu v štúdiu [25] je vhodné normalizovať energiu E^{SP} podľa vzťahu

$$E_n = \frac{E^{SP}}{F_m} \quad (19)$$

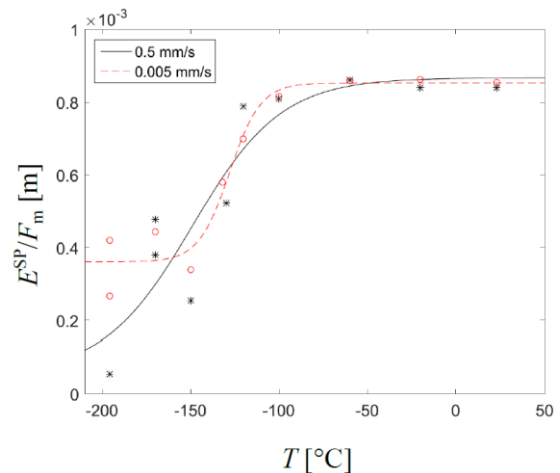
Následne je podľa návrhu uvedeného v [25] tranzitná teplota T_{SP} získaná z aproximovanej funkcie energie E_n v závislosti na teplote T

$$E_n(T) = \frac{E_{US} + E_{LS}}{2} + \frac{E_{US} - E_{LS}}{2} \tanh \left[\frac{T - T_{SP}}{C} \right], \quad (20)$$

kde E_{US} a E_{LS} je horná resp. spodná hranica normalizovanej energie E_n a C je parameter. Hodnota T_{SP} je určená metódou najmenších štvorcov minimalizovaním súčtu štvorcov odchýliek aproximovanej funkcie od nameraných hodnôt. Tranzitná krivka feriticko-martenzitickej ocele získaná pomocou SPT autormi práce [25] je uvedená na obr. 16. Keďže bol článok [25] publikovaný pred zverejnením predbežnej normy [6], bola v ňom lomová energia E^{SP} vypočítaná ako integrál (16) s hornou hranicou určenou ako priehyb, pri ktorom došlo k prvému merateľnému poklesu zaťaženia.



Obr. 15 SPT krivka s náhlymi poklesmi zaťaženia [6]



Obr. 16 Tranzitná krivka feriticko-martenzitickej ocele získaná pomocou SPT [25]

Tranzitná teplota T_{SP} určená pomocou SPT sa značne líši od tranzitnej teploty $DBTT$, získanej z konvenčnej skúšky rázom v ohybe, ktorá je označovaná ako T_{CVN} . Vzťah medzi T_{SP} a T_{CVN} je určený ako

$$T_{SP} = \alpha T_{CVN}, \quad (21)$$

kde α je prepočtový parameter. Jeho hodnota bola v predbežnej norme [6] na základe výsledkov viacerých štúdií určená ako $\alpha \approx 0,4$.

Na základe SPT je možné určiť aj tranzitnú teplotu $T_{SP,\varepsilon}$, ktorá je definovaná pomocou efektívnej lomovej deformácie ε_f v tvare

$$\varepsilon_f = \ln \left[\frac{h}{h_f} \right], \quad (22)$$

kde h je pôvodná hrúbka skúšobného telesa a h_f je hrúbka skúšobného telesa v blízkosti trhliny [6]. Následne je hodnota tranzitnej teploty $T_{SP,\varepsilon}$ určená podobne ako v prípade tranzitnej teploty T_{SP} z aproximovanej krivky

$$\varepsilon_f(T) = \frac{\varepsilon_{US} + \varepsilon_{LS}}{2} + \frac{\varepsilon_{US} - \varepsilon_{LS}}{2} \tanh \left[\frac{T - T_{SP,\varepsilon}}{C'} \right], \quad (23)$$

kde ε_{US} a ε_{LS} je horná resp. spodná hranica efektívnej lomovej deformácie ε_f a C' je materiálový parameter.

2.5.2 Lomová húževnatosť

Pre určovanie lomovej húževnatosti pomocou SPT existuje niekoľko prístupov, ktoré môžu byť rozdelené na empirické a analytické. V predbežnej norme [6] sú uvedené tri možné prístupy.

Prvým spôsobom je empirický prístup, označovaný ako dvojkroková metóda, ktorou sa určí kritická hodnota faktoru intenzity napätia K_{IC} na základe tranzitnej teploty T_{SP} , získanej pomocou SPT. Prvým krokom je korelácia T_{SP} ku hodnote tranzitnej teploty T_{CVN} podľa

vzťahu (21). Následne je lomová húževnatosť K_{Ic} určená na základe empirickej závislosti. V štúdiu [26] je pre CrMoV ocele a pre teplotu T uvedený prepočtový vzťah

$$K_{Ic} = \frac{6600}{60 - (T - T_{CVN})} \quad (24)$$

Druhý spôsob je označovaný ako JAERI a jeho princíp bol navrhnutý už v [2]. Je založený na korelácii ekvivalentnej lomovej deformácie ε_{qf} s lomovou húževnatosťou. ε_{qf} je v práci [26] definovaná vzťahom

$$\varepsilon_{qf} = 0,15 \left(\frac{u_m}{h} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (25)$$

Pre húževnaté materiály je potom kritická hodnota J-integrálu definovaná rovnicou

$$J_{Ic} = k\varepsilon_{qf} - J_0, \quad (26)$$

kde k a J_0 sú empiricky určené konštanty [26].

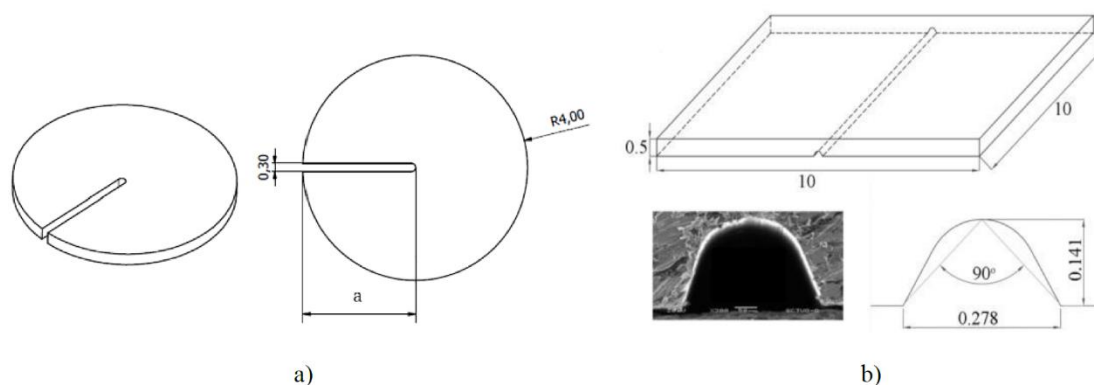
Pre krehké materiály je možné lomovú húževnatosť určiť pomocou vzťahu

$$K_{Ic} = C_K R_m^{\frac{2}{3}} \quad (27)$$

kde C_K je empiricky určená konštanta a R_m je určená ako

$$R_m = 130 \left(\frac{F_m}{h^2} \right) - 320 \quad (28)$$

Tretím spôsobom je zisťovanie lomovej húževnatosti pomocou telesa s vrubom, ktorý pôsobí ako koncentrátor napätia. Princíp je v meraní roztvorenia vrubu δ_{SPT} , podobne ako je to v prípade štandardnej skúšky lomovej húževnatosti metódou CTOD (crack tip opening displacement), kde je merané roztvorenie na čele trhliny δ . Tvar vrubu v skúšobnom telese SPT nie je medzi autormi zjednotený. Na obr. 17a) je zobrazené skúšobné teleso s vrubom uvedené v predbežnej norme [6], na obr. 17b) je skúšobné teleso s vrubom, použité v práci [27].



Obr. 17 Skúšobné telesá pre zisťovanie lomovej húževnatosti pomocou SPT a) predbežná norma [6] b) práca [27]

Kontinuálne meranie hodnoty δ_{SPT} nie je, v porovnaní so štandardnou metódou CTOD, možné. Dôležitá hodnota pre určenie lomovej húževnatosti je hodnota δ_{ini_SPT} , ktorá odpovedá roztvoreniu defektu, ktoré spôsobí šírenie trhliny. Pri štandardizovanej skúške je táto hodnota označovaná ako δ_{ini} . V štúdiu [27] boli touto metódou testované dve rozdielne CrMoV ocele. Prvá oceľ, reprezentujúca húževnatý materiál, bola tepelne spracovaná kalením a následne žíhaná. Druhá oceľ, určená pre zváranie bez špecifickej tepelnej úpravy, reprezentovala krehký materiál. Pre určenie hodnôt δ_{SPT} boli vykonané tri penetračné skúšky až do porušenia a jedenásť skúšok, ktoré boli prerušené pri posuvoch razníku od 0,25 mm do 1,25 mm. Hodnota δ_{ini_SPT} bola určená na základe priameho pozorovania lomových plôch skúšobných telies a SEM analýzou lomových plôch po dolomení v tekutom dusíku. Taktiež boli porovnané experimentálne a simulované krivky SPT.

Pre prvú oceľ (húževnatý materiál) boli získané hodnoty $\delta_{ini} = 0,214$ a $\delta_{ini_SPT} = 0,284$.

Pre druhú oceľ (krehký materiál) boli získané hodnoty $\delta_{ini} = 0,011$ a $\delta_{ini_SPT} = 0,128$. Pre tento materiál nie je spôsob určovania lomovej húževnatosti pomocou SPT vhodný. Autori uvádzajú, že lomové mechanizmy sa môžu meniť podľa typu zaťažovania. Preto môže materiál označený ako krehký pomocou štandardnej skúšky vykazovať húževnaté správanie pri skúške SPT, pričom autori neuvádzajú bližší rozbor príčin.

Medzi hodnotami δ_{SPT} a posuvom razníka v bol určený empirický vzťah

$$\delta_{SPT} = 0,217 \cdot v \quad (29)$$

Autori práce [27] sa domnievajú, že tento vzťah nie je závislý na materiáli, čo by mohlo zjednodušiť určovanie lomovej húževnatosti, pretože by nebolo potrebné určovať δ_{SPT} priamo.

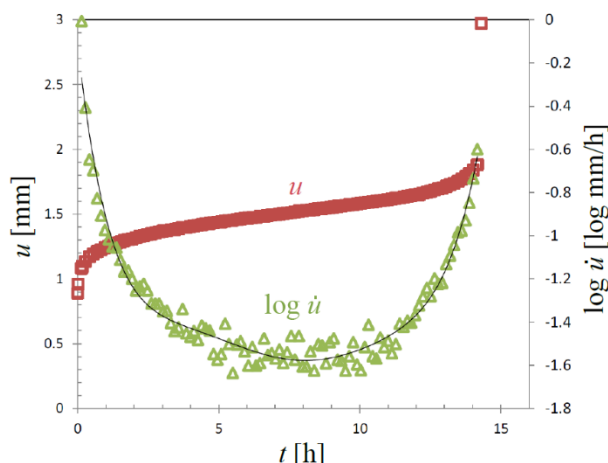
2.5.3 Creepové vlastnosti

Creepové vlastnosti a charakteristiky materiálov sa určujú a hodnotia pomocou metódy Small Punch Creep Test (SPC/SPCT), kde skúšobné teleso je za zvýšenej teploty zaťažované razníkom konštantnou silou. Rozmery skúšobného zariadenia a skúšobného telesa sú rovnaké ako v prípade klasických pretlačovacích skúšok na miniatúrnych diskoch. Charakteristické creepové závislosti získané pomocou SPC sú uvedené na obr. 18.

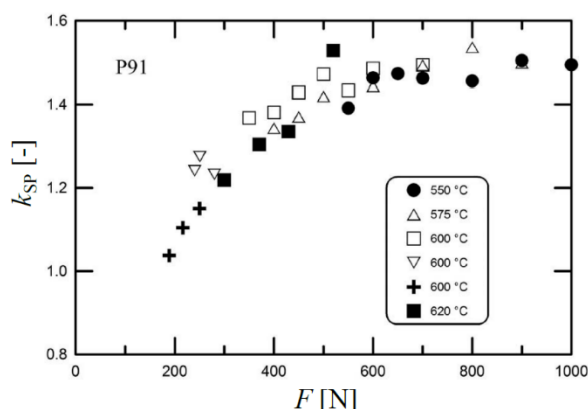
Hlavným problémom výpočtu creepových vlastností pomocou SPC je prepočet zaťažovacej sily F , priehybu u a rýchlosti priehybu $\dot{u}$ na hodnoty štandardnej creepovej skúšky [28]. Pre prepočet zaťažovacej sily F razníku na odpovedajúce napätie σ v jednoosej creepovej skúške je v dohode [5] odporúčaný vzťah, určený podľa Chakrabartyho teórie [29]

$$\frac{F}{\sigma} = 3,33 k_{SP} \frac{r^{1,2} h}{0,5 D^{0,2}}, \quad (30)$$

kde k_{SP} je empiricky určený korelačný faktor, r polomer zakončenia razníku, h je počiatočná hrúbka skúšobného telesa a D priemer otvoru spodnej upínacej hlavy. Tento vzťah ale nezahŕňa vplyv zmeny teploty ani priehybu skúšobného telesa. Je vhodný pre väčšie hodnoty deformácie a nie je dostatočne presný pre krehké materiály [30]. Korelačný faktor k_{SP} je taktiež značne závislý na zaťažení F , jak je zrejmé z obr. 19.



Obr. 18 SPC závislosť priehybu a logaritmu rýchlosti priehybu skúšobného telesa na čase (upravené podľa [6])



Obr. 19 Závislosť korelačného faktoru k_{SP} na zaťažení (upravené podľa [31])

Autori práce [31] prišli s návrhom, ktorý platí všeobecne a je zahrnutý aj v predbežnej norme [6]. Tento návrh určuje pomer $\psi = \frac{F}{\sigma}$ na základe doby do lomu t_f . Zaťaženie F ekvivalentné napätiu σ pri danej teplote je považované za napätie, ktoré spôsobí lom skúšobného telesa za rovnakú dobu ako napätie σ pri klasickej skúške. Týmto spôsobom bol experimentálne určený vzťah

$$\psi = \frac{F}{\sigma} = B \cdot u_{\min}^m, \quad (31)$$

kde $u_{\min}$ je priehyb skúšobného telesa pri najmenšej rýchlosti priehybu $\dot{u}_{\min}$, $B = 1,9204$ a $m = 0,6530$.

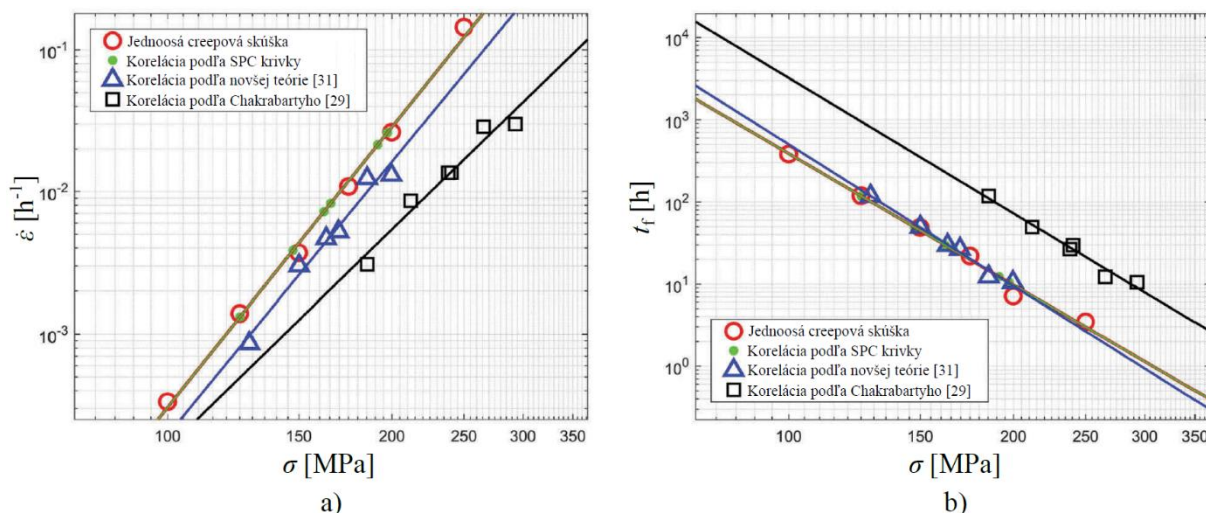
Parameter $u_{\min}$ bol spoločne s konštantami B a m určený ako optimálny na základe 97 štandardných creepových skúšok a 159 skúšok SPC. Skúšky boli vykonané v teplotnom rozmedzí 550 °C až 700 °C pri zaťažení od 300 N do 900 N na oceliach 14MoV63, X20CrMoV121, P91, P92, Eurofer'97 a 316L.

Taktiež je v štúdiu [31] určený vzťah medzi minimálnou rýchlosťou priehybu $\dot{u}_{\min}$ (SPC) a $\dot{\epsilon}_{\min}$ (štandardná creepová skúška)

$$\dot{\epsilon}_{\min} = C_{cr} \cdot \dot{u}_{\min}^q, \quad (32)$$

kde $C_{CR} = 3,9220$ a $q = 1,1907$.

Obe závislosti boli experimentálne overené na viacerých materiáloch, na obr. 20 je porovnanie štandardnej creepovej skúšky s metódou výpočtu podľa Chakrabartyho a novou metódou pre oceľ 12.5Cr-4Ni-Mo pri 600 °C. Červenou farbou sú vyznačené hodnoty namerané štandardnou creepovou skúškou. Zelené body a ich preloženie priamkou reprezentujú ideálne hodnoty, ku ktorým sa prepočtové vzťahy snažia priblížiť. Tieto body boli určené na základe doby do lomu pre konkrétnu oceľ. Modrou farbou sú znázornené ich odhady podľa všeobecne platiacich rovníc (31) a (32). Čierne body a priamky reprezentujú odhady staršou metódou podľa Chakrabartyho vzťahu (30), kde parameter $k_{SP} = 1$. Je zrejmé, že novšia metóda poskytuje lepší odhad a v budúcej norme budú pravdepodobne creepové vlastnosti zo skúšky SPC vyhodnocované podľa nej.



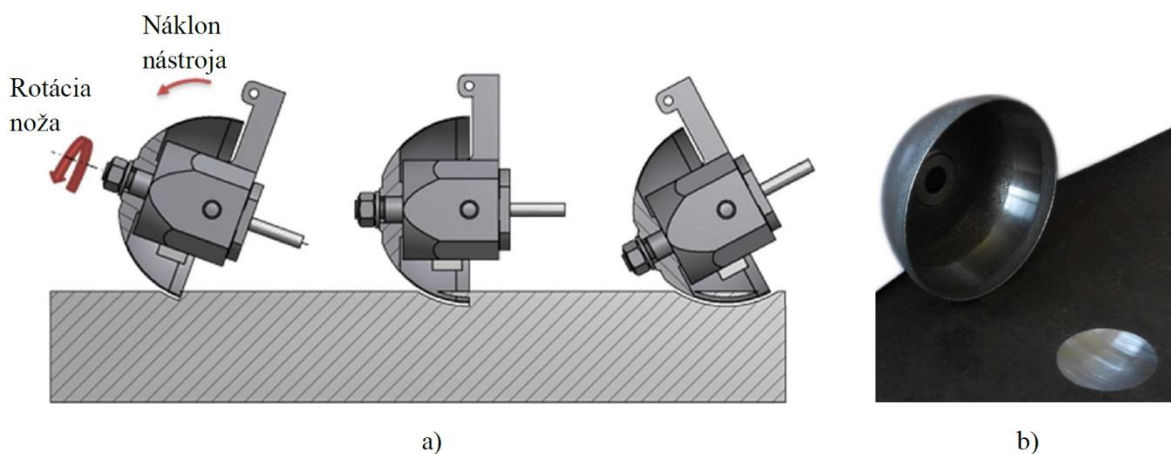
Obr. 20 Porovnanie štandardnej creepovej skúšky a odhadov z SPC a) závislosť rýchlosti deformácie na napätí b) závislosť doby do lomu na napätí (upravené podľa [31])

2.6 Odber a príprava skúšobného telesa

Pre odber vzorky sa používajú primárne dve technológie, konkrétne *mechanický odber* a *elektroiskrové rezanie* [5], [32].

2.6.1 Mechanický odber

V súčasnej dobe veľmi často používané zariadenie pre mechanický odber, bolo zverejnené patentom [33]. Princíp jeho činnosti je zrejmý z obr. 21a). Na obr. 21b) je rezný nôž a odobraný materiál zo súčiastky.

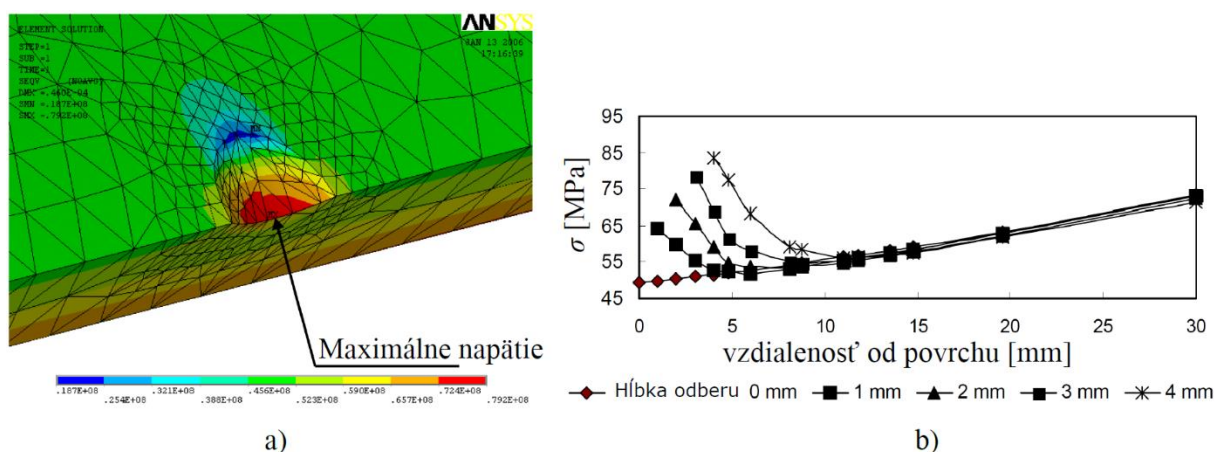


Obr. 21 a) Zariadenie a princíp mechanického odberu vzorky pre SPT b) Rezný nôž a odobraný materiál (upravené podľa [34])

Nôž má tvar pologule a je usporiadaný k rotácii okolo vlastnej osi symetrie. K odberu vzorky dochádza menením náklonu noža okolo osi kolmej na os symetrie noža. Polomer noža je zhruba 50 mm a jeho hrúbka 0,3 mm. Nôž je povrchovo upravený nitridom bóru alebo diamantom. Pre zníženie teploty a lepší odber triesky je počas rezania privádzaná kvapalina. Proces odberu

vzorky je časovo pomerne náročný a trvá 1 až 3 hodiny. Pomocou tohto zariadenia je možné odoberať materiál do vzdialenosti 0,5 mm až 4 mm od povrchu súčiastky [34].

Veľkou výhodou tejto metódy je, že na povrchu komponenty po odobratí vzorky vytvára relatívne malé koncentrátores napätia. Autori práce [35] simulovali odber materiálu zo steny zaťaženého potrubia s priemerom 325 mm a hrúbkou steny 30 mm. Simulovaná hĺbka odberu bola od 1 mm do 4 mm. Napätie na vonkajšej strane potrubia pred odobratím materiálu bolo 49,4 MPa, na vnútornej strane 73,4 MPa. Simulácia je zobrazená na obr. 22a). Najväčšie napätie je dosiahnuté v spodnej časti jamky. Na obr. 22b) je zobrazený priebeh napätia v závislosti na vzdialenosti od povrchu pre rôzne hĺbky odberu materiálu. So zväčšujúcou sa hĺbkou odberu sa zvyšuje aj maximálne napätie, pričom v prípade hĺbok 1 mm a 2 mm je maximálne dosiahnuté napätie menšie ako napätie na vnútornej strane potrubia. V praxi je maximálna hĺbka jamky približne 3 mm. Zo štúdie ďalej vyplýva, že koncentrátor napätia je menší v prípade odberu materiálu z vnútornej časti steny potrubia. Vznik koncentrátorov napätia je potrebné brať pri odbere materiálu do úvahy, vo väčšine prípadov ale nevedie k prekročeniu prípustných medzí [35].

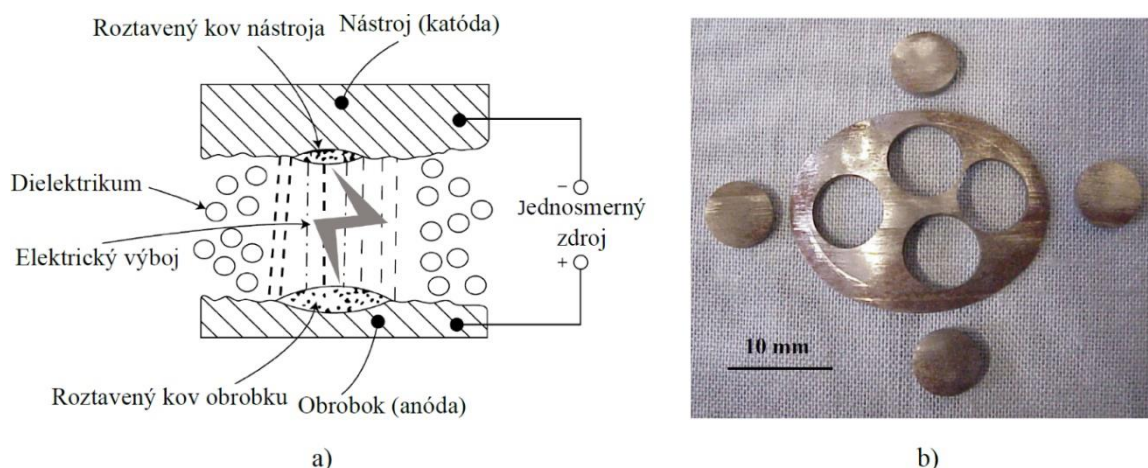


Obr. 22 a) Priebeh napätia v stene potrubia po mechanickom odbere b) Veľkosť napätia v zaťaženom potrubí pre rôzne hĺbky mechanického odberu [35]

2.6.2 Elektroerozívne obrábanie

Elektroerozívne obrábanie (Electrical Discharge Machining, EDM) je nekonvenčná metóda obrábania – termoelektrický proces, pri ktorom je materiál zo súčiastky odoberaný sériou elektrických výbojov medzi nástrojom a obrábaným materiálom. Materiál je odstraňovaný tavením a odparovaním. Celý proces prebieha v dielektrickej kvapaline, ktorá slúži na vyplachovanie oddelených častíc a je priebežne filtrovaná. Touto technológiou je možné odoberať materiál zo súčiastok s veľmi vysokou tvrdosťou.

Princíp metódy je znázornený na obr. 23a). Obrábaný materiál je najčastejšie anóda a nástroj je katóda. Medzi obrábaným materiálom a nástrojom je udržiavaná vzdialenosť približne 0,025 mm. Pomocou technológie EDM je možné odoberať materiál aj zo zariadení pod vodou. EDM ďalej umožňuje opracovanie odobraného materiálu pomocou mechanického odberu, do rozmerov skúšobných telies pre SPT ako je zobrazené na obr. 23b). Výsledné zostatkové napätia vnesené pri odbere materiálu sú minimálne [5], [36].



Obr. 23 a) Princíp elektroerozívneho obrábania [36] b) Odobraný materiál pomocou mechanického odberu a skúšobné telesá vyrezané pomocou EDM [5]

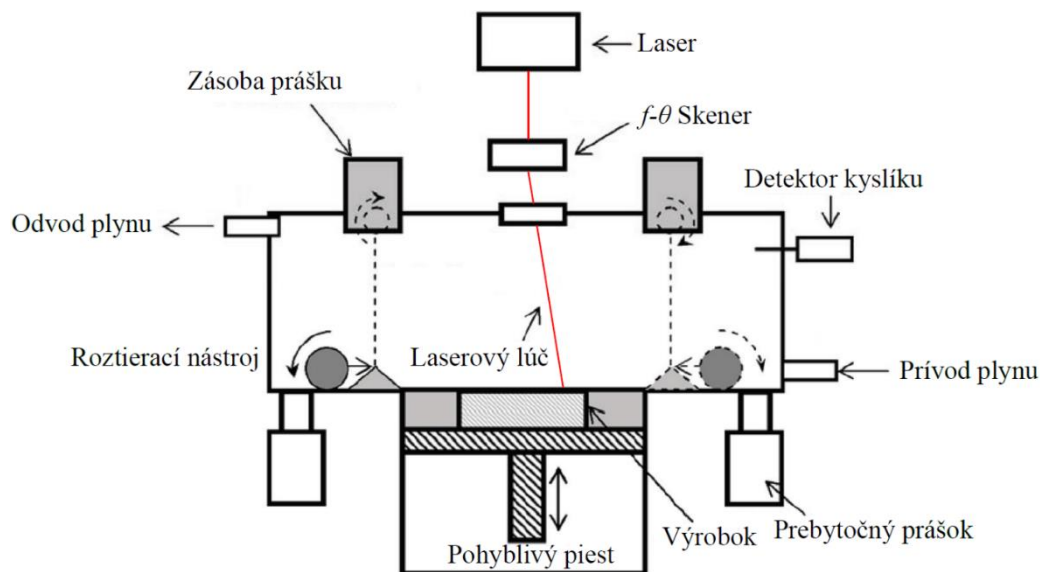
3 Aditívne technológie a štruktúrna nehomogenita

Aditívne technológie - AM (Additive Manufacturing) sú pokročilé výrobné metódy, ktoré sa vyznačujú tvorbou komponent pridávaním materiálu po jednotlivých vrstvách, čím sa líšia od tradičných výrobných postupov, kde je materiál väčšinou odoberaný. Sú známe viac ako 20 rokov, spočiatku boli ale využívané prevažne na tvorbu prototypov, z dôvodu obmedzených materiálových možností. S vývojom AM, znižovaním porozity a zlepšovaním kvality výrobkov sa dnes uplatňujú v značnej miere ako výrobný postup pre finálne produkty, ktoré by klasickými spôsobmi spracovania nebolo možné vyrobiť [37]. Materiály, ktoré je možné pomocou AM spracovať, zahŕňujú oceli, zliatiny hliníka, titánu a mnoho ďalších [38].

Norma ISO/ASTM 52900:2015 definuje sedem základných tried aditívnych technológií podľa ich princípu. V nasledujúcich odsekoch sú popísané dve významné aditívne technológie používané pre kovy, konkrétne metódy Selective laser Melting (SLM) a Electron Beam Melting (EBM). Obe tieto technológie spadajú podľa ISO/ASTM 52900:2015 do triedy označenej ako Powder Bed Fusion (PBF). PBF, v preklade *spekanie práškovej vrstvy* zahŕňa okrem SLM a EBM aj Selective Laser Sintering (SLS) a Direct Metal Sintering (DMLS).

3.1 Selective Laser Melting

Metoda SLM, v preklade *selektívne tavenie laserom* je aditívna technológia, kde je kovový prášok rovnomerne rozložený do tenkej vrstvy a na požadovaných miestach roztavený pôsobením laseru. Následne je vrstva posunutá nižšie o hrúbku nanesej vrstvy a proces sa opakuje, čím sa vytvorí 3D štruktúra [39], [40]. Schéma zariadenia je uvedená na obr. 24.



Obr. 24 Princíp SLM (upravené podľa [41])

Celý proces prebieha v ochrannej atmosfére dusíku alebo argónu s kontrolovaným obsahom kyslíku pre zamedzenie oxidácie [42]. Výpary vznikajúce v dôsledku procesu sú odvádzané mimo pracovnej komory. Obvyklá hrúbka práškovej vrstvy je 20 μm až 100 μm s priemernou veľkosťou častice prášku 30 μm . Výkon laseru sa pohybuje od 20 W do 1 kW, s rýchlosťou skenovania až 15 m/s. Najčastejšie používané sú vláknové lasery, produkujúce žiarenie s vlnovou dĺžkou 1060 nm až 1080 nm. Veľkosť laserovej stopy je obvykle 50 μm až 180 μm [40]. Pre rovnomerné rozloženie práškovej vrstvy je použitý roztierací nástroj napr. vo forme valca. Obvykle vytvárajú laserové stopy určitý vzor (hatch pattern), pričom sa jednotlivé stopy sčasti prekrývajú. Medzi základné vzťahy, ktoré charakterizujú SLM proces patrí objemová hustota energie E_V a lineárna hustota energie E_I . Objemová hustota energie E_V je daná vzťahom

$$E_V = \frac{P}{v_{AM} \cdot h_{AM} \cdot t_{AM}} , \quad (33)$$

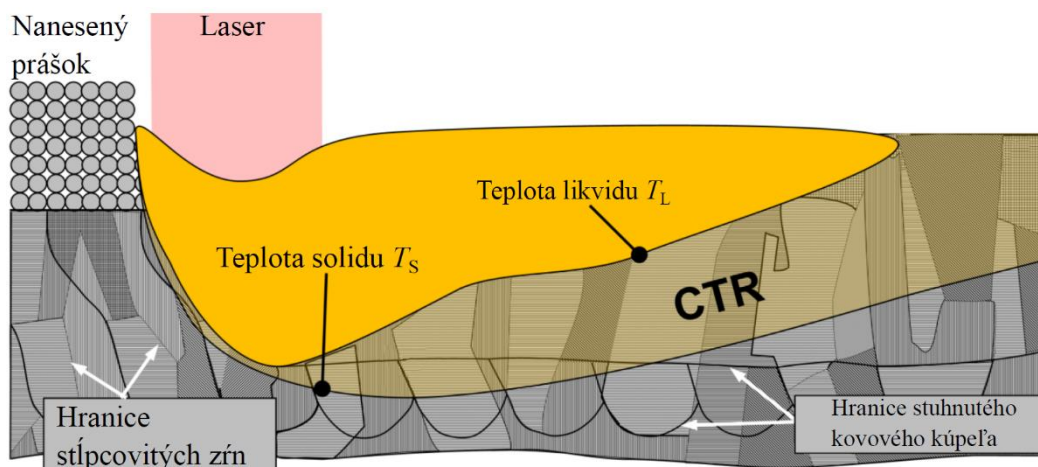
kde P je výkon laseru, v_{AM} rýchlosť skenovania, h_{AM} vzdialenosť medzi stopami a t_{AM} hrúbka vrstvy.

Lineárna hustota energie E_I je definovaná ako

$$E_I = \frac{P}{v_{AM}} . \quad (34)$$

Pre zníženie teplotných gradientov a zostatkového napätia vo výrobkoch je vhodné predhriať výrobnú plošinu a používať podporné štruktúry pre prečnievajúce segmenty výrobku [40]. Výsledná drsnosť povrchu je obvykle 4 μm až 11 μm [39]. Roztavený kúpeľ (melt pool) vznikajúci v tesnej blízkosti pôsobiaceho laseru pri spracovávaní niklovej superzliatiny IN738LC je zobrazený na obr. 25. Tzv. Critical Temperature Range (CTR) odpovedá oblasti medzi teplotou likvidy T_L a solidu T_S . Hrúbka stuhnutej vrstvy má približne 50 % hrúbky

nanesenej práškovej vrstvy [39]. Viditeľné sú aj stĺpcovité zrná, ktorých vznik je vysvetlený pri popise mikroštruktúry.



Obr. 25 Roztavený kovový kúpeľ vznikajúci pri SLM (upravené podľa [43])

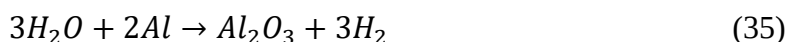
3.2 Electron Beam Melting

Metóda EBM, v preklade *tavenie zväzkom elektrónov* sa od SLM líši tým, že tepelným zdrojom sú elektróny dopadajúce na prášok. Z toho dôvodu musí byť použitý prášok elektricky vodivý. Pomocou EBM je teda možné prednostne spracovávať kovy, pričom najviac je táto technológia využívaná na spracovanie titánových zliatin. Zväzok elektrónov je získaný zahriatím volfrámového vlákna na vysokú teplotu pri ktorej dochádza k ich uvoľňovaniu. Tieto elektróny sú následne zrýchlené elektrickým napätím o veľkosti až 60 kV a sústredené pomocou elektromagnetických šošoviek [38], [39], [40]. Kinetická energia elektrónov je pri kontakte s práškom premieňaná na tepelnú. V porovnaní s SLM je technológiou EBM dosahovaná vyššia objemová energia, čo umožňuje nanášanie vrstvy o hrúbke 50 μm až 200 μm . Priemerná veľkosť práškových častíc je 70 μm [39]. Celý proces prebieha takmer vo vákuu pri tlakoch menej ako 10^{-2} Pa. Pre zamedzenie tvorby elektrických nábojov, zlepšenie tepelnej vodivosti a odvodu tepla môže byť tlak zdvihnutý na 1 Pa prívodom hélia. Z dôvodu hrozby tvorby elektrických nábojov a následného odpudzovania jednotlivých častíc prášku je priemer stopy väčší ako v prípade SLM. Predohrev nanesenej vrstvy prášku sa vykonáva nezaostreným zväzkom elektrónov. Vďaka tomu vykazujú výrobky vyrobené pomocou EBM nižšiu zostatkovú napätosť ako v prípade SLM [42]. Výsledná drsnosť povrchu je v porovnaní s SLM horšia, obvykle 25 μm až 35 μm [39], autori [42] dokonca uvádzajú 30 μm až 50 μm . Rýchlosť skenovania je v porovnaní s SLM až o dva rády nižšia [39].

3.3 PBF a porozita

Jeden z najvýznamnejších vplyvov na výsledné mechanické vlastnosti materiálu (a prenesene finálneho výrobku) má porozita. V produktoch, vyrobených aditívnymi technológiami spadajúcimi do triedy PBF, je možné rozdeliť porozitu do dvoch kategórií a to na porozitu zapríčinenú absorpciou plynu a porozitu zapríčinenú samotným procesom.

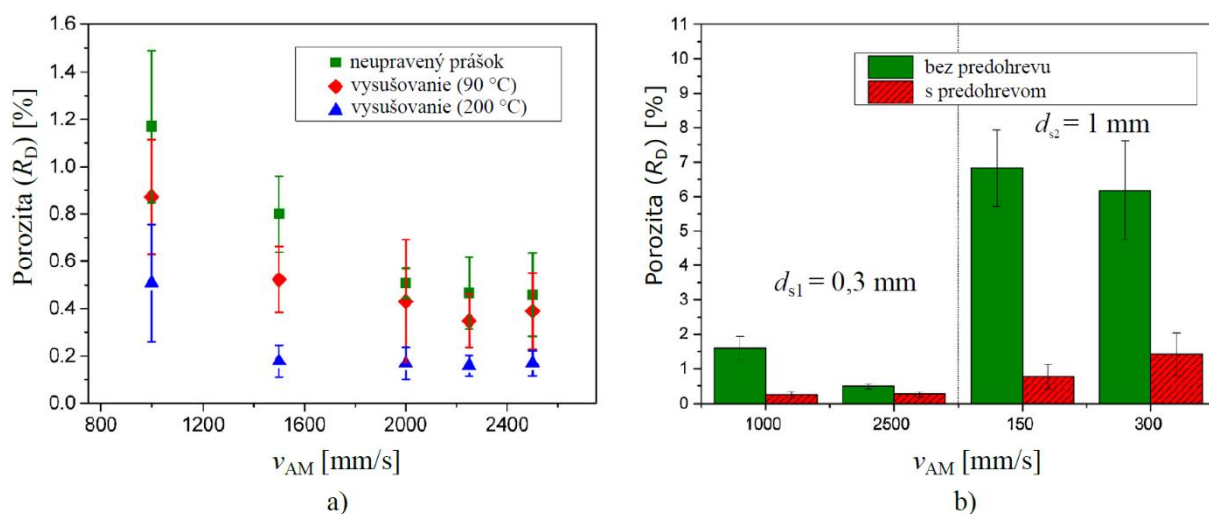
Porozita zapríčinená absorpciou plynu sa prejavuje jemnými, guľovými pórmí, ktoré vznikli v dôsledku zachytávania plynu v prášku počas jeho výroby [39]. Najčastejšie sa jedná o zachytávanie kyslíku, vodíku a dusíku [44]. Ich prítomnosť je nebezpečná najmä kvôli značnému zväčšovaniu ich veľkosti pri zahriatí na vyššiu teplotu. Počas SLM procesu môže dochádzať k uvoľňovaniu absorbovaných plynov, najmä vodíka. Vodík je ďalej považovaný za hlavnú príčinu defektov spôsobených absorpciou vlhkosti na povrchu práškových častíc. Absorbovaná vlhkosť má obzvlášť výrazný vplyv na vznik pórov v hliníkových zliatinách, kde pri tavení prebieha reakcia



kde H_{ab} je absorbovaný vodík v tavenine. V prípade, že koncentrácia vodíka prekročí jeho maximálnu rozpustnosť v tavenine, dôjde k vylučovaniu vodíka vo forme bublín. Pri tuhnutí klesá rozpustnosť vodíka, čo vedie k zväčšovaniu plynových dutín [39].

Potlačenie vzniku porozity v dôsledku absorpcie plynu práškom sa vykonáva externým alebo interným spracovaním (vysušovaním) prášku. Pri externom spracovaní je prášok zahriaty v peci. Teplota by nemala prekročiť teplotu spekania aby nedošlo k aglomerovaniu práškových častíc. Týmto spracovaním zároveň dochádza k priaznivému zvyšovaniu tekutosti prášku. Pri internom spracovaní prášku je už nanosená prášková vrstva predskenená laserom s nižším výkonom, pri ktorom môže dochádzať aj k čiastočnému spekaniu prášku. Klasický proces SLM prebieha až po predskenení [45]. Vplyv externého a interného spracovania prášku na výslednú porozitu je zobrazený na obr. 26. Testovaným materiálom bola zliatina AlSi10Mg.

Z obr. 26a) je zrejmé, že efektívnosť externého vysušovania rastie so zvyšujúcou sa teplotou, pričom pri vysušovaní pri teplote 90 °C dochádza k poklesu porozity o 35 %, pri 200 °C až o 50%. Vnútročné spracovanie (obr. 26b)) prebehlo pri výkone laseru 50 W, následný proces SLM pri výkone 910 W. Hodnoty d_s označujú priemer laserového lúču. K najvýraznejšiemu poklesu porozity došlo pri priemeru laseru 1 mm a rýchlosti skenovanie 150 mm/s. Porozita bola znížená z pôvodných 6,8 % na 0,8 %. Pri EBM je predohrev vykonávaný defokusovaným zväzkom elektrónov.

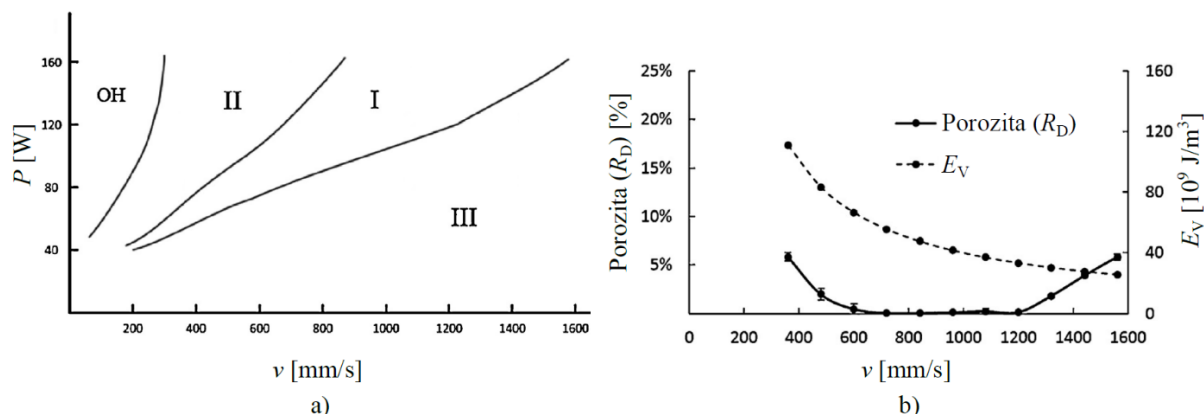


Obr. 26 Vplyv spracovania prášku na porozitu a) externé vysušovanie b) interné vysušovanie (upravené podľa [45])

Porozita zapríčinená výrobným procesom sa vyznačuje väčšími dutinami zväčša neguľového tvaru. Vzniká kvôli nedostatočnej fúzii, „keyhole“ defektom a lokálnemu zmršťovaniu. Nedostatočná fúzia sa vyznačuje nedostatočným natavením a prekryvom medzi jednotlivými stopami, prípadne plytkým roztavením materiálu. Nedostatočná fúzia spôsobuje plošnú porozitu medzi laserovými stopami. „Keyhole“ defekty sú spôsobené vyparovaním kovu v dôsledku neprimerane vysokého prísunu energie [39], [46]. Výrazný vplyv na porozitu spôsobenú samotným procesom má objemová hustota energie E_V (rov. 33). Rýchlosť plynových bublín najprv so zvyšujúcou E_V narastá až do maximálnej hodnoty, pri ktorej je dosahovaná najnižšia porozita a E_V je vtedy považovaná za optimálnu. Ďalším zvyšovaním E_V dochádza k vzniku vírivých prúdov roztaveného kovu, ktoré spomaľujú a zachycujú plynové bubliny. To vedie k zvyšovaniu porozity [47]. Na obr. 27a) sú zobrazené štyri charakteristické oblasti tavenia v závislosti na výkone laseru a rýchlosti skenovania pre zliatinu Ti-6Al-4V. Na obr. 27b) je zobrazená závislosť porozity na rýchlosti skenovania pre výkon laseru 120 W. Porozita R_D bola určená podľa vzťahu

$$R_D = 1 - \frac{\rho_e}{\rho_n}, \quad (37)$$

kde ρ_e je nameraná hustota a ρ_n nominálna hustota.



Obr. 27 a) Výskyt rôznych typov pórov v závislosti na výkone laseru a rýchlosti skenovania b) percentuálny podiel porozity v závislosti na rýchlosti skenovania pre výkon laseru 120 W (upravené podľa [48])

Kombinácia výkonu laseru a rýchlosti skenovania, ktorá nevedie k vzniku porozity je označená ako oblasť I. Oblasť II reprezentuje nadmerné roztápanie kovu. Póry v tejto oblasti majú guľovitý tvar a prevažne nevystupujú na povrch vrstvy. Oblasť III sa vyznačuje porozitou s nepravidelnými tvarmi, ktorá je spôsobená neúplným roztavením kovu, ktorý vedie k nedostatočnému prekryvaniu jednotlivých laserových stôp. V tejto oblasti taktiež dochádza k zachycovaniu neroztavených práškových častíc v priestore medzi stopami. Oblasť OH (Over Heating) sa vyznačuje najvyššou objemovou energiou a vedie k významnému množstvu porozity. Príčinou sú už spomenuté vírivé prúdy, prípadne čiastočné odparovanie kovu. Výsledkom sú veľké zostatkové napätia a nerovný povrch súčiastky [47], [48].

Pre oblasť I a II sú charakteristické aj jamky na povrchu vrstvy. Vznikajú vtedy, keď počas tavenia vytryskne malé množstvo roztaveného kovu, a ako pevná guľová častica dopadne naspäť na povrch roztaveného kúpeľa. Takto spojená guľová častica po stuhnutí kovu vyčnieva nad povrch a je následne z povrchu odstránená pri nanášaní ďalšej vrstvy prášku, čo vedie k vzniku jamky. Väčšina týchto jamiek je následne zaplnená pri tavení nasledujúcej práškovej vrstvy, niektoré, najmä väčšie jamky ale môžu pôsobiť ako podpovrchové defekty [48].

Na porozitu má taktiež vplyv miera objemového zaplnenia práškom (packing density), pričom porozita klesá s rastúcim zaplnením. Vyššiu hustotu prášku možno doceliť širším rozdelením veľkosti práškových častíc. Pre dobré rozloženie prášku je ideálny guľový tvar častíc. Použitím prášku s iným tvarom môže pri nanášaní vrstvy dochádzať k vzájomnému blokovaniu práškových častíc, čo môže viesť k nehomogénemu rozloženiu [47].

Pre odstránenie väčších sférických pórov s priemerom viac ako 150 μm je vhodná technológia HIP (Hot Isostatic Pressing), pri ktorej je súčasť zahriata v prostredí s vysokým tlakom po dobu niekoľkých hodín [46]. Pomocou HIP ale nie je možné úplne odstrániť porozitu zapríčinenú absorpciou plynu [39]. Odstraňovanie porozity je možné aj infiltráciou polymérov alebo kovov s nízkou teplotou tavenia [39]. Porozita v blízkosti povrchu výrobku je ale odstrániteľná ťažšie. Štúdia [49] taktiež uvádza, že aj póry, ktoré sú pomocou RTG mikrotomografie nedekovateľné, sa môžu po tepelnom spracovaní zväčšiť. V prípade, že nie sú guľovitého tvaru, predstavujú výrazný koncentrátor napätia, ktorý pri dosiahnutí kritickej veľkosti vedie k iniciácii trhliny.

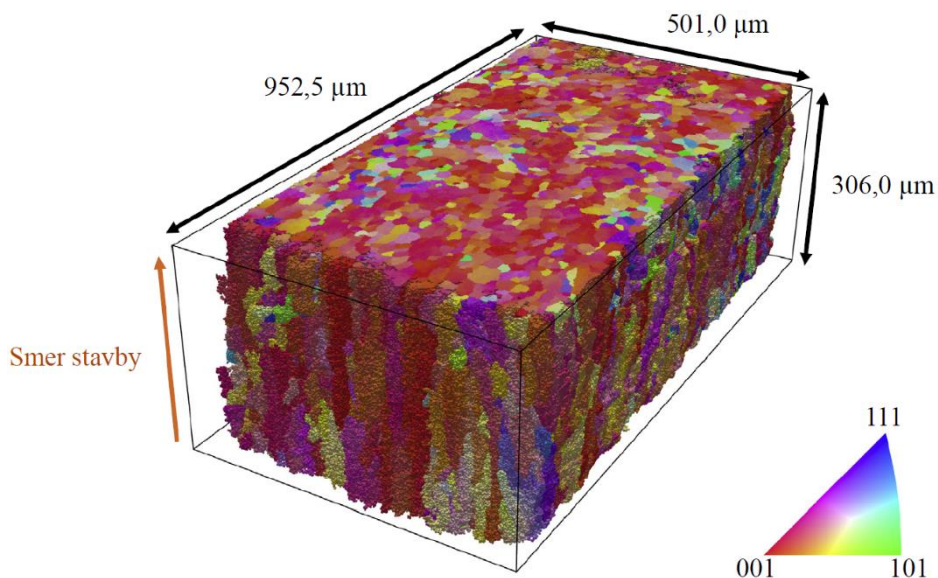
3.4 PBF a mikroštruktúra

Pri procese PBF prechádza malý objem prášku veľmi rýchlym a komplexným tepelným cyklom, ktorý sa skladá z rýchleho ohreву nad teplotu tavenia vplyvom laserového alebo elektrónového lúču, nasledovaný rýchlym ochladením a sériou ďalších ohrevov. Všeobecne je mikroštruktúra vznikajúca pri PBF procesoch v dôsledku rýchleho tuhnutia jemnejšia než pri odlievaní. Typická rýchlosť ochladzovania je pri EBM ($10^3 - 10^4$) Ks^{-1} [50], v prípade SLM je to až ($10^3 - 10^8$) Ks^{-1} [51]. Rýchly ohrev nad teplotu tavenia vplyvom laserového alebo elektrónového lúču nasledovaný rýchlym ochladením a sériou ďalších ohrevov vedie k vzniku metastabilnej mikroštruktúry a fáz s nerovnovážnym zložením [40]. Tepelná vodivosť je v smere stavby obvykle vyššia ako v inom smere, čo spôsobuje anizotropiu mikroštruktúry a vlastností.

Na obr. 28 je zobrazená mikroštruktúra zliatiny Inconel 718, ktorá bola vyrobená pomocou EBM. Veľkosti spracovávaného prášku boli v intervale 40 – 120 μm , hrúbka jednej práškovej vrstvy bola 50 μm . Mikroštruktúra na obr. 28 zahŕňa 6637 samostatných zŕn, ktorých orientácia bola určená pomocou EBSD (Electron Backscatter Diffraction) [46]. Pre analýzu nehomogenity mikroštruktúry boli zrná nahradené elipsoidmi, na základe ktorých bol určený parameter *PAR* (Primary Aspect Ratio) podľa vzťahu:

$$PAR = \frac{b}{a}, \quad (38)$$

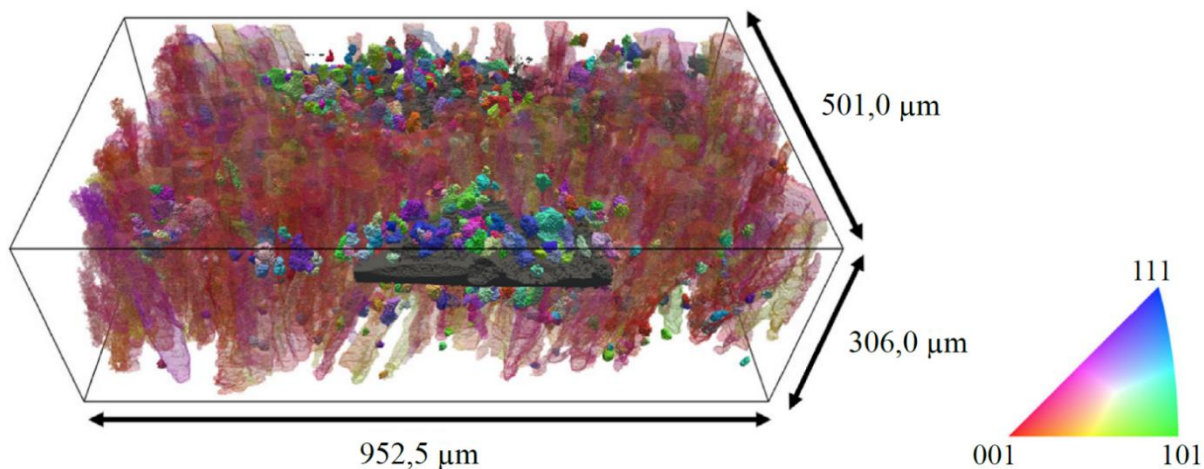
kde *a* je dĺžka najdlhšej poloosi a *b* dĺžka druhej najdlhšej poloosi aproximovaného elipsoidu. Z výsledkov štúdie vyplýva, že viac ako 80 % celkového analyzovaného objemu vykazuje $PAR < 0,4$, čo značí, že prevláda stĺpcovitá mikroštruktúra. Prevažujúci smer rastu zŕn je [001], teda smer zhodný so smerom stavby.



Obr. 28 Stĺpcovitá morfológia zrn zliatiny Inconel 718 vyrobenej pomocou EBM s farebne označenou orientáciou (upravené podľa [46])

Za rovnoosé boli považované zrná s hodnotou $PAR > 0,5$. Zrná, ktoré túto podmienku splňujú, zaberajú len 2 % analyzovaného objemu, ich množstvo je ale 1057 a teda tvoria takmer šestinú z celkového počtu zrn. Až 88 % rovnoosých zrn má veľkosť menšiu ako 20 μm. Tieto zrná nezasahujú mimo individuálnych vrstiev na rozdiel od stĺpcovitých zrn, ktorých väčšina siaha skrz viaceré vrstvy. Autori ďalej pozorovali, že rovnoosé zrná majú tendenciu zhľukovať sa nad defektmi vytvorenými nedostatkom fúzie a prerušujú tak stĺpcovitú štruktúru. Priemerná vzdialenosť rovnoosých zrn je 10 μm. Kryštalografická orientácia rovnoosých zrn je nerovnomerná a odlišuje sa od prevládajúcej a súdržnej orientácie stĺpcovitých zrn [46].

Stĺpcovitá štruktúra vzniká epitaxiálnym rastom zrn pri tuhnutí jednotlivých po sebe nasledujúcich práškových vrstiev z dôvodu vysokých teplotných gradientov [46]. Defekty zabraňujú pokračovaniu epitaxiálneho rastu ako je zrejmé z obr. 29. Rovnoosé zrná vznikajú kvôli rozrušeniu tepelného toku a teda tepelného gradientu a rýchlosti tuhnutia. To že rozptýl rovnoosých zrn v smere stavby je približne na úrovni hrúbky jednej vrstvy značí, že vznikli počas tvorby jednej vrstvy. K obnove rastu stĺpcovitých zrn dochádza v priebehu nasledujúcich dvoch vrstiev od vzniku porozity. Tieto zrná nukleujú z novo nanoseného prášku.



Obr. 29 Rovnoosé zrná (nepriehľadné) nad defektmi (šedá) v mikroštruktúre podľa obr. 28 tvorenou prevažne stĺpcovitými zrnami (priehľadné) (upravené podľa [46])

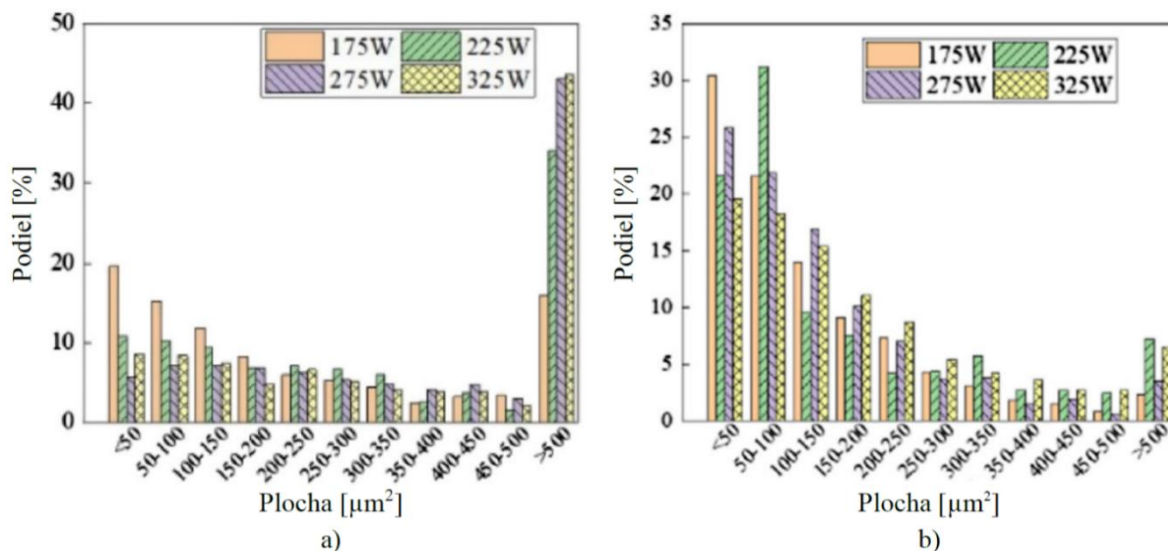
Stĺpcovitá mikroštruktúra vznikajúca PBF procesmi nie je ojedinelá. Autori [52] skúmali mikroštruktúru zliatiny AlSi10Mg vyrobenú pomocou SLM. Z EBSD analýzy vyplynulo, že mikroštruktúra sa skladá prevažne zo stĺpcovitých zŕn. Ďalej boli objavené oblasti s jemnými rovnoosými zrnami. Preferovaný smer rastu stĺpcovitých zŕn je zhodný so smerom stavby podobne ako v predchádzajúcej štúdii. Jemné rovnoosé zrná sa vyskytujú prevažne na hranici roztaveného kúpeľa a ich kryštalografická orientácia je náhodná.

Všeobecne určuje morfológiu tuhnutia parameter G/R , kde G je teplotný gradient a R rýchlosť tuhnutia [52]. So znižujúcou hodnotou parametru vnika rovinná, bunková, stĺpcovito dentritická a rovnoosá dentritická morfológia zŕn. Veľkosť zŕn určuje parameter $G \cdot R$ označujúci rýchlosť ochladzovania. Pri vysokej hodnote $G \cdot R$ a teda vysokej rýchlosti ochladzovania je štruktúra jemnozrná a naopak [53]. Pri PBF procesoch dochádza k nukleácii veľkého množstva zárodkov zŕn na hranici roztaveného kúpeľa, kde je vysoký teplotný gradient. Kvôli vysokej hodnote parametru G/R je smer rastu nukleovaných zŕn najvýhodnejší v smere teplotného gradientu a teda dochádza v smere stavby k stĺpcovitému rastu zŕn. V smere teplotného gradientu ale môžu rásť len zrná, ktoré sú vhodne orientované. V kubických kovoch je to smer $\langle 100 \rangle$ [52]. Tieto zrná potom tvoria stĺpcovitú štruktúru. Zrná, ktoré pri nukleácii na hranici roztaveného kúpeľa neboli vhodne orientované voči teplotnému gradientu, ostávajú v štruktúre ako rovnoosé.

Rovnoosé zrná môžu vznikať aj dôsledkom CET (Columnar to Equiaxed Transition). K tejto premene dochádza na hladine roztaveného kúpeľa, teda v oblasti, kde je teplotný gradient nižší a tavenina je kvôli tomu konštitučne podchladená, nerovnovážna a dochádza v nej k nukleácii rovnoosých zŕn [52], [54]. Kvôli prekryvaniu jednotlivých laserových stôp a natavovaniu nasledujúcimi vrstvami zostáva v štruktúre len malá časť takto vzniknutých rovnoosých zŕn [52].

Autori [52] ďalej skúmali vplyv výkonu laseru na výslednú mikroštruktúru. Použité výkony boli 175 W, 225 W, 275 W a 325 W, ktoré odpovedali objemovým hustotám energie E_V o veľkosti 77,8 J/mm³, 100 J/mm³, 122,2 J/mm³, 144,4 J/mm³. Použitý prášok mal priemer približne 20 μm – 45 μm a bol vysušovaný na teplote 60 °C po dobu 24 hod. pre odstránenie vlhkosti. Laserové stopy boli pri každej nasledujúcej vrstve otočené o 67° a preto mikroštruktúra nevykazuje výrazné odlišnosti v rovine xz a yz (z je smer stavby). Mikroštruktúra bola skúmaná v rovine rovnobežnej a kolmej na smer stavby. Veľkosti zŕn a ich podiel v mikroštruktúre je znázornený na obr. 30. Na obr. 30a) je zobrazené rozloženie veľkosti zŕn v rovine rovnobežnej so smerom stavby. V tomto smere prevláda stĺpcovitý rast zŕn pričom so zvyšujúcim sa výkonom laseru výrazne rastie aj veľkosť zŕn. Pre najnižší výkon laseru 175 W obsahuje štruktúra najmenšiu priemernú veľkosť zrna. V štruktúre je výrazne vyšší podiel veľmi malých zŕn s plochou menej ako 50 μm pri nižších výkonoch laseru. Podiel zŕn s veľkosťou viac ako 500 μm sa výrazne zvyšuje so zvyšujúcim sa výkonom laseru a teda objemovou hustotou energie.

Na obr. 30b) je uvedené rozloženie veľkosti zŕn v rovine kolmej na smer stavby. V tejto rovine zrná vykazujú prevažne rovnoosú štruktúru spôsobenú pravdepodobne menej výrazným teplotným gradientom v smeroch kolmých na smer stavby. Aj v tomto prípade je najmenšia priemerná veľkosť zrna a najvyšší podiel zŕn s plochou menej ako 50 μm dosiahnutý pri najnižšom výkone laseru 175 W.



Obr. 30 Plocha zrn na reze vzorky AlSi10Mg vyrobenej pomocou SLM pri rôznych výkonoch laseru a) rez rovnobežný so smerom stavby b) rez kolmý na smer stavby (upravené podľa [52])

Vplyv výkonu laseru, resp. objemovej hustoty energie je výrazný z dôvodu, že maximálna teplota $T_{\max}$ roztaveného kúpeľa pri Gausovom rozložení energie laserového lúču rastie podľa vzťahu

$$T_{\max} \propto \frac{P}{\sqrt{v_{AM}}} , \quad (39)$$

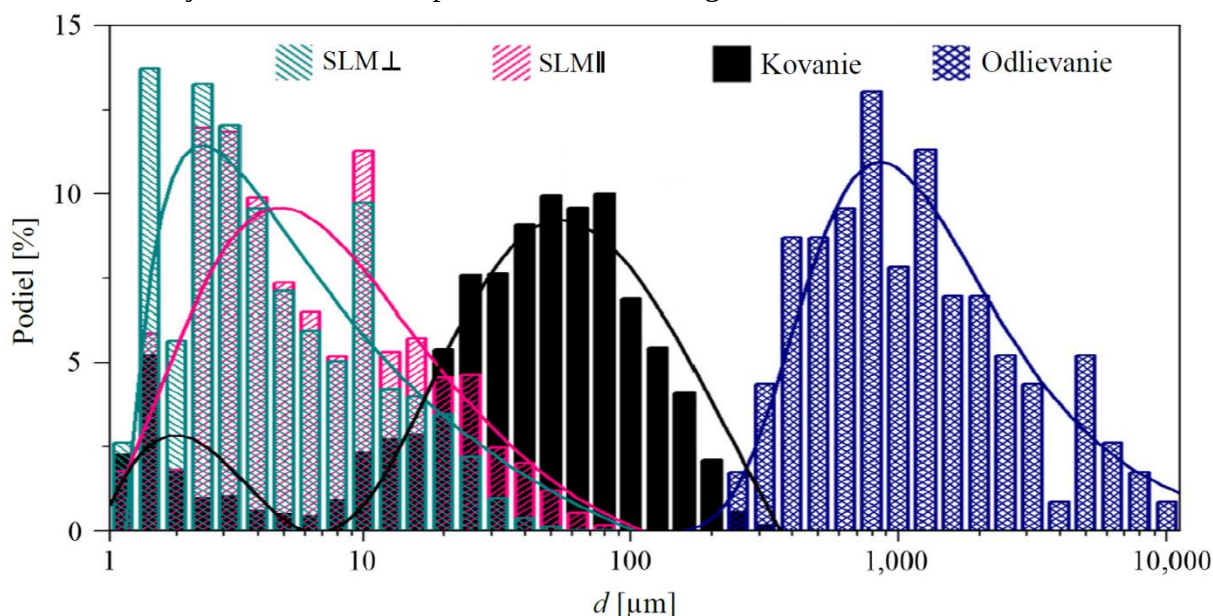
kde P je výkon laseru a v_{AM} je rýchlosť skenovania. So zvyšujúcou sa teplotou rastie aj teplotný gradient a parameter G/R [52]. Preto pri vyššom výkone laseru vzniká výraznejšia stĺpcovitá štruktúra s menším množstvom jemných rovnoosých zrn. Pri nižšom výkone laseru a teda nižšom teplotnom gradiente vzniká viac jemných rovnoosých zrn, ktoré znižujú aj priemernú veľkosť zrna. Kvôli menšej hĺbke roztaveného kúpeľa a nižšej miere natavovania vrstiev sa taktiež zachováva viac rovnoosých zrn vzniknutých v dôsledku CET, čo taktiež vedie k jemnejšej štruktúre [52].

Zvyšovanie priemernej veľkosti zrna so zvyšujúcim sa výkonom laseru potvrdzuje aj štúdia [41], kde autori taktiež zistili, že priemerná veľkosť zrna rastie aj so zväčšujúcou sa hrúbkou nanášanej práškovej vrstvy. Pri použití tenkej vrstvy o hrúbke 0,05 mm boli zrná menšie než 1 μm. V prípade vrstvy o hrúbke 0,5 mm mali zrná veľkosť 3 μm až 5 μm. Veľkosť zrn sa so zväčšujúcou hrúbkou vrstvy prášku zvyšuje z dôvodu nižšej tepelnej vodivosti prášku v porovnaní s plným materiálom. Pri menšej hrúbke práškovej vrstvy je odvod tepla rýchlejší, čo má za následok kratšiu dobu tuhnutia a jemnejšiu štruktúru.

Mikroštruktúra je ďalej ovplyvnená tvarom výrobku. V oblastiach, kde časť výrobku vyčnieva od hlavného telesa majú zrná obvykle väčšiu veľkosť. Je to opäť spôsobené nižšou tepelnou vodivosťou prášku. Vyčnievajúca časť odovzdáva teplo prášku pomalšie, ako plnému materiálu, čo spôsobuje dlhší čas tuhnutia a hrubšie zrno [41]. Autori štúdie [41] taktiež pozorovali zväčšovanie veľkosti zrn v oblastiach s vyšším sklonom stien výrobku voči vodorovnej podstave.

3.5 PBF a mechanické vlastnosti

Optimálnymi parametrami PBF procesov je možné dosiahnuť porovnateľné a častokrát i lepšie pevnostné charakteristiky ako pri iných procesoch. V štúdií [55] sú porovnané mechanické vlastnosti zliatiny Inconel 718 získané odlievaním, kovaním a SLM pri izbovej teplote, 450 °C a 650 °C. Všetky skúšobné telesá boli rovnako tepelne spracované. Z výsledkov vyplýva, že do 450 °C sú hodnoty medze pevnosti pre SLM najvyššie. Rozdiely v medziach klzu pre SLM a kované skúšobné telesá sú nevýrazné. Pri 650 °C dochádza k miernemu poklesu medze klzu SLM skúšobných telies v porovnaní s kovanými. Výrazne vyššiu medzu klzu a pevnosti vykazujú pri všetkých testovaných teplotách SLM skúšobné telesá oproti odlievaným. Pri izbovej teplote je medza pevnosti SLM vyššia o 50,5 %, pri teplote 650 °C dokonca až o 78,1 %. Ťažnosť SLM skúšobných telies je pri izbovej teplote a 650 °C najnižšia, pri 450 °C vykazuje priemernú hodnotu. Podstatným dôvodom rozdielných výsledných vlastností získaných SLM procesom je rádovo menšia veľkosť zŕn. Rozdelenie zŕn podľa ich veľkosti pri uvedených procesoch v štúdií [55] sú uvedené na obr. 31. Z dôvodu stĺpcovitého rastu zŕn pri SLM je veľkosť zŕn vyššia v rovine rovnobežnej so smerom stavby (SLM ||) ako bolo rozobrané vyššie. Nárast medze pevnosti a pokles ťažnosti SLM procesu v porovnaní s odlievaním zaznamenali aj autori štúdie [56] pre zliatinu AlSi10Mg.



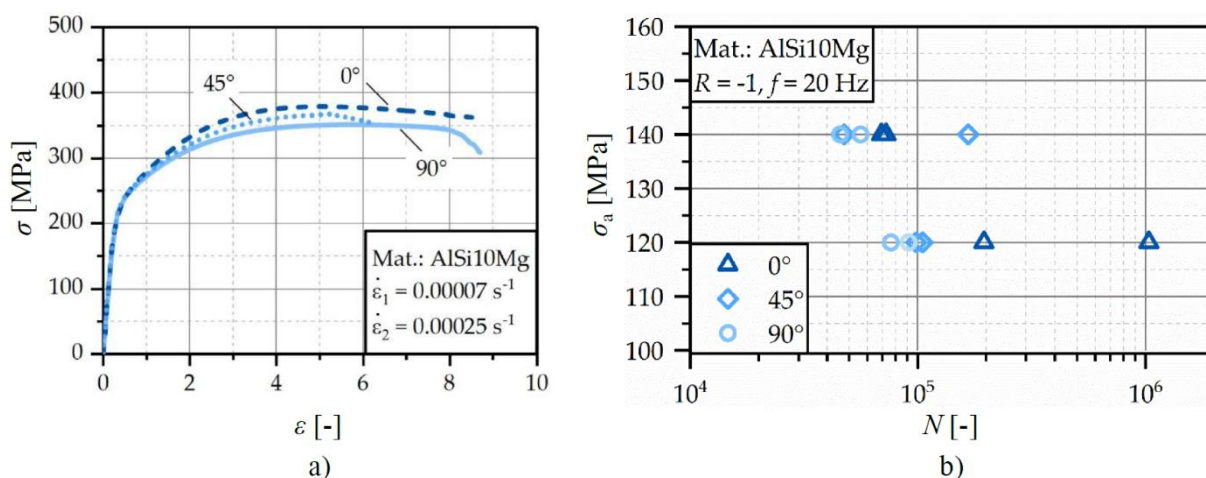
Obr. 31 Rozloženie veľkosti zŕn typických pre SLM, kovanie a odlievanie. SLM ⊥ značí veľkosť zŕn v rovine kolmej na smer stavby, SLM || v rovine rovnobežnej so smerom stavby (upravené podľa [55])

Ďalším faktorom, ktorý ovplyvňuje mechanické vlastnosti je vplyv anizotropie mikroštruktúry, ktorá je z veľkej časti daná smerom stavby. Autori [57] skúmali vplyv anizotropie mikroštruktúry pri procese SLM na mechanické vlastnosti zliatiny AlSi10Mg. Skúmané boli tri rôzne orientácie skúšobných telies voči vodorovnej podstave, a to 0°, 45° a 90°. Výsledky sú zrejmé z grafov na obr. 32.

Na obr. 32a) sú tri ťahové krivky odpovedajúce rôznym orientáciám skúšobných telies pri stavbe. Medza pevnosti telies s 0° orientáciou bola o 8 % vyššia v porovnaní s telesami s orientáciou 90°. Tento rozdiel je spôsobený hlavne zvýšenou porozitou, ktorá bola až 7 násobne vyššia pre skúšobné telesá s orientáciou 90° v porovnaní s telesami s orientáciou 0°. Vyššia porozita v prípade skúšobných telies s 90° orientáciou môže byť spôsobená výrazne vyšším

množstvom vrstiev, ktorých plocha je menšia než v prípade 45° a najmä 0° orientovaných skúšobných telies. Vonkajší povrch takto orientovaných telies je preto náchylnejší k viazaniu sa na neroztavené práškové častice [58]. Vplyv na medzu pevnosti má aj veľkosť zŕn, ktorá bola vyššia pri orientácii 90° . Rozdiely v hodnotách medze klzu boli minimálne, najvyššia hodnota bola dosiahnutá taktiež pri orientácii 0° . Lepšie hodnoty medze klzu a medze pevnosti pre telesá s orientáciou 0° potvrdzuje aj štúdia [59] pre zliatinu Ti-6Al-4V vyrobenou taktiež pomocou SLM. Rozdiely v ťažnosti sú viac výrazné, skúšobné telesá orientované 45° voči podložke vykazovali jej až 30 % pokles. Jednou z možných príčin je, že maximálne šmykové napätie vzniká práve v rovinách orientovaných 45° voči aplikovanému ťahovému napätiu.

Na obr. 32b) sú zobrazené únavové vlastnosti pre rôzne orientované skúšobné telesá pri amplitúdach napätia 120 MPa a 140 MPa. Telesá s orientáciou 0° vykazovali podľa očakávania najvyššiu únavovú životnosť pri zaťažení 120 MPa. V prípade 140 MPa síce vydržalo jedno teleso s orientáciou 45° viac cyklov, z výsledkov je ale zrejmé, že orientácia 0° vykazuje lepšiu únavovú odolnosť ako 90° . Dôvodom nižšej únavovej životnosti skúšobných telies s 90° orientáciou je opäť vyšší obsah pórov, ktoré pôsobia ako koncentrátoři napätia a slabšia väzba medzi jednotlivými vrstvami, ktorá je najvýznamnejšia pri zaťažení kolmom na vrstvy. SLM proces hliníkových zliatin je navyše špecifický kvôli vysokej reflektivitě hliníka, vysokej tepelnej vodivosti a taktiež kvôli tvorbe tenkej oxidickej vrstvy na povrchu roztaveného kovu. Počas SLM sa totiž táto oxidická vrstva neroztápa [39]. V štúdiu [60] bolo pre zliatinu AlSi10Mg pozorované, že tavenina Al-Si, ktorá je pokrytá oxidickou vrstvou sa pri zmršťovaní kvôli vzájomne nízkej zmáčavosti oddelí od oxidickej vrstvy. Veľmi krehká oxidická vrstva sa po rozlomení rozdelí na submikrónové fragmenty, ktoré znižujú odolnosť voči cyklickému zaťažovaniu.

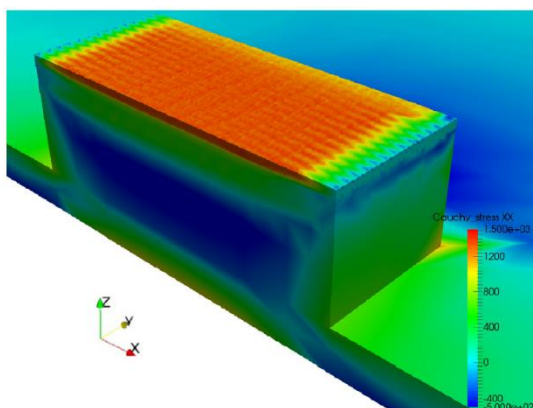


Obr. 32 Vplyv orientácie skúšobných telies počas procesu SLM na a) pevnostné vlastnosti b) únavové vlastnosti (upravené podľa [57])

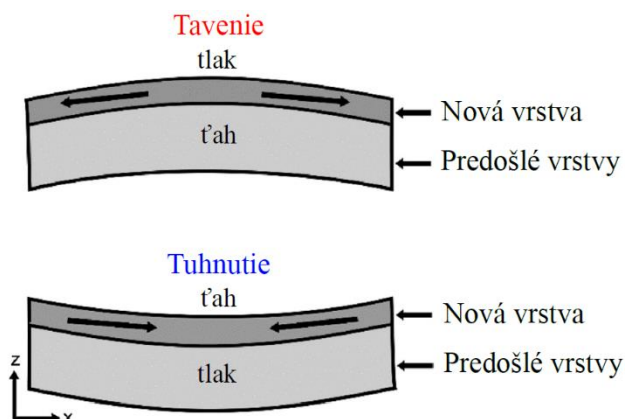
3.6 PBF a zostatkové napätie

Popri značnej mikroštruktúrnej nehomogenite vedú PBF procesy aj k vzniku výrazných anizotropných zostatkových napätí, ktoré ovplyvňujú mechanické vlastnosti. Výška zostatkových napätí môže byť aj vyššia ako medza klzu, čo vedie k nedodržaniu rozmerových tolerancií. Zostatkové napätie, ktoré v súčiastkach pri PBF procesoch vzniká, spadá takmer výhradne pod typ I, teda makroskopické napätie, ktoré pôsobí na úrovni geometrie celej súčasti. Typ II predstavuje napätia na mikroúrovni medzi jednotlivými zrnami, typ III označuje napätia na atomárnej úrovni (vakencie, substitučné atómy) [61].

Všeobecne sú po PBF procese na povrchu súčasti ťahové zostatkové napätia a vo vnútri tlakové, ako je zrejmé z MKP analýzy na obr. 33 [62]. Pri tavení novej vrstvy dochádza vplyvom vysokej teploty k expanzii, proti ktorej pôsobia oveľa chladnejšie predošlé vrstvy. V tejto fáze procesu je v roztavenom materiáli novej vrstvy tlakové napätie a v predošliých vrstvách napätie ťahové. Po odstránení zdroja tepla, chladne nová vrstva rýchlejšie ako vrstvy pod ňou, čo vedie k rýchlejšiemu zmršťovaniu novej vrstvy než predošliých vrstiev. To vedie k vzniku ťahového zostatkového napätia v novej vrstve a tlakového napätia v nižších vrstvách. Tento priebeh je schematicky znázornený na obr. 34. Nanášaním a tavením ďalších vrstiev dochádza k relaxácii ťahových napätí čerstvých vrstiev, čo vedie k výsledným tlakovým zostatkovým napätiam vo vnútri hotovej súčasti a ťahovým na jej povrchu [61], [62].



Obr. 33 Zostatkové napätia v smere osi x v dôsledku SLM procesu (upravené podľa [62])



Obr. 34 Schematické znázornenie napätia pri nanášaní vrstvy počas tavenia a tuhnutia (upravené podľa [61])

Z procesných parametrov má na úroveň zostatkových napätí najväčší vplyv objemová hustota energie E_V . Autori [63] zistili mierny nárast zostatkového napätia so zvyšujúcou E_V pre oceľ AISI 316L vyrobenú pomocou SLM. Z výsledkov štúdie [64] vyplýva, že so zvyšujúcou sa objemovou hustotou energie E_V sa zväčšuje vzdialenosť od povrchu, kde prevláda ťahové napätie. Výsledky boli získané z MKP analýzy pre zliatinu Ti6Al4V vyrobenú pomocou EBM. Z materiálových charakteristík má hlavný vplyv tepelná vodivosť, pričom zostatkové napätie klesá so stúpajúcou tepelnou vodivosťou. Taktiež bolo zistené, že v materiáloch s vyššou medzou klzu a medzou pevnosti sa vyskytujú väčšie zostatkové napätia. Naopak, hodnoty zostatkového napätia nie sú závislé na hustote a teplote topenia materiálu [61].

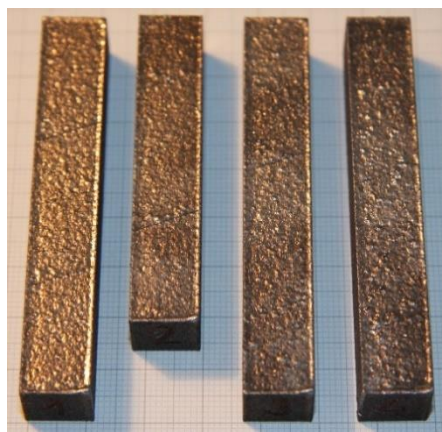
Pre zníženie zostatkového napätia je účinné predhriatie podložky a taktiež priebežný ohrev jednotlivých vrstiev pred tavením. Odstránenie zostatkových napätí v hotových dieloch sa vykonáva ďalším tepelným spracovaním. Inou možnosťou odstránenia ťahových napätí na povrchu, ktoré výrazne znižujú únavovú životnosť, je guličkovanie (shot peening), pomocou ktorého sú na povrch vnesené tlakové napätia [61].

4 Experimentálna časť

Hlavným cieľom experimentálnej časti je porovnanie použiteľnosti známych prepočtových vzťahov medzi veličinami získanými pomocou SPT a štandardnou skúškou ťahom pre materiál vyrobený odlievaním a technológiou SLM. Pre odôvodnenie získaných výsledkov bola vyhodnotená ich mikroštruktúra, porozita a fraktografia.

4.1 Experimentálny materiál

Ako experimentálny materiál bola zvolená hliníková zliatina AlSi7Mg0,6. Materiál v odlievanom stave je komerčne vyrábaná zliatina AlSi7Mg0,6 odlievaná pomocou metódy vytaviteľného modelu bez ďalšieho tepelného spracovania. Materiál v SLM stave (obr. 35) bol vyrobený z prášku s veľkosťou častíc $20\ \mu\text{m} - 63\ \mu\text{m}$ guľového tvaru. Použitý výkon P laseru bol 350 W, rýchlosť skenovania $v_{\text{AM}} = 1150\ \text{mm/s}$, vzdialenosť medzi stopami $h_{\text{AM}} = 0,17\ \text{mm}$ a hrúbka vrstvy $t_{\text{AM}} = 50\ \mu\text{m}$.



Obr. 35 Polotovár SLM

Chemické zloženie zliatiny AlSi7Mg0,6 dané normou EN AC-42200 a taktiež chemické zloženie experimentálnej zliatiny v odlievanom a SLM stave je uvedené v tab. 4. K určeniu chemického zloženia bol použitý prístroj Spectrumat GDS 750.

Tab. 4 Chemické zloženie zliatiny AlSi7Mg0,6 podľa normy EN AC-42200 (N) a namerané hodnoty v odlievanom (L) a laserovo tavenom (SLM) stave

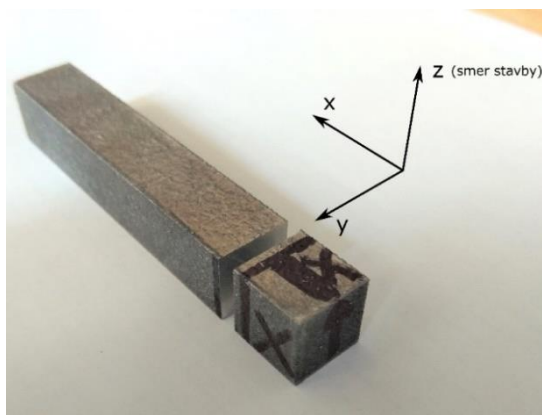
hm. %	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Ni	iné (každý)	iné (súčet)	Al
N min. max.	6,5	0	0	0	0,45	-	0	0	-	0	0	zv.
	7,5	0,19	0,05	0,10	0,70	-	0,07	0,25	-	0,030	0,100	
L	8,3	0,11	0	0	0,77	0	0,01	0,08	0	0,001 (Ca)	0,001	zv.
SLM	6,9	0,06	0	0,01	0,48	0	0,01	0,08	0,01	0,001 (Ca)	0,001	zv.

V odlievanom materiáli mierne presahovali predpísané množstvo prvkov Si a Mg. Koncentrácia hlavných prísadových prvkov v SLM materiáli bola v rámci normy, pričom bolo namerané zanedbateľné množstvo Ni, ktoré je v tejto zliatine škodlivým prvkom.

4.2 Mikroštruktúra

Z odlievaného materiálu boli elektroiskrovo odobrané dve vzorky, ktorých orientácia voči polotovaru bola zhodná s pozdĺžnou osou polotovaru. Z SLM polotovarov boli odobrané tri vzorky v rôznych rovinách vzhľadom k smeru stavby (viď obr. 36):

- SLM1 – rovina pozorovania xz (rovnobežná so smerom stavby)
- SLM2 – rovina pozorovania yz (rovnobežná so smerom stavby)
- SLM3 – rovina pozorovania xy (kolmá na smer stavby)



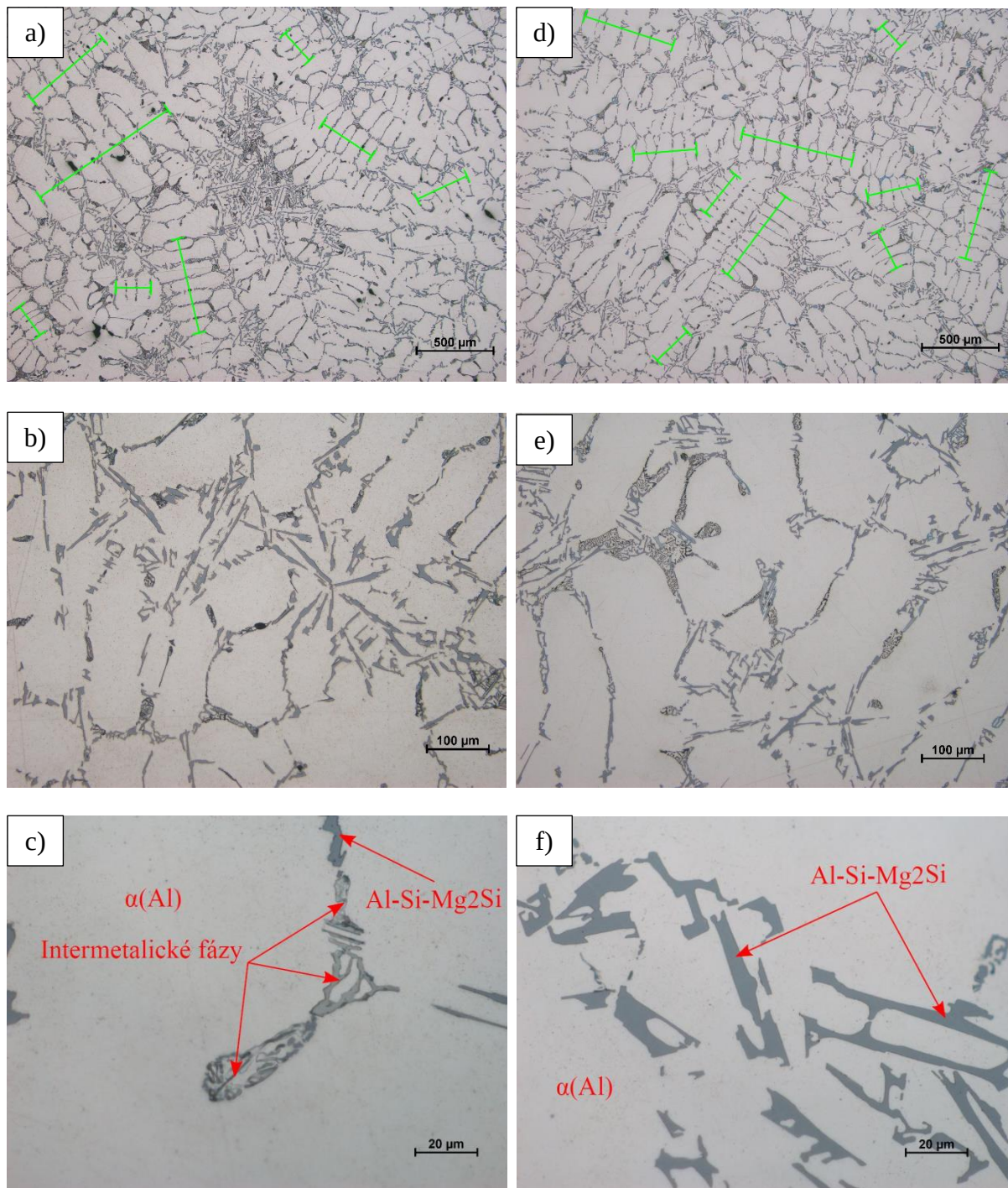
Obr. 36 Znázornenie súradnicového systému pre popis orientácie odobraných vzoriek

Odobrané vzorky boli zaliate za horúca v zariadení OPAL X-Press. Vzorky boli následne brúsené brusnými papiermi so zrnitosťou 800 μm , 1200 μm , 2400 μm a 4000 μm a leštené pastou so zrnitosťou 3 μm a 1 μm . Pre vyvolanie mikroštruktúry boli vzorky leptané v roztoku HCl, HNO₃, HF a destilovanej vody (Dix-Keller). Mikroštruktúra bola pozorovaná pomocou svetelného mikroskopu Olympus GX-51.

A. Mikroštruktúra odlievaného materiálu

Mikroštruktúra odlievanej zliatiny AlSi7Mg0,6 sa vyznačuje dendritickou štruktúrou, ktorá vzniká dôsledkom nízkej rýchlosti tuhnutia. Na obr. 37 c) a f) sú zobrazené štruktúrne zložky pri 1000 násobnom zväčšení. Mikroštruktúra sa skladá zo substitučného tuhého roztoku $\alpha(\text{Al})$, eutektika a intermetalických fáz. Horčík tvorí s kremíkom intermetalickú fázu Mg₂Si, ktorá vytvára eutektikum Al-Si-Mg₂-Si. Hodnotená zliatina ale obsahuje aj nezanedbateľné množstvo železa, ktoré má veľmi nízky rozdeľovací koeficient a teda minimálnu rozpustnosť v hliníku. Železo preto reaguje s horčíkom a tvorí rôzne nežiadúce intermetalické fázy. V skúmanej zliatine nebol identifikovaný mangán. V takom prípade je v prítomnosti železa najčastejšou intermetalickou fázou Al₅FeSi, označovaná ako $\beta\text{-AlFeSi}$, ktorá má na metalografickej vzorke tvar ihlíc. Zliatina obsahuje aj malé množstvo titánu a zinku, čo vedie k ďalším možným typom intermetalických fáz. Štruktúra nebola analyzovaná pomocou pokročilejších metód ako napr. EDS (Energy Dispersive X-ray Microscopy). Na základe

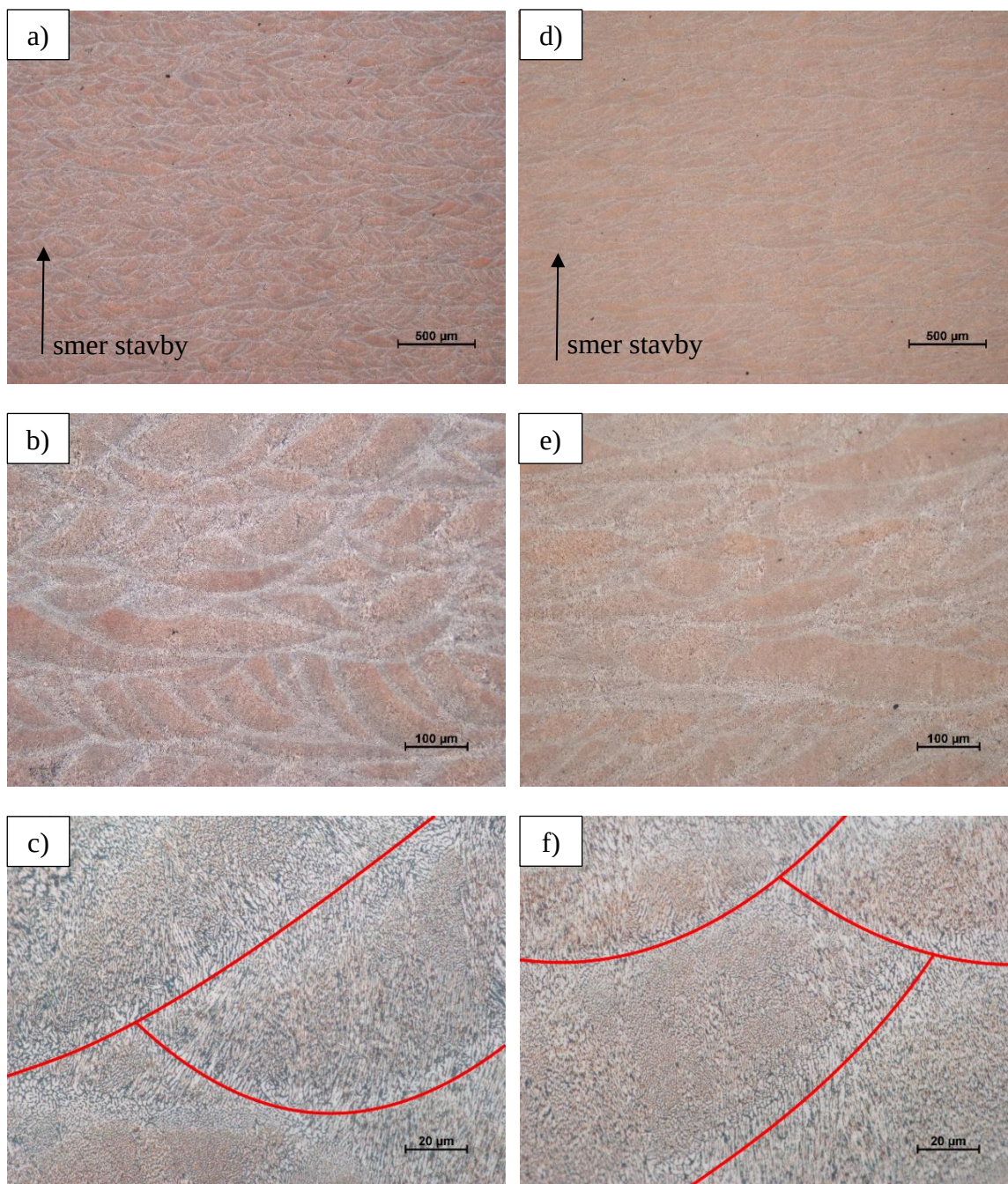
vyznačených vzdialeností a odpovedajúcich počtov medzidentritických priestorov na obr. 36 a) a d) bola pomocou software-u imageJ určená hodnota medzidentritickej vzdialenosti DAS (Dentrite Arm Spacing). Pre vzorku L1 – obr. 37a) je priemerná hodnota DAS = 88,71 μm , pre vzorku L2 – obr. 37 d) je DAS = 75,04 μm . Priemerná hodnota DAS je tak pre odlievaný materiál 81,88 μm .



Obr. 37 Mikroštruktúra odlievaného materiálu. L1 – a), b), c); L2 – d), e), f). Na snímkach a) a d) sú vyznačené miesta určovania medzidentritickej vzdialenosti.

B. Mikroštruktúra SLM materiálu

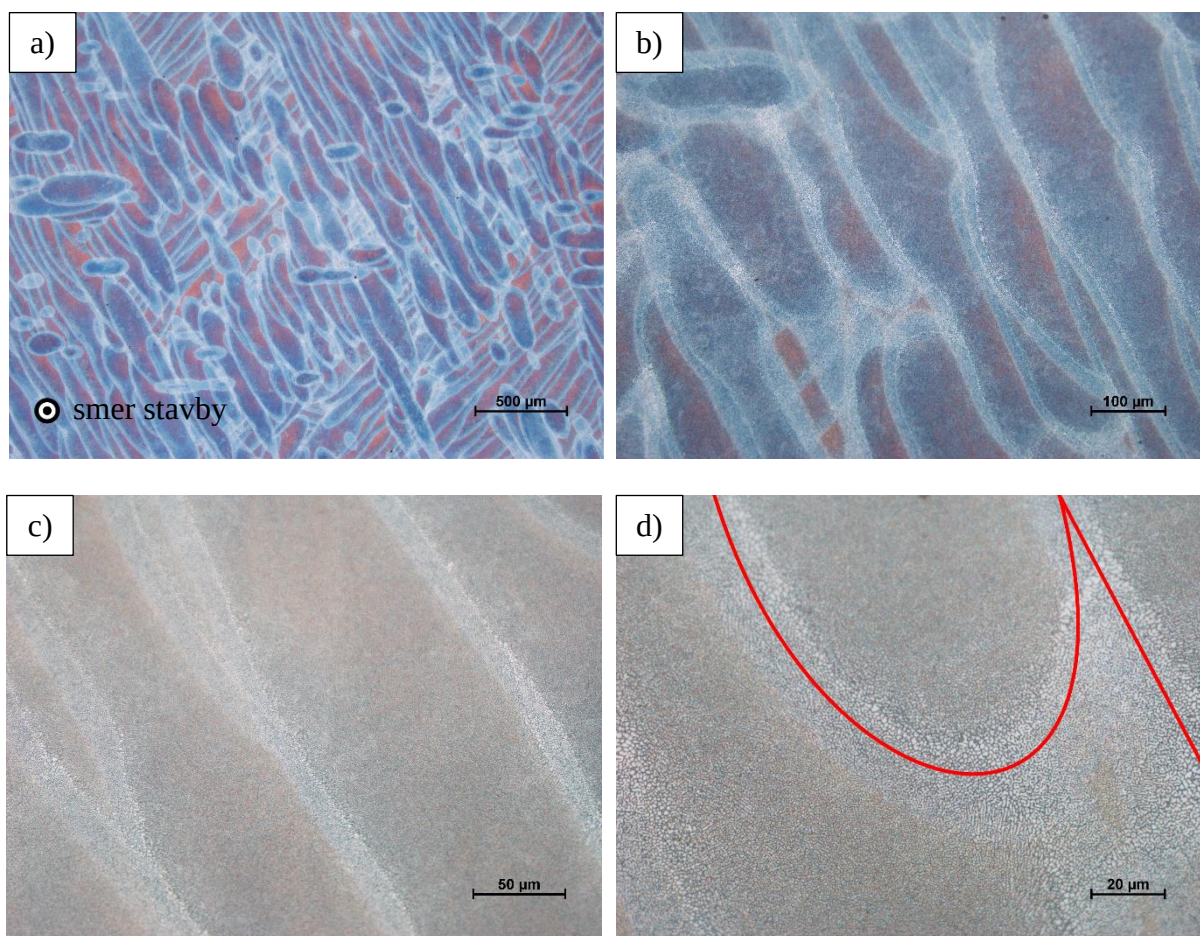
Na obr. 38 sú snímky vzoriek SLM1 a SLM2, ktorých rovina pozorovania je rovnobežná so smerom stavby. Mikroštruktúra je na všetkých úrovniach zväčšenia veľmi podobná z dôvodu, že pri SLM procese bol pravidelne menený smer laserových stôp (hatch pattern). Pri menších zväčšeniach sú zrejmé tvary roztavených kúpeľov a roviny (na výbruse priamky) - vid' obr. 38a) a d), ktoré reprezentujú jednotlivé vrstvy materiálu. Významný je rozdiel v morfológii zŕn medzi stredmi a hranicami kovového kúpeľa, dobre viditeľný na obr. 38c), f).



Obr. 38 Mikroštruktúra SLM materiálu v rovine rovnobežnej so smerom stavby. SLM1 – a), b), c); SLM2 – d), e), f). Na snímkach c) a f) sú zvýraznené hranice roztaveného kúpeľa.

Preferovaný rast stĺpcovitých zŕn je približne v smere stavby smerom do stredov roztavených kúpeľov. Na hraniciach roztavených kúpeľov je možné pozorovať nukleované stĺpcovité a taktiež rovnoosé zrná. Rovnoosé zrná sú prítomné v dôsledku nevhodnej orientácie smerom k teplotnému gradientu, čo znemožnilo ich ďalší rast, ako je popísané v teoretickej časti. Veľkosť značnej časti zŕn je za rozlišovacou schopnosťou svetelného mikroskopu.

Na obr. 39 je zobrazená mikroštruktúra vzorky SLM3, ktorej plocha pozorovania je kolmá na smer stavby. Pri menšom zväčšení sú jasne viditeľné hranice laserových stôp a taktiež zmena smeru skenovania pri nanášaní nových vrstiev. Pri väčších zväčšeniach je viditeľný rozdiel vo veľkosti zŕn medzi hranicami a vnútorom roztaveného kúpeľa, pričom vnútri roztaveného kúpeľa je veľkosť zŕn podstatne menšia - za rozlišovacou schopnosťou svetelného mikroskopu. Tvar zŕn vykazuje podstatne väčšiu rovnoososť v porovnaní s rovinami rovnobežnými so smerom stavby.



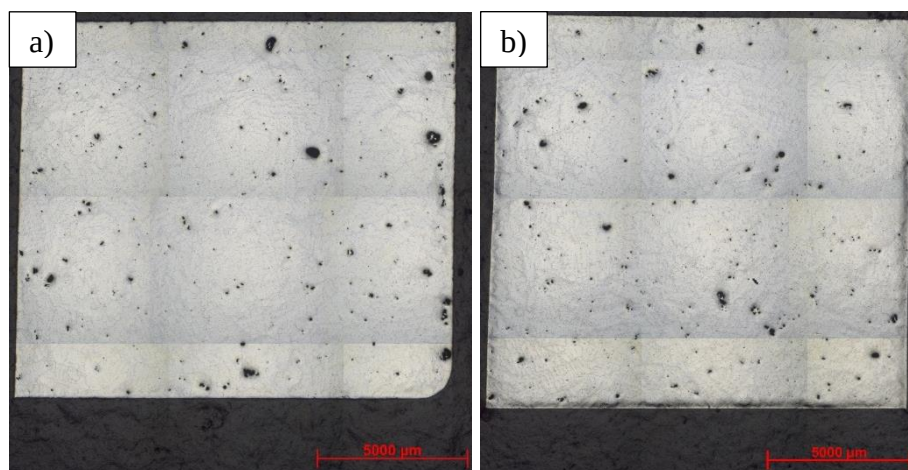
Obr. 39 Mikroštruktúra SLM materiálu v rovine kolmej na smer stavby, vzorka SLM3. Na snímke d) je zvýraznená hranica roztaveného kúpeľa.

4.3 Porozita

Porozita bola vyhodnocovaná na rovnakých vzorkách ako mikroštruktúra s tým rozdielom, že vzorky pred pozorovaním neboli leptané. Snímky pre vyhodnocovanie porozity boli vyhotovené na svetelnom mikroskope Zeiss Axio Observer Z1m, porozita bola vyhodnotená pomocou software-u imageJ.

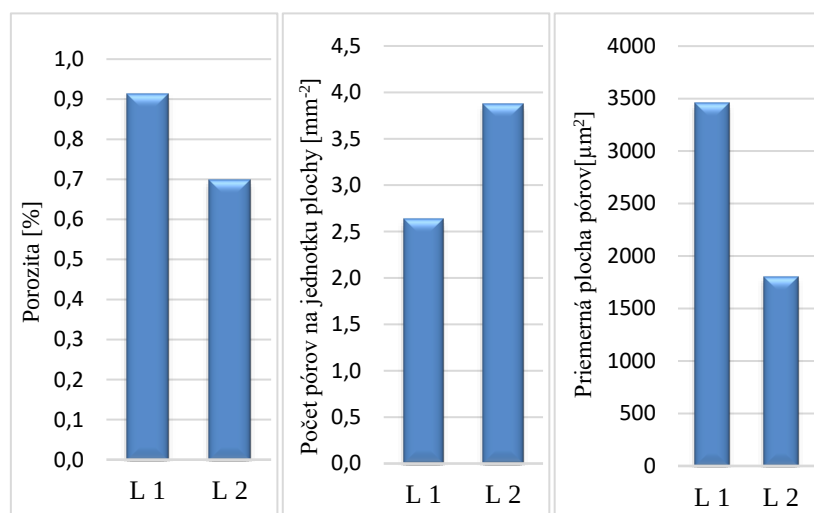
A. Odlievateľný materiál

Snímky z odlievateľného materiálu, z ktorých bola vyhodnocovaná porozita sú uvedené na obr. 40. Prevažná väčšina pórov v odlievanom materiáli má guľovitý tvar, čo značí, že hlavným dôvodom vzniku porozity boli bubliny. Bublíny vznikli z dôvodu vysokého množstva rozpusteného vodíku v tekutom kove. Pri ochladzovaní rýchlo klesá rozpustnosť vodíku, dochádza k prekročeniu medze jeho rozpustnosti a vodík uniká z taveniny vo forme bublín. Hlavným zdrojom vodíku bola pravdepodobne vlhkosť v atmosfére alebo nedostatočne vysušené formy. V kove vodík zostal kvôli nedostatočnému odplynieniu. Výrazná nukleácia bublín môže byť spôsobená aj zvýšeným množstvom vmestkov, ktoré pôsobia ako ich nukleačné zárodky. Ďalším dôvodom vzniku bublín je pomalá doba ochladzovania. Pri pomalom tuhnutí sú vytvorené vhodné podmienky na to, aby vodík difundoval do bublín a ďalej ich zväčšoval.



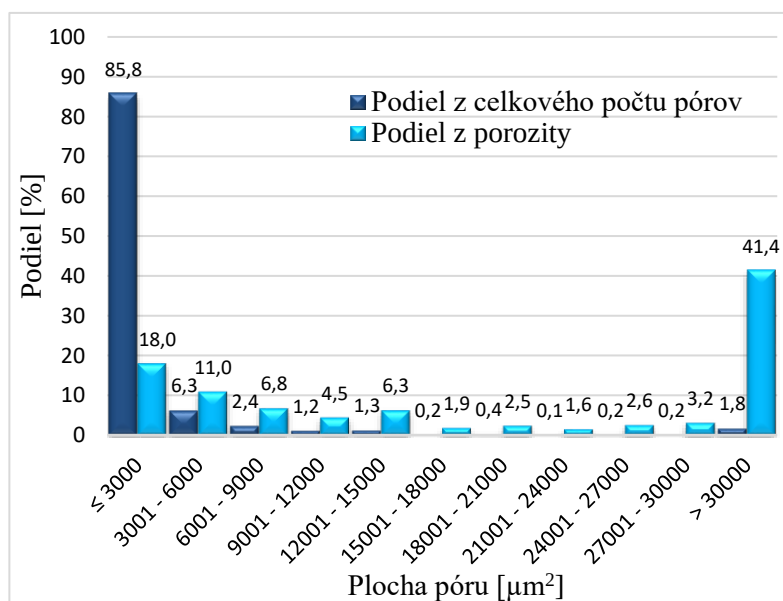
Obr. 40 Snímky vzoriek z odlievateľného materiálu, z ktorých bola vyhodnocovaná porozita a) L1 b) L2

Plocha analyzovaných vzoriek bola relatívne podobná – 177,52 mm² pre vzorku L1 a 192,21 mm² pre L2. Na vzorke L2 bol pri podobne veľkej analyzovanej ploche identifikovaný vyšší počet pórov – na vzorke L1 469, zatiaľ čo na vzorke L2 až 745. Ako je uvedené na obr. 41, vyššia porozita bola nameraná na vzorke L1, konkrétne 0,9136 % oproti porozite 0,6995 % na vzorke L2. Počet pórov na jednotku plochy je pre vzorku L1 2,64 mm⁻² oproti 3,88 mm⁻² pre vzorku L2. Priemerná plocha pórov je teda na vzorke L1 vyššia, konkrétne 3458 μm² oproti 1804,8 μm² pre vzorku L2. Rozdielne hodnoty porozity nemajú pôvod v odlišných mechanizmoch ich vzniku, dá sa z nej ale usudzovať nerovnomerné rozloženie pórov v objeme odlievateľného polotovaru.



Obr. 41 Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre vzorky L1 a L2

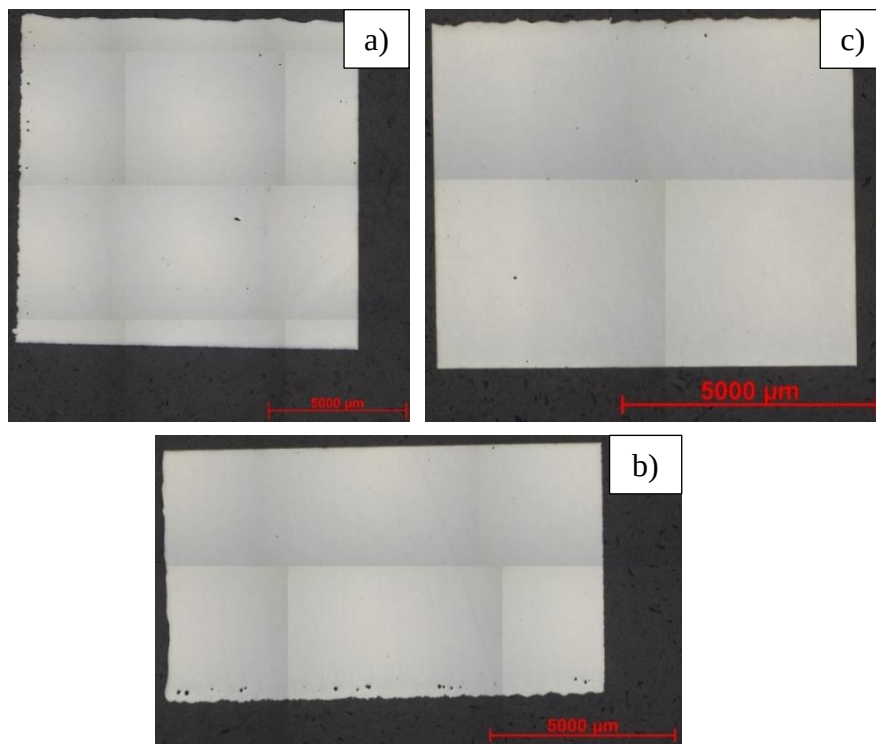
Značne nerovnomernú distribúciu pórov v odlievanom materiáli popisuje obr. 42. Údaje boli získané z priemerných hodnôt porozity vzorky L1 a L2. Na vodorovnej ose sú intervaly pórov zoradené podľa ich plochy na výbruse. Stĺpce tmavomodrej farby určujú podiel počtu pórov, ktorých plocha spadá do určitého intervalu voči celkovému počtu pórov. Je zrejmé, že až 85,8 % z celkového počtu pórov má veľkosť menšiu (rovnú) než 3000 μm^2 . Svetlomodrou farbou je zobrazený podiel z celkovej zistenej porozity pre skupinu pórov spadajúcich do príslušného intervalu ich plochy. Je teda zrejmé, že póry s plochou do 3000 μm^2 , tvoria len 18,0 % z celkovej úrovne porozity. Zo stĺpcov pre interval plochy pórov s veľkosťou väčšou než 30 000 μm^2 je zrejmé, že napriek tomu, že do tohto intervalu spadá len 1,8 % z celkového počtu pórov, tvoria tieto póry až 41,4 % porozity. Takto nerovnomerné rozdelenie porozity potvrdzuje aj značne rozličná hodnota priemernej plochy pórov, ktorá je 2631,3 μm^2 a hodnoty mediánu plochy pórov, ktorá je len 324,8 μm^2 . Smerodajná odchýlka veľkosti pórov je teda pomerne vysoká, konkrétne 9522,6 μm^2 .



Obr. 42 Podiely z celkového počtu pórov a z porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov pre odlievaný materiál

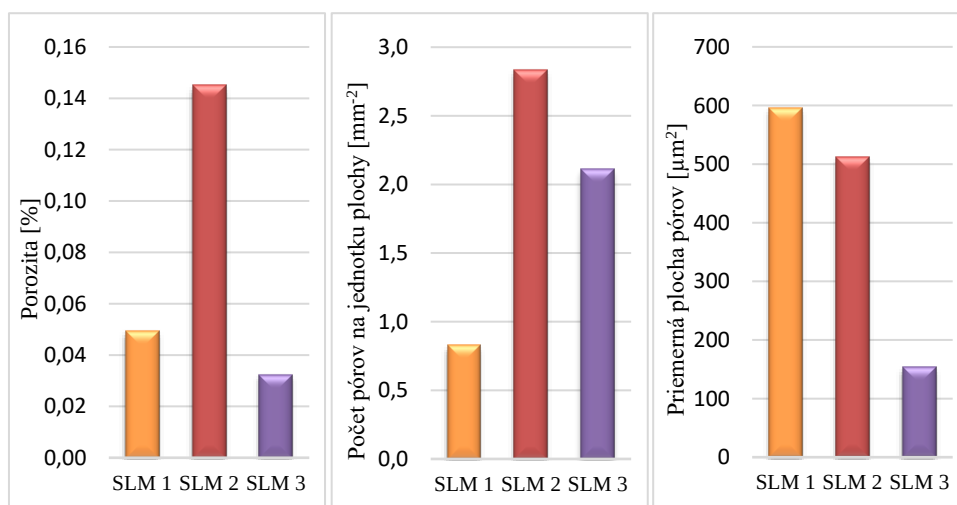
B. SLM materiál

SLM materiál vykazuje veľmi nízku porozitu, čoho bolo dosiahnuté vďaka optimálnym výrobným parametrom. Najväčší počet pórov sa nachádza na vonkajšej strane polotovaru, kde pravdepodobne dochádzalo k viazaniu prášku na neroztavené častice.



Obr. 43 Snímky vzoriek z SLM materiálu, z ktorých bola vyhodnocovaná porozita a) SLM1 (||) b) SLM2 (||) c) SLM3 (⊥)

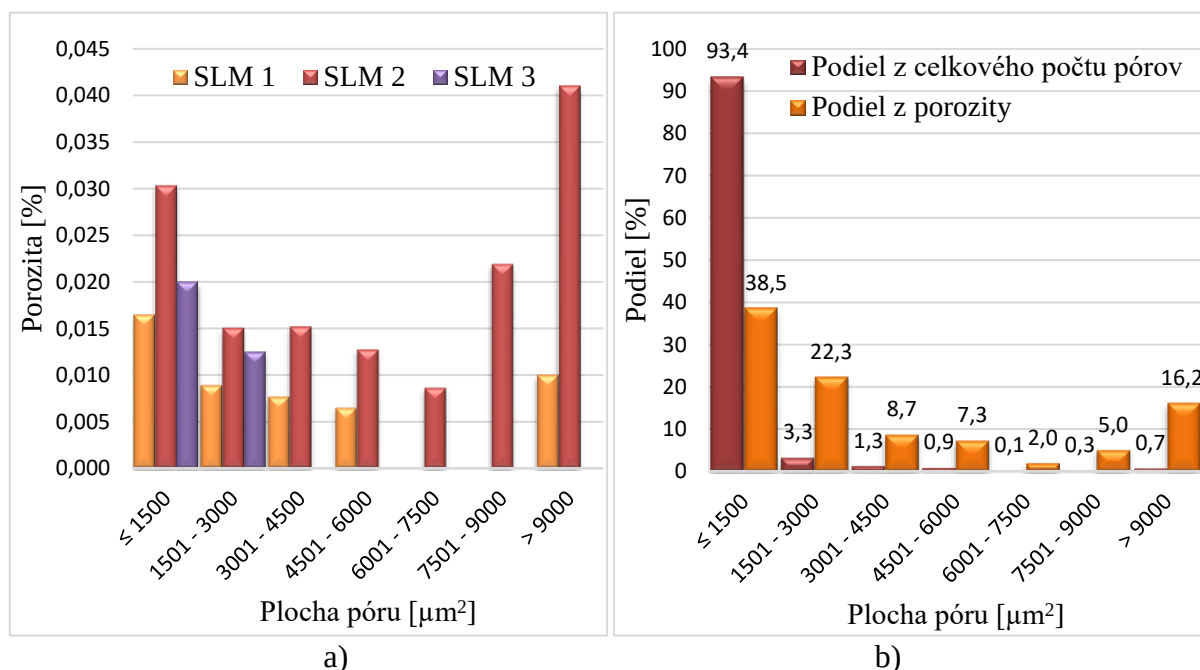
Na obr. 44 sú znázornené základné údaje o porozite SLM materiálu. Najvyššia porozita bola nameraná pre vzorku SLM2, konkrétne 0,1452 %. Dôvodom výrazne vyššej porozity oproti ostatným vzorkám môže byť to, že pomerne značná časť obvodu na výbruse je tvorená vonkajším povrchom polotovaru, kde je porozita vyššia, vid' obr. 43b).



Obr. 44 Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre vzorky SLM1, SLM2 a SLM3

Táto vzorka vykazuje aj najvyšší počet pórov na jednotku plochy, konkrétne $2,84 \text{ mm}^{-2}$. Vzorka SLM3, ktorej plocha pozorovania je kolmá na smer stavby, vykazuje najnižšiu porozitu – 0,0325 % a zároveň najnižšiu priemernú plochu pórov – $153,9 \mu\text{m}^2$. Na obr. 45a) je rozdelenie porozity podľa intervalov plochy, do ktorých póry spadajú. Celkový súčet hodnôt pre jednu vzorku teda určuje jej celkovú nameranú porozitu. Z údajov je zrejмый rozdiel medzi vzorkami, ktorých plocha pozorovania je rovnobežná so smerom stavby – SLM1, SLM2 a vzorkou SLM3, ktorej plocha pozorovania je na smer stavby kolmá. Vysokú porozitu tvoria vo vzorke SLM2 póry s veľkosťou väčšou ako $9000 \mu\text{m}^2$. To sú póry, ktoré vznikli na hranici vzorky kvôli viazaniu prášku na neroztavené častice. V prípade vzorky SLM3 je veľkosť pórov rozdelená len v dvoch najmenších intervaloch. Najväčší pór pre vzorku SLM3 má plochu len $2579,7 \mu\text{m}^2$, čo potvrdzuje, že parametre stavby boli určené správne.

Na obr. 45b) je rozdelenie pórov v intervaloch podľa ich podielu z celkového počtu pórov (červená) a podielu z celkovej porozity (oranžová), podobne ako v predošlom odseku pre odlievany materiál (obr. 42). Hodnoty boli získané ako priemerné hodnoty pre jednotlivé SLM vzorky. Z údajov vyplýva, že porozita v SLM materiáli je prevažne tvorená veľmi malými pórmi, pričom až 93,4 % z celkového počtu pórov má na výbruse plochu menšiu než $1500 \mu\text{m}^2$. Táto skupina pórov tvorí 38,5 % celkovej porozity. SLM vzorky obsahujú veľmi malé množstvo väčších pórov – len 0,7 % pórov má plochu väčšiu než $9000 \mu\text{m}^2$, a tvorí 16,1 % celkovej porozity. V SLM vzorkách nebol identifikovaný žiadny pór s plochou väčšou než $15\,000 \mu\text{m}^2$.

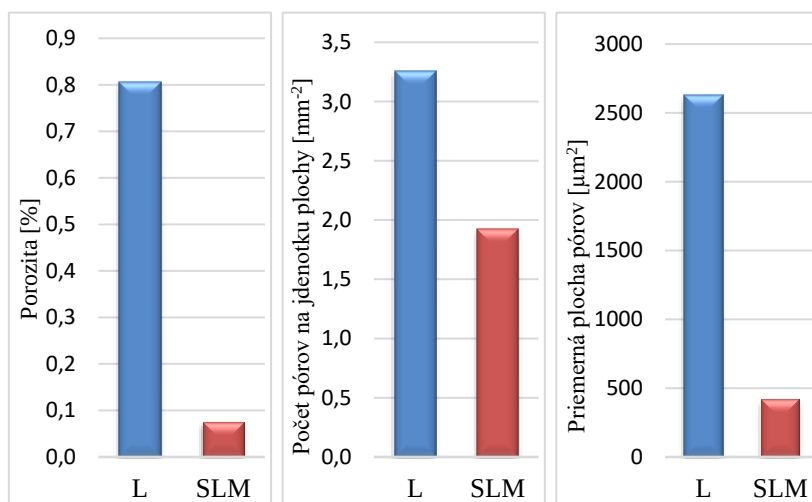


Obr. 45 a) porozita jednotlivých SLM vzoriek rozdelená podľa plochy pórov
b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov

C. Porovnanie porozity odlievaného a SLM materiálu

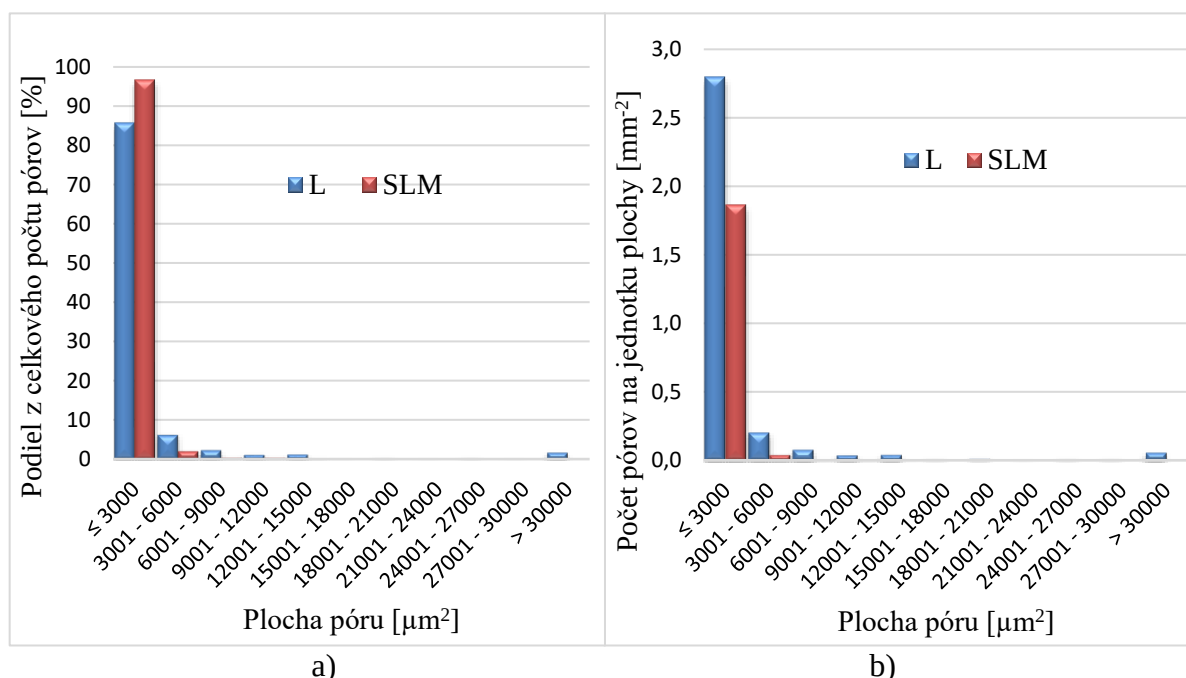
Priemerné hodnoty popisujúce porozitu pre odlievany a SLM materiál sú uvedené na obr. 46. Porozita pre odlievany materiál je viac ako 10-násobne vyššia v porovnaní s SLM materiálom. Výrazný je aj rozdiel v priemernej ploche pórov, pričom priemerná veľkosť pórov odlievaného

materiálu je viac ako šesť násobne vyššia než SLM materiálu. Rozdiel v počte pórov na jednotku plochy je menej výrazný, v odlievanom materiáli je o 69 % vyšší.



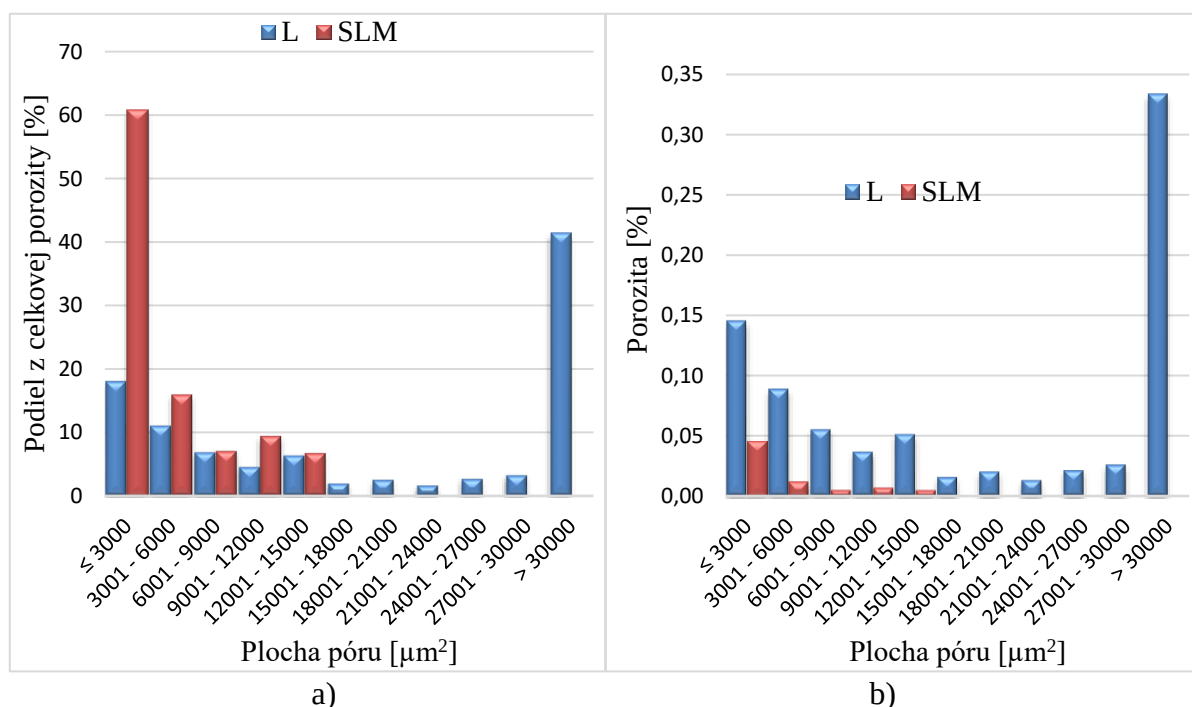
Obr. 46 Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre odlievaný a SLM materiál

Na obr. 47a) sú zobrazené podiely z celkového počtu pórov pre jednotlivé intervaly plochy pórov pre odlievaný a SLM materiál. Je zrejmé, že SLM materiál obsahuje omnoho jemnejšie (menšie) póry. Až 96,7 % z celkového množstva pórov je menších než 3000 μm². V prípade odlievaného materiálu do tohto intervalu spadá 85,8 % pórov. Na obr. 47b) je porovnaný počet pórov na jednotku plochy pre odlievaný a SLM materiál. V porovnaní s obr. 47a) je zrejmé, že napriek tomu, že v SLM materiáli je väčšia časť pórov s plochou menšou ako 3000 μm², výsledný počet pórov na jednotku plochy je pre SLM materiál menší.



Obr. 47 a) porozita odlievaného a SLM materiálu rozdelená podľa plochy pórov
b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov odlievaného a SLM materiálu

Na obr. 48a) je porovnanie odlievaneho a SLM materiálu podľa podielu z celkovej porozity v jednotlivých intervaloch plochy pórov. Súčet všetkých hodnôt podielov porozity v jednotlivých intervaloch ich plochy je teda 100 %. Výrazné rozdiely sú zrejmé pre porozitu tvorenú pórmí s veľkosťou menej ako $3000 \mu\text{m}^2$. Zatiaľ čo pre odlievany materiál tvoria póry spadajúce do tohto intervalu len 18,0 % z celkovej porozity, v prípade SLM materiálu je to až 60,8 %. Pre odlievany materiál je možné vidieť aj spomínanú porozitu tvorenú pórmí s plochou väčšou ako $30\,000 \mu\text{m}^2$. Podobné porovnanie poskytuje obr. 48b), pričom na zvislej osi je priamo znázornená porozita, ktorú tvoria póry v jednotlivých intervaloch. Súčet všetkých hodnôt porozity v jednotlivých intervaloch ich plochy sa teda rovná určenej porozite. Ako dôsledok nízkej celkovej porozity SLM materiálu je jasne vidieť, že porozita je nižšia v porovnaní s odlievaným materiálom aj v každom jednom intervale plochy pórov.



Obr. 48 a) porozita odlievaneho a SLM materiálu rozdelená podľa plochy pórov
b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov pre odlievany a SLM materiál

Namerané hodnoty, charakterizujúce porozitu jednotlivých materiálov sú súhrne uvedené v tab. 5 a tab. 6.

Tab. 5 Hodnoty porozity pre jednotlivé vzorky

	L1	L2	SLM1	SLM2	SLM3
Porozita [%]	0,9136	0,6995	0,0495	0,1452	0,0325
Analyzovaná plocha [mm^2]	177,52	192,21	143,27	79,33	54,50
Identifikovaný počet pórov	469	745	119	225	115
Celková plocha pórov [μm^2]	1621695,7	1344561,2	70940,5	115144,1	17696,0
Priemerná veľkosť [μm^2]	3457,8	1804,8	596,1	511,8	153,9
Minimálna veľkosť [μm^2]	6,94	6,95	6,95	6,94	6,95
Maximálna veľkosť [μm^2]	136504,8	80490,9	14345,2	11801,8	2579,7
Medián [μm^2]	510,4	139,1	111,2	62,5	34,8
Smerodajná odchýlka [μm^2]	12827,5	6217,7	1569,6	1684,8	391,2

Tab. 6 Priemerné hodnoty porozity odlievaného a SLM materiálu

Materiál	Odlievateľ	SLM
Porozita [%]	0,8065	0,0757
Priemerná veľkosť [μm^2]	2631,3	420,6
Minimálna veľkosť [μm^2]	6,94	6,94
Maximálna veľkosť [μm^2]	68252,4	14345,2
Medián [μm^2]	324,8	69,5
Smerodajná odchýlka [μm^2]	9522,6	1215,2

4.4 Mechanické vlastnosti

4.4.1 Tvrdosť

Tvrdosť HV 5 bola meraná mikrotvrdomerom Qness Q10A. Pre odlievateľ materiál nebolo rozlišované medzi vzorkami L1 a L2. V prípade SLM materiálu boli získané hodnoty zvlášť pre vzorky SLM1, SLM2 – rovina rovnobežná so smerom stavby a SLM3 – rovina kolmá na smer stavby. Hodnoty tvrdosti spolu s príslušnými smerodajnými odchýlkami sú uvedené v tab. 7.

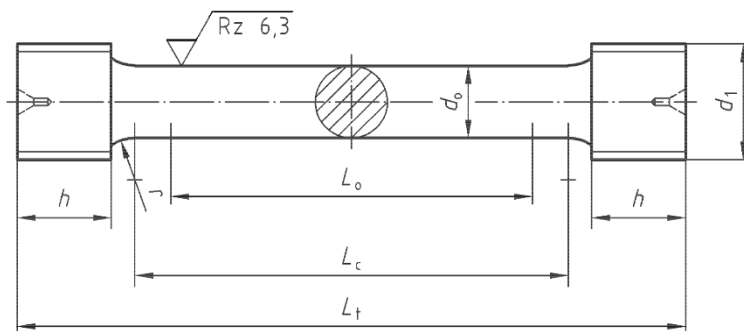
Tab. 7 Tvrdosť odlievaného a SLM materiálu

HV 5	L	SLM1	SLM2	SLM3
priemer	83,11±2,79	114,68±1,53	103,07±5,22	115,67±0,58

Vyššiu tvrdosť všeobecne vykazuje SLM materiál, najvyššiu tvrdosť potom vzorka SLM3, ktorá je kolmá na smer stavby.

4.4.2 Skúšky ťahom

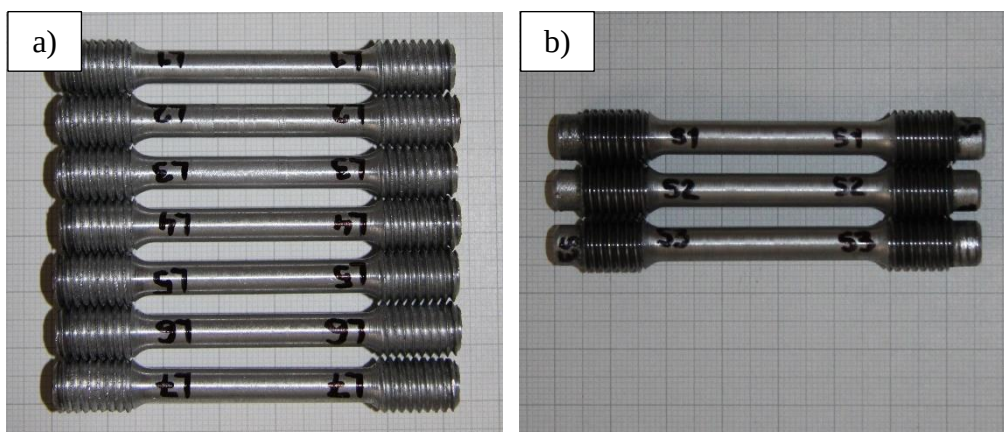
Skúšky ťahom boli vykonané podľa normy ČSN EN ISO 6892-1 (2017) na zariadení Zwick/Roell Z250. Pre záznam predĺženia bol použitý extenzometer MultiXtens. Sila bola zaznamenávaná 150 kN dynamometrom. Pre vymedzenie vŕlí v meracom reťazci bolo použité predzaťaženie 2 MPa. Rýchlosť deformácie v elastickej oblasti bola $0,00007 \text{ s}^{-1}$, v plastickej oblasti $0,00025 \text{ s}^{-1}$. Skúšobné telesá boli vyrobené podľa normy DIN 50125. Konkrétne sa jednalo o telesá so závitovými hlavami DIN 50125 – B 6×30. Schéma tohto skúšobného telesa je zobrazená na obr. 49, rozmery sú uvedené v tab. 8.

**Obr. 49** Skúšobné teleso DIN 50125 – B 6×30 [65]

Tab. 8 Rozmery skúšobného telesa DIN 50125 – B 6×30 [65] (rozmery v mm)

d_0	L_0	d_1	r min.	h min.	L_c min.	L_t min.
6	30	M10	5	8	36	60

Z polotovaru odlievaného materiálu bolo vyrobených sedem skúšobných telies, v ďalšom texte označených ako L1 až L7. Z SLM polotovaru boli vyrobené tri skúšobné telesá SLM1 až SLM3, s hlavnou osou v smere osi x (viď obr. 36). Hlavná os SLM skúšobných telies je teda kolmá na smer stavby. Na obr. 50 sú zobrazené skúšobné telesá z odlievaného aj SLM materiálu.

**Obr. 50** Skúšobné telesá pre skúšku ťahom a) odlievaný materiál b) SLM materiál

Zaťažovacie krivky skúšobných telies z odlievaného materiálu sú uvedené v prílohe č.1. Získané mechanické vlastnosti sú zhrnuté v tab. 9, pričom je zrejmá veľmi nízka úroveň hodnôt ťažnosti. Pomerne nízky je aj pomer R_m/R_e , čo značí veľmi slabé deformačné spevnenie. K porušeniu materiálu dochádzalo takmer hneď po dosiahnutí medze klzu. Pravdepodobné dôvody krehkého správania sú uvedené v kapitole týkajúcej sa fraktografie.

Tab. 9 Mechanické vlastnosti odlievaného materiálu

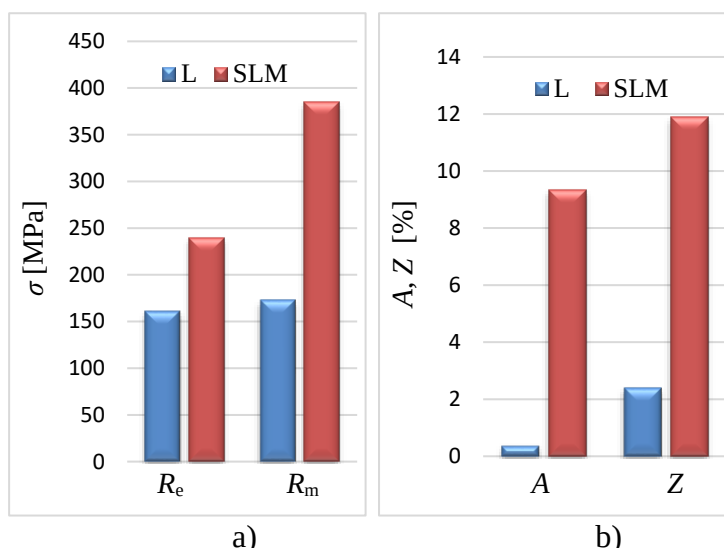
Skúšobné teleso	E [GPa]	R_e [MPa]	R_m/R_e [-]	R_m [MPa]	A [%]	Z [%]
L1	66,7	170,3	1,08	183,2	0,38	1,53
L2	73,1	148,8	1,01	150,7	0,22	3,98
L3	69,6	169,1	1,07	180,8	0,42	4,32
L4	63,3	170,2	1,07	181,4	0,35	1,82
L5	66,7	150,3	1,10	164,9	0,39	2,78
L6	64,4	168,7	1,09	184,0	0,42	1,09
L7	64,5	150,9	1,11	167,6	0,49	1,36
Priemer	66,9±3,4	161,2±10,5	1,07±0,03	173,2±12,6	0,38±0,08	2,41±1,31

Zaťažovacie krivky skúšobných telies z SLM materiálu sú uvedené v prílohe č.2, základné mechanické vlastnosti sú uvedené v tab. 10.

Ako vyplýva z porovnania mechanických vlastností oboch materiálov (obr. 51), SLM materiál vykazuje podstatne vyššie pevnostné i plastické vlastnosti. Ťažnosť SLM materiálu je takmer 25násobne vyššia, kontrakcia takmer päť násobne.

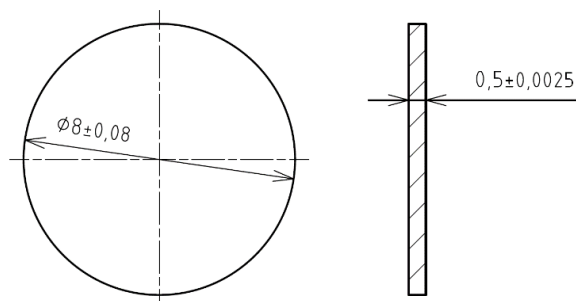
Tab. 10 Mechanické vlastnosti SLM materiálu

Skúšobné teleso	E [GPa]	R_e [MPa]	R_m/R_e [%]	R_m [MPa]	A [%]	Z [%]
SLM1	73,2	239,6	1,60	384,1	8,03	9,46
SLM2	72,4	238,6	1,62	385,9	10,98	15,13
SLM3	68,5	240,9	1,60	386,5	9,05	11,12
Priemer	71,4±2,5	239,7±1,2	1,61±0,01	385,5±1,3	9,35±1,50	11,90±2,92

**Obr. 51** Porovnanie mechanických vlastností odlievaneho a SLM materiálu
a) medza klzu a medza pevnosti b) ťažnosť a kontrakcia

4.4.3 Small Punch Test

Odber materiálu pre ďalšiu prípravu SPT vzorkov z odlievaneho a SLM materiálu bol vykonaný elektroiskrovo (EDM). Odobrané boli diskové vzorky s priemerom 8 mm a hrúbkou približne 0,8 mm. Z týchto vzoriek boli pomocou metalografickej brúsky a brusných papierov o zrnitosti 800 μm , 1200 μm , 2400 μm a 4000 μm vytvorené skúšobné telesá pre SPT s hrúbkou 0,5 mm. Hrúbka bola priebežne kontrolovaná digitálnym mikrometrom. Geometria skúšobného telesa odporúčaného dohodou [5] je zrejmá z obr. 52.

**Obr. 52** Skúšobné teleso pre skúšku SPT podľa [5]

Skúšky SPT boli vykonané na zariadení Zwick/Roell Z250. Pre určovanie deformácie skúšobného telesa bol zaznamenávaný posuv razníka pomocou extenzometru MultiXtens. Pre vymedzenie vólí v zariadení bolo použité predzaťaženie 4 N. Rýchlosť posuvu razníka bola po celú dobu skúšky konštantná, konkrétne 1mm/min.

Záznamy zo skúšky SPT pre odlievany a SLM materiál sú uvedené v prílohe č.3, resp. č.4. Zo získaných závislostí sila F – posuv razníka v , bolo vyhodnocovaných niekoľko základných veličín. V elastickej oblasti SPT kriviek bol vyhodnocovaný počiatočný sklon označovaný ako S_{ini} . Sila F_e , pri ktorej dochádza k odklonu od linearitu bola vyhodnocovaná podľa spôsobov *Mao*, *Cen*, $h/10$ a $h/100$. Metóda *inf* nebola použitá, pretože inflexný bod preloženej krivky v elastickej oblasti sa často nachádzal mimo aproximovanej oblasti (napr. v zápornej časti osi posuvu). Zo zaťažovacích kriviek SPT bola ďalej získaná hodnota maximálneho zaťaženia F_m a odpovedajúci posuv razníka v_m . Poslednou určenou veličinou bola sila $F(\bar{v}_i)$, ktorá je podľa predbežnej normy [6] pre klasické skúšobné teleso a posuv razníku definovaná ako sila pri posuve 0,645 mm, ako bolo uvedené v tab. 3. Popísané veličiny získané pre odlievany a SLM materiál sú zhrnuté v tab. 11 a tab. 12.

Tab. 11 Charakteristické veličiny z SPT závislosti pre odlievany materiál

Skúšobné teleso	h [mm]	S_{ini} [N/mm]	F_e (Mao) [N]	F_e (CEN) [N]	F_e (h/10) [N]	F_e (h/100) [N]	F_m [N]	v_m [mm]	$F(\bar{v}_i)$ [N]
L1	0,504	2194	85,1	66,5	107,4	59,5	152,7	0,364	125,1
L2	0,500	3044	80,7	60,0	111,4	54,8	155,8	0,311	116,9
L3	0,498	2604	104,0	73,6	111,7	59,9	157,2	0,319	117,9
L4	0,496	3077	98,8	70,2	113,0	59,3	150,1	0,320	107,1
L5	0,502	4643	101,7	61,4	108,9	51,8	157,0	0,293	108,3
L6	0,506	2582	99,3	76,6	117,3	69,2	158,4	0,327	114,7
L7	0,494	2653	94,9	71,4	111,6	63,2	145,5	0,313	97,8
L8	0,487	2351	93,5	69,7	104,5	62,1	144,6	0,334	106,7
L9	0,495	2063	89,5	69,9	106,1	60,2	145,5	0,305	115,7

Tab. 12 Charakteristické veličiny z SPT závislosti pre SLM materiál

Skúšobné teleso	h [mm]	S_{ini} [N/mm]	F_e (Mao) [N]	F_e (CEN) [N]	F_e (h/10) [N]	F_e (h/100) [N]	F_m [N]	v_m [mm]	$F(\bar{v}_i)$ [N]
SLM1	0,501	2177	158,5	122,3	182,2	82,8	386,8	0,817	374,8
SLM2	0,501	2412	155,7	120,0	182,9	88,9	387,0	0,795	358,3
SLM3	0,500	2043	163,5	126,3	184,8	81,9	367,9	0,709	359,7
SLM4	0,493	3344	139,2	95,4	161,6	68,4	368,8	0,712	362,1
SLM5	0,495	2875	157,0	115,1	171,1	84,2	376,8	0,760	368,9
SLM6	0,508	2734	151,5	118,8	190,4	92,7	390,3	0,682	380,5
SLM7	0,490	3260	154,3	111,0	174,0	79,5	369,7	0,764	361,9
SLM8	0,502	2764	157,7	124,5	193,1	99,6	348,4	0,587	340,4
SLM9	0,497	2533	154,4	118,2	178,8	86,5	368,4	0,704	359,7

A. Určovanie medze klzu R_e

Medza klzu bola z SPT závislosti určená podľa rovnice (4). V tejto rovnici je podstatný člen $\frac{F_e}{h^2}$, pričom jeho hodnota závisí na použitej metóde výpočtu sily F_e . V tab. 13 sú zhrnuté získané priemerné hodnoty $\frac{F_e}{h^2}$ s odpovedajúcimi smerodajnými odchýlkami pre spôsoby výpočtu *Mao*,

Cen , $h/10$ a $h/100$. Objektívnym indikátorom konzistencie nameraných hodnôt, ktorých priemery sa výrazne líšia, je koeficient variácie, ktorý je určený ako podiel smerodajnej odchýlky a aritmetického priemeru. V prípade, že je koeficient variácie nízky, znamená to, že variabilita vypočítaných hodnôt je nízka, čo značí, že metóda je spoľahlivejšia oproti metóde s vyšším koeficientom variácie. Z tab. 13 je zrejmé, že rovnako pre odlievaný aj SLM materiál bol získaný najnižší koeficient variácie pre metódu $h/10$ s hodnotami 2,96 %, resp. 3,90 %. Pomerne veľký rozdiel v koeficiente variácie bol zaznamenaný pre metódu *Mao*, pričom pre odlievaný materiál je viac ako dvojnásobný v porovnaní s materiálom SLM.

Tab. 13 Rôzne spôsoby určovania medze klzu podľa rov. (4)

	Metóda	$F_{e(Mao)}/h^2$	$F_{e(CEN)}/h^2$	$F_{e(h/10)}/h^2$	$F_{e(h/100)}/h^2$
	Jednotka	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
L	Priemer	379,89±32,42	277,61±23,08	444,33±13,13	242,02±20,57
	Koeficient variácie [%]	8,53	8,31	2,96	8,50
SLM	Priemer	622,22±26,35	469,76±32,47	723,26±28,18	341,34±30,55
	Koeficient variácie [%]	4,23	6,91	3,90	8,95

Pre určenie vzťahu medzi medzou klzu získanou skúškou ťahom a pomocou SPT je potrebné určiť koeficient α_1 z rovnice (4). Ten bol získaný dosadením medze klzu získanej skúškou ťahom za R_e , člen $\frac{F_e}{h^2}$ bol nahradený metódami z tab. 13. Takto boli vypočítané koeficienty α_1 pre každú krivku (skúšobné teleso) samostatne. V tab. 14 sú v riadku označenom „ α_1 DP“ uvedené priemerné získané hodnoty koeficientu α_1 pre odlievaný a SLM materiál. V nasledujúcom riadku sú uvedené jeho minimálne a maximálne hodnoty. V spodných dvoch riadkoch sú hodnoty koeficientu α_1 získané z literatúry, ktoré boli vypočítané na základe skúšok SPT pre viaceré materiály.

Tab. 14 Koeficienty α_1 po korelácii so skúškou ťahom

α_1 [-]					
	Metóda	rov. (4)			
		Mao	CEN	h/10	h/100
L	α_1 DP	0,427	0,584	0,363	0,671
	<min; max>	<0,384; 0,499>	<0,539; 0,672>	<0,351; 0,381>	<0,597; 0,784>
SLM	α_1 DP	0,386	0,513	0,332	0,707
	<min; max>	<0,366; 0,418>	<0,474; 0,611>	<0,313; 0,36>	<0,607; 0,852>
	α_1 [6]	0,479	-	-	-
	α_1 [11]	0,442	0,476	0,346	-

Pre posúdenie použiteľnosti jednotlivých metód výpočtu a správnosti odhadu koeficientov boli do rov. (4) dosadené koeficienty dostupné v literatúre (tab. 14, posledné dva riadky). Pomocou týchto koeficientov bola pre každú SPT krivku určená medza klzu. V tab. 15 sú uvedené vypočítané hodnoty medze klzu pre odlievaný a SLM materiál. Zvýraznená hodnota je priemerná hodnota medze klzu, pod ňou je uvedená minimálna a maximálna vypočítaná hodnota. Pre lepšie porovnanie sú v tab. 16 uvedené percentuálne odchýlky od medze klzu získanej skúškou ťahom pre odlievaný a SLM materiál. Z tab. 16 teda vyplýva, že pre odlievaný

materiál bola zistená najnižšia odchýlka +4,17 % pre metódu *Mao* a -4,62 % pre metódu *h/10* s koeficientmi zo štúdie [11]. Najpresnejšie výsledky pre SLM materiál s odchýlkou +4,40 % boli získane pomocou metódy *h/10* s využitím koeficientov z práce [11].

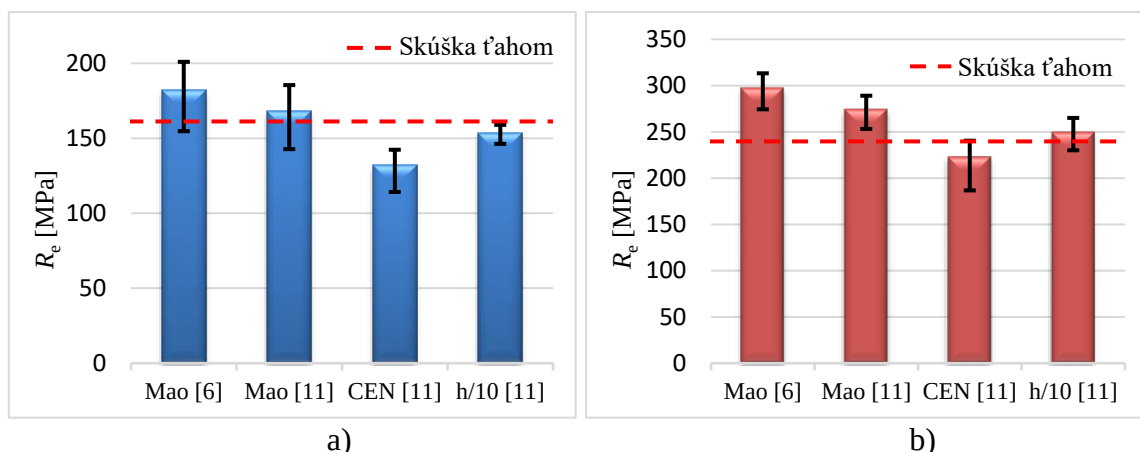
Tab. 15 Medze klzu R_e vypočítané podľa jednotlivých metód

R_e [MPa]				
	Metóda	Mao	CEN	h/10
L	R_e [6]	181,97	-	-
	<min; max>	<154,68; 200,95>	-	-
	R_e [11]	167,91	132,14	153,74
	<min; max>	<142,73; 185,43>	<114,2; 142,33>	<146,25; 158,91>
SLM	R_e [6]	298,04	-	-
	<min; max>	<274,38; 313,3>	-	-
	R_e [11]	275,02	223,60	250,25
	<min; max>	<253,19; 289,1>	<186,75; 240,51>	<230,09; 265,11>

Tab. 16 Odchýlky vypočítanej R_e od R_e zo skúšky ťahom

odchýlka [%]				
	Metóda	Mao	CEN	h/10
L	odchýlka [6]	12,89	-	-
	<min; max>	<-4,04; 24,67>	-	-
	odchýlka [11]	4,17	-18,02	-4,62
	<min; max>	<-11,45; 15,04>	<-29,15; -11,7>	<-9,27; -1,41>
SLM	odchýlka [6]	24,34	-	-
	<min; max>	<14,47; 30,7>	-	-
	odchýlka [11]	14,73	-6,72	4,40
	<min; max>	<5,63; 20,61>	<-22,09; 0,34>	<-4,01; 10,6>

V grafoch na obr. 53 reprezentujú jednotlivé stĺpce priemerné hodnoty medzí klzu uvedené v tab. 15. Chybové úsečky ohraňujú minimálnu a maximálnu vypočítanú hodnotu. Červenou čiarkovanou čiarou je označená medza klzu získaná štandardnou skúškou ťahom.



Obr. 53 Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu R_e na základe výsledkov SPT
a) odlievateľný materiál b) SLM materiál

B. Určovanie medze pevnosti R_m

Medza pevnosti bola určovaná metódami podľa rov. (8), (9) a (13). V prípade rovnice (8) a (9) je pre výpočet dôležitou hodnotou zaťaženie F_m , v prípade rovnice (13) je určujúcim zaťažením sila $F(\bar{v}_i)$. Je dôležité poznamenať, že pri hodnote posuvu 0,645 mm, pri ktorom je sila $F(\bar{v}_i)$ odčítaná, má podľa štúdie [18] dochádzať k plastickej nestabilite (obr. 13). Tento predpoklad nie je pre odlievateľný materiál splnený, pretože posuv 0,645 mm je vo všetkých prípadoch až za dosiahnutím maximálnej sily F_m . V tab. 17 sú určené priemerné hodnoty so smerodajnými odchýlkami členov F/h z rov. (8), (9) a (13). Najnižší koeficient variácie 2,21 % bol u odlievaného materiálu zistený v prípade výpočtu podľa rov. (8), pre SLM materiál potom pri výpočte podľa rov. (13) (koeficient variácie 3,42 %), resp. podľa rov. (8) (koef. var. 3,44 %).

Tab. 17 Parametre rovníc (8), (9) a (13)

	Metóda	rov. (8)	rov. (9)	rov. (13)
	Veličina	F_m/h^2	$F_m/(h \cdot v_m)$	$F(\bar{v}_i)/h^2$
	Jednotka	[MPa]	[MPa]	[MPa]
L	Priemer	612,18±13,56	953,85±67,24	452,39±27,97
	Koeficient variácie [%]	2,21	7,05	6,18
SLM	Priemer	1503,99±51,73	1039,80±75,94	1460,50±49,97
	Koeficient variácie [%]	3,44	7,30	3,42

Rovnakým spôsobom aký bol popísaný v odstavci o medzi klzu boli v jednotlivých rovniciach (rov. (8), (9) a (13)) vypočítané príslušné koeficienty týchto rovníc vid' tab. 18. Priemerné hodnoty sú zvýraznené a pod nimi sú uvedené minimálne a maximálne hodnoty. V spodných dvoch riadkoch sú opäť uvedené koeficienty príslušných rovníc, nájdené v literatúre, určené na širokej škále materiálov. V prípade metódy podľa rov. (8) je v literatúre dostupný aj koeficient β_2 . Vzhľadom k tomu, že v experimentálnej časti práce bola použitá iba jedna zliatina, bolo možné určiť koeficienty tak aby aproximované priamky (vyjadrené jednotlivými rovnicami) prechádzali nulou a teda koeficient β_2 bol nulový.

Tab. 18 Koeficienty β_1 , β_2 , β'_1 , β'_2 a $\beta_{Rm,v}$ po korelácii so skúškou ťahom

β_1 [-], β_2 [-], β'_1 [-], β'_2 [-], $\beta_{Rm,v}$ [-]						
	Metóda	rov. (8)		rov. (9)		rov. (13)
	Koeficient	β_1	β_2	β'_1	β'_2	$\beta_{Rm,v}$
L	DP	0,283	0	0,182	0	0,384
	<min; max>	<0,273; 0,292>		<0,162; 0,208>		<0,352; 0,432>
SLM	DP	0,257	0	0,372	0	0,264
	<min; max>	<0,25; 0,279>		<0,326; 0,408>		<0,256; 0,285>
	[6]	-	-	-	-	0,179
	[11]	0,065	268,81	0,277	0	-

Pre overenie použiteľnosti metód, boli taktiež urobené korelácie medzi SPT a ťahovou skúškou pomocou koeficientov z literatúry (posledné dva riadky, tab. 18). V tab. 19 sú uvedené priemerné hodnoty medze pevnosti vypočítané na základe uvedených koeficientov, doplnené o príslušné minimálne a maximálne hodnoty. V tab. 20 sú potom uvedené odchýlky od medze pevnosti získané z ťahovej skúšky v percentách. Najpresnejší výsledok pre odlievateľný materiál (odchýlka -53,25 %) bol dosiahnutý výpočtom podľa rov. (9) s koeficientmi prevzatými zo

štúdie [11]. Pre SLM materiál bola dosiahnutá vysoká presnosť (odchýlka -4,91 %) výpočtom podľa rov. (8) s koeficientmi prevzatými z práce [11].

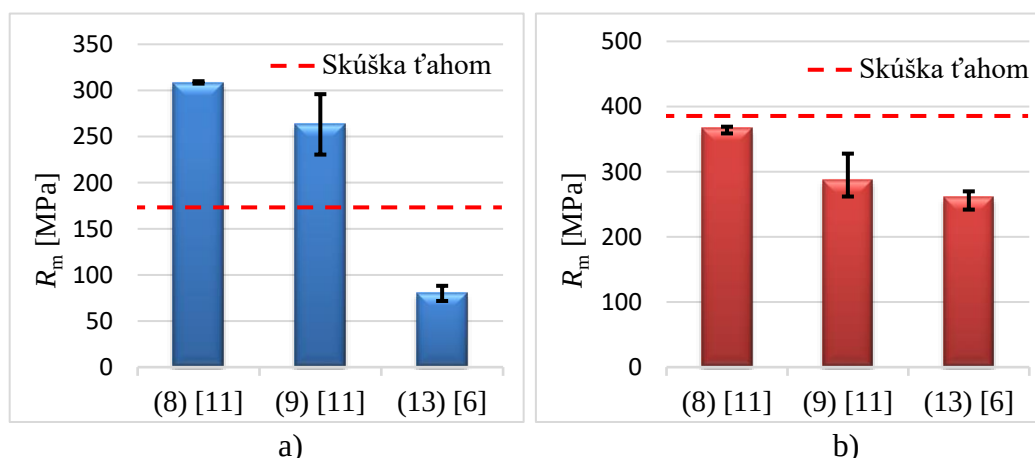
Tab. 19 Medze pevnosti R_m vypočítané podľa jednotlivých metód

R_m [MPa]				
	Metóda	rov. (8)	rov. (9)	rov. (13)
L	R_m [6]	-	-	80,98
	<min; max>	-	-	<71,74; 88,18>
	R_m [11]	308,60	264,22	-
	<min; max>	<307,4; 310,01>	<230,43; 295,95>	-
SLM	R_m [6]	-	-	261,43
	<min; max>	-	-	<241,8; 269,8>
	R_m [11]	366,57	288,02	-
	<min; max>	<358,68; 369,03>	<261,85; 327,69>	-

Tab. 20 Odchýlky vypočítanej R_m od R_m zo skúšky ťahom

odchýlka [%]				
	Metóda	rov. (8)	rov. (9)	rov. (13)
L	odchýlka [6]	-	-	-53,25
	<min; max>	-	-	<-58,58; -49,09>
	odchýlka [11]	78,17	52,54	-
	<min; max>	<77,47; 78,98>	<33,04; 70,87>	-
SLM	odchýlka [6]	-	-	-32,18
	<min; max>	-	-	<-37,28; -30,01>
	odchýlka [11]	-4,91	-25,28	-
	<min; max>	<-6,96; -4,27>	<-32,07; -14,99>	-

V grafoch na obr. 54 sú uvedené vypočítané medze pevnosti z tab. 19. Chybové úsečky ohraničujú minimálnu a maximálnu vypočítanú hodnotu. Červenou čiarkovanou čiarou je zvýraznená medza pevnosti určená skúškou ťahom.



Obr. 54 Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu R_m na základe SPT
a) odlievaný materiál b) SLM materiál

C. Určovanie ťažnosti A

Ťažnosť bola na základe SPT určená pomocou vzťahov (14) a (15). Tieto vzťahy prevzaté zo štúdie [11] boli korelované pre priehyb skúšobného telesa, v experimentálnej časti diplomovej práce bola deformácia skúšobného telesa zaznamenávaná ako posuv razníka a preto boli členy u_m z týchto rovníc nahradené získanými v_m . Priemerné hodnoty so smerodajnými odchýlkami pre členy v_m z rov. (14) a v_m/h z rov. (15) sú uvedené v tab. 21. Koeficienty variácie sú pre obe metódy podobné, pričom pre odlievaný materiál sú nižšie. Keďže je vo vzťahu (15) priehyb v_m normalizovaný hrúbkou h , rozdiely koeficientov variácie pre tieto metódy sú závislé na konzistencii hrúbok skúšobných telies.

Tab. 21 Rôzne spôsoby určovania ťažnosti podľa rovníc (14) a (15)

	Metóda	rov. (14)	rov. (15)
	Veličina	v_m	v_m/h
	Jednotka	[mm]	[-]
L	Priemer	$0,3208 \pm 0,0203$	$0,6442 \pm 0,0404$
	Koeficient variácie [%]	6,32	6,27
SLM	Priemer	$0,7254 \pm 0,0689$	$1,4556 \pm 0,1428$
	Koeficient variácie [%]	9,49	9,81

Po dosadení ťažnosti získanej skúškou ťahom do rov. (14), resp. (15) boli získané hodnoty koeficientov γ resp. γ' . Priemerné hodnoty týchto koeficientov získané experimentom sú v riadku označenom „DP“, nižšie sú uvedené minimálne a maximálne hodnoty. V poslednom riadku sú uvedené korelácie pre príslušné metódy prevzaté zo štúdie [11]. Je zrejmé, že táto hodnota bezpečne spadá do rozsahu koeficientov vypočítaných pre SLM materiál. V prípade odlievaného materiálu sú hodnoty koeficientov podstatne odlišné.

Tab. 22 Koeficienty γ a γ' po korelácii so skúškou ťahom

γ [mm ⁻¹], γ' [-]			
	Metóda	rov. (14)	rov. (15)
	Koeficient	γ	γ'
L	DP	1,195	0,595
	<min; max>	<1,049; 1,305>	<0,529; 0,655>
SLM	DP	13,007	6,487
	<min; max>	<11,454; 15,944>	<5,738; 8,004>
	[11]	12,57	6,07

Rozdiely sú viac zrejmé z údajov uvedených v tab. 23 a 24. Priemerná ťažnosť zo skúšky ťahom pre odlievaný materiál (tab. 9) je 0,382 %, pričom vypočítaná hodnota podľa rovnice (14) a na základe koeficientov z práce [11] je $A = 4,03$ %. Odlišná hodnota pre odlievaný materiál bola určená aj druhou metódou. Ťažnosť pre SLM materiál je podľa ťahovej skúšky $A = 9,354$ % (tab. 10). Odhad pre SLM materiál je oveľa presnejší, čo lepšie ilustruje tab. 24, kde sú uvedené percentuálne odchýlky vypočítaných hodnôt ťažnosti od ťažnosti získanej skúškou ťahom. Zatiaľ čo pre SLM materiál je minimálna odchýlka len -2,52 %, pre odlievaný materiál je to +923,47 %. Rádovo rozdielna presnosť vyplýva z toho, že obe metódy sa

spoliehajú na lineárny vzťah medzi maximálnym posuv razníku pri SPT a ťažnosti pri skúške ťahom. Pre skúmané materiály tento predpoklad rozhodne neplatí. Posuv pri maximálnom zaťažení je pre SLM materiál 2,26 násobne vyšší ako pre odlievateľný materiál, ťažnosť SLM materiálu je ale 24,49 násobne vyššia ako pre odlievateľný materiál. Tento markantný rozdiel je pravdepodobne spôsobený tým, že pri skúške ťahom je napätie v skúšobnom telese v oveľa väčšom objeme materiálu ako v prípade SPT skúšobných telies. Preto je pri skúške ťahom vyššia pravdepodobnosť prítomnosti póru o nadkritickéj veľkosti, ktorý spôsobí lom.

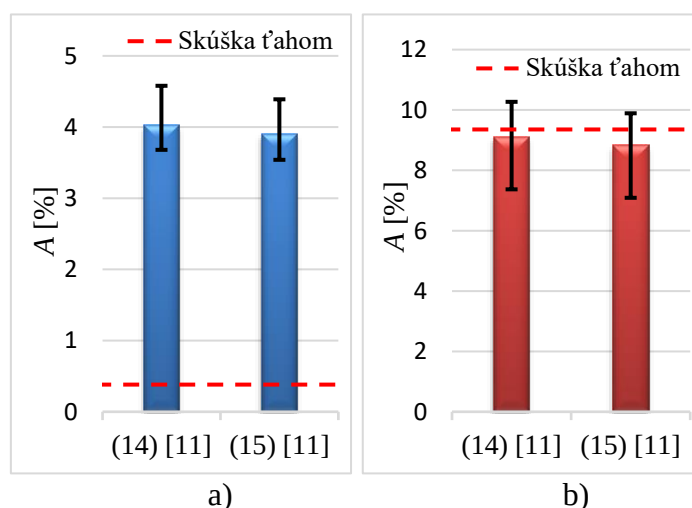
Tab. 23 Ťažnosti A vypočítané podľa jednotlivých metód

A [%]			
	Metóda	rov. (14)	rov. (15)
L	A [11]	4,03	3,91
	<min; max>	<3,68; 4,58>	<3,54; 4,39>
SLM	A [11]	9,12	8,84
	<min; max>	<7,37; 10,27>	<7,09; 9,89>

Tab. 24 Odchýlky vypočítanej A od A zo skúšky ťahom

odchýlka [%]			
	Metóda	rov. (14)	rov. (15)
L	odchýlka [11]	955,43	923,47
	<min; max>	<863,02; 1098,24>	<826,37; 1048,07>
SLM	odchýlka [11]	-2,52	-5,55
	<min; max>	<-21,16; 9,75>	<-24,16; 5,78>

Dramaticky rozličnú presnosť určovania ťažnosti ilustruje aj obr. 55, kde jednotlivé stĺpce reprezentujú priemerné hodnoty ťažností uvedené v tab. 23. Chybové úsečky ohraničujú minimálnu a maximálnu vypočítanú hodnotu. Červenou čiarkovanou čiarou je označená ťažnosť získaná skúškou ťahom.



Obr. 55 Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu A na základe SPT
a) odlievateľný materiál b) SLM materiál

D. Modul pružnosti v ťahu

Modul pružnosti na základe SPT bol hodnotený pomocou vzťahov (16) a (17). V rov. (16) je podstatný sklon elastickej oblasti S_{ini} , podľa rov. (17) je modul pružnosti určený pomerom S_{ini}/h . Priemerné hodnoty týchto veličín spoločne s príslušnými smerodajnými odchýlkami sú uvedené v tab. 25. Koeficienty variácie oboch metód pre odlievajúci materiál sú pomerne vysoké (nad 27 %), pre SLM materiál sú koeficienty variácie nižšie, pričom stále vyššie než vykazuje akákoľvek iná veličina, ktorou boli korelované predošlé materiálové vlastnosti (R_e , R_m , A). Rozdiel v koeficientoch variácie medzi jednotlivými metódami je podobne ako pri výpočte ťažnosti závislý na konzistencii hrúbok skúšobných telies.

Tab. 25 Rôzne spôsoby určovania modulu pružnosti podľa rov. (16) a (17)

	Metóda	rov. (16)	rov. (17)
	Veličina	S_{ini}	S_{ini}/h
	Jednotka	[N/mm]	[MPa]
L	Priemer	2801,2±770,8	5621,2±1522,9
	Koeficient variácie [%]	27,51	27,09
SLM	Priemer	2682,4±444,1	5386,0±930,9
	Koeficient variácie [%]	16,55	17,28

V tab. 26 sú vypočítané koeficienty A_E resp. λ z rov. (16), resp. (17) po korelácii s ťažnosťou získanou skúškou ťahom. V poslednom riadku je uvedená hodnota týchto koeficientov získaná z práce [23].

Tab. 26 Koeficienty A_E a λ po korelácii so skúškou ťahom

$A_E [-]$, $\lambda [mm^{-1}]$			
	Metóda	rov. (16)	rov. (17)
	Koeficient	A_E	λ
L	DP	25,145	12,515
	<min; max>	<14,408; 32,426>	<7,233; 16,051>
SLM	DP	27,270	13,607
	<min; max>	<21,339; 34,928>	<10,52; 17,464>
	[23]	24,155	12,0775

Použitím koeficientov zo štúdie [23] boli určené moduly pružnosti uvedené v tab. 27. Pod priemernými hodnotami sú uvedené minimálne a maximálne hodnoty, pričom veľký rozsah vyjadruje v tab. 25 vysoký koeficient variácie. Percentuálne odchýlky vypočítaných modulov pružnosti podľa jednotlivých metód sú uvedené v tab. 28. S použitím koeficientov získaných autormi práce [23] je odchýlka priemernej hodnoty modulu pružnosti pre odlievajúci materiál a pri použití rov. (16) len +1,15 %, pre SLM materiál pri využití rov. (17) má odchýlka hodnotu -8,84 %. Zdá sa teda, že modul pružnosti je možné určiť pomerne presne v prípade, že je testované dostatočné množstvo skúšobných telies.

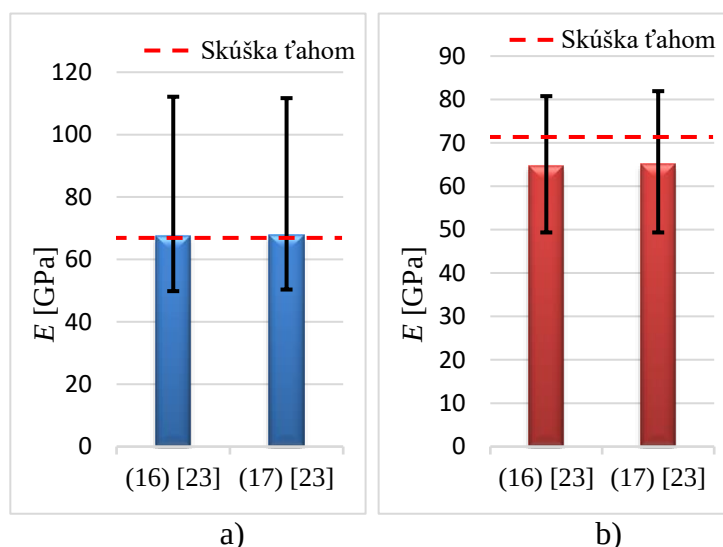
Tab. 27 Moduly pružnosti E vypočítané podľa jednotlivých metód

E [GPa]			
	Metóda	rov. (16)	rov. (17)
L	E [23]	67,66	67,89
	<min; max>	<49,83; 112,15>	<50,34; 111,7>
SLM	E [23]	64,79	65,05
	<min; max>	<49,35; 80,77>	<49,35; 81,92>

Tab. 28 Odchýlky vypočítaného E od E zo skúšky ťahom

odchýlka [%]			
	Metóda	rov. (16)	rov. (17)
L	odchýlka [23]	1,15	1,49
	rozsah	<-25,51; 67,65>	<-24,75; 66,99>
SLM	odchýlka [23]	-9,20	-8,84
	rozsah	<-30,84; 13,2>	<-30,84; 14,8>

Vysoký rozptyl vypočítaných hodnôt ale zároveň vysoké presnosti výsledných priemerných hodnôt získaných pomocou metód podľa rov. (16) a (17) s koeficientmi z práce [23] je zrejmý aj z grafov na obr. 56. Jednotlivé stĺpce znázorňujú vypočítané moduly pružnosti, uvedené v tab. 27. Chybové úsečky vymedzujú minimálnu a maximálnu vypočítanú hodnotu. Červenou čiarkovanou čiarou je zobrazený modul pružnosti určený skúškou ťahom.



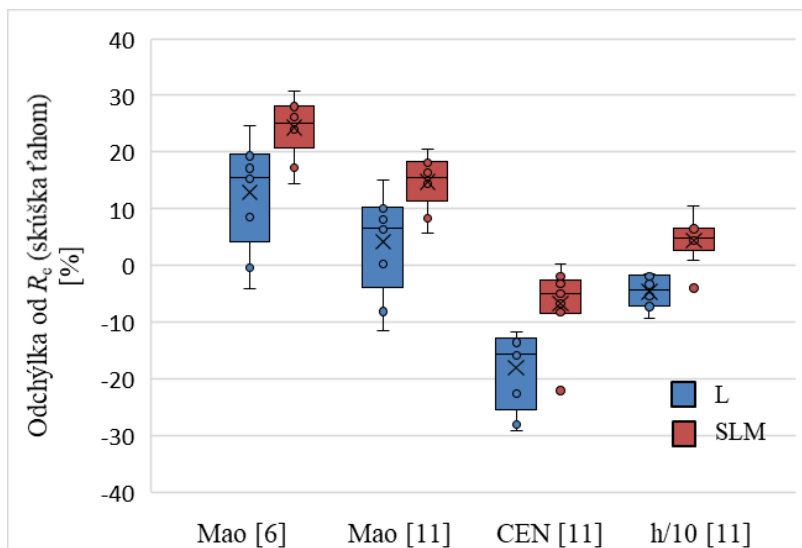
Obr. 56 Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu E na základe SPT
a) odlievateľný materiál b) SLM materiál

Na obr. 57 až obr. 59 je graficky znázornené porovnanie vhodnosti korelačných vzťahov medzi SPT a ťahovou skúškou. Zvislá os reprezentuje veľkosť odchýlok vypočítaných hodnôt z SPT od hodnôt získaných skúškou ťahom. Vodorovná os označená nulovou odchýlkou (0 %) teda reprezentuje hodnoty získané skúškou ťahom.

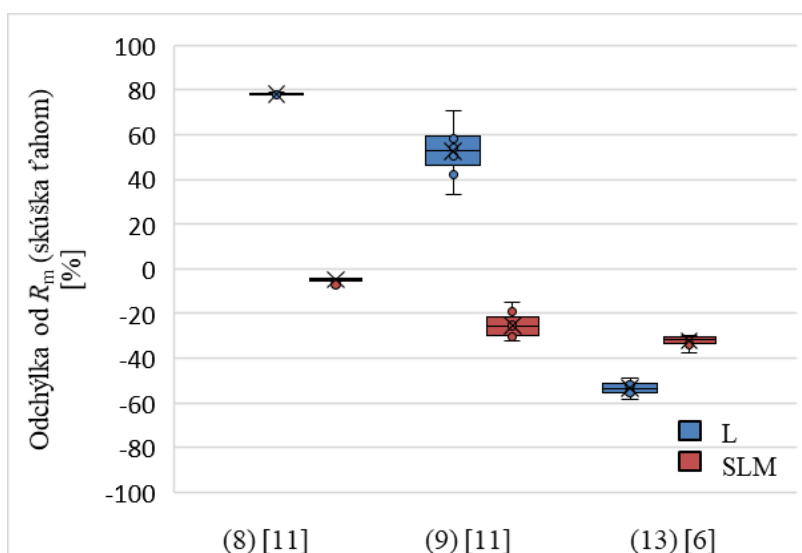
Na obr. 57 sú uvedené krabicové grafy, ktoré reprezentujú percentuálne odchýlky od hodnôt medze klzu získaných pomocou skúšky ťahom. Priemerné hodnoty, označené krížikom teda

odpovedajú odchýlkam uvedeným v tab. 16. Z grafu je zrejmé, že pre metódy *Mao* a *CEN* podľa koeficientov uvedených v zátvorkách je rozsah odchýlok vyšší. S prihliadnutím na koeficienty variácie z tab. 13 je možné konštatovať, že metóda *h/10* je spomedzi použitých metód najspoľahlivejším odhadom medze klzu pre odlievavý a SLM materiál s odchýlkami menej ako 5 %, pričom nie je výrazný rozdiel vo vhodnosti pre odlievavý alebo SLM materiál.

Na obr. 58 je podobné porovnanie pre koreláciu medze pevnosti. Vodorovná os označená nulovou odchýlkou znázorňuje medzu pevnosti získanú pomocou skúšky ťahom. Priemerné hodnoty, ktoré sú označené krížikom sú zvýraznené hodnoty v tab. 20. Obr. 58 jasne ukazuje, že uvedené korelácie sú viac vhodné pre SLM materiál. Odhad pre testovaný odlievavý materiál je výrazne menej presný.



Obr. 57 Porovnanie odchýlok vypočítanej medze klzu od medze klzu získanej skúškou ťahom

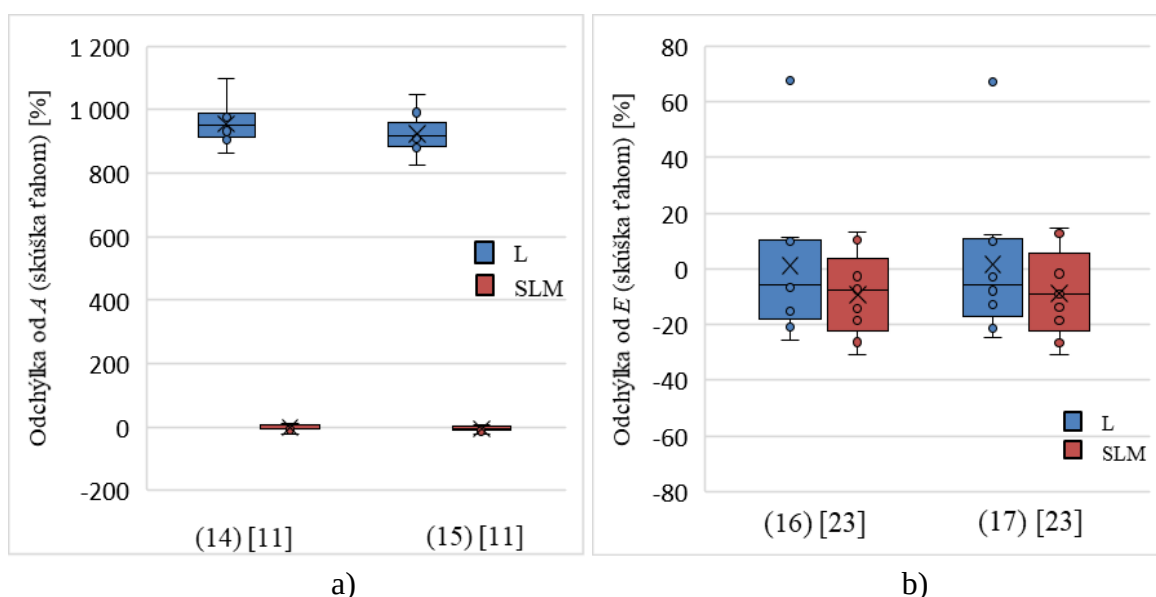


Obr. 58 Porovnanie odchýlok vypočítanej medze pevnosti od medze pevnosti získanej skúškou ťahom

Na obr. 59a) sú znázornené odchýlky vypočítanej ťažnosti od hodnôt tejto veličiny získaných skúškou ťahom. Priemerné hodnoty označené krížikom sú uvedené v tab. 24. Medzi testovaným odlievavým a SLM materiálom je zrejmý rozdiel vo vhodnosti použitých korelácií.

Pre SLM materiál sú vhodné obe metódy. Odchýlky pre vypočítanú ťažnosť odlievaného materiálu sú rádovo vyššie a pre testovaný odlievaný materiál nie sú metódy s koeficientmi z uvedenej literatúry vhodné.

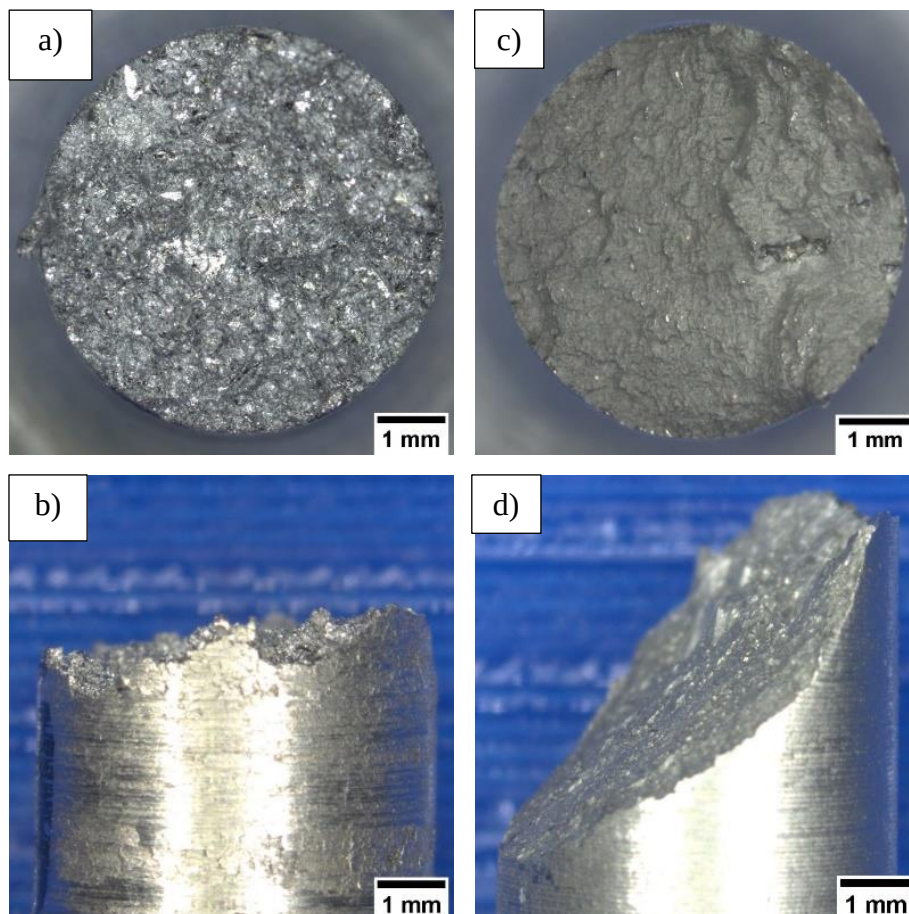
Na obr. 59b) je uvedené grafické porovnanie vhodnosti korelácie modulu pružnosti na základe hodnôt z tab. 28. Ako bolo uvedené vyššie, hodnoty vypočítaných modulov pružnosti vykazujú vysoký rozptyl, no priemerné hodnoty indikujú, že korelácie uvádzané v literatúre sú vhodné pre odlievaný a taktiež SLM materiál. Podobne ako pre medzu klzu nie je výrazný rozdiel v použiteľnosti korelácií pre odlievaný alebo SLM materiál.



Obr. 59 Porovnanie odchýlok materiálových charakteristík vypočítaných na základe výsledkov SPT od charakteristík získaných skúškou ťahom a) ťažnosť
b) modul pružnosti

4.5 Fraktografická analýza

Analýza lomových plôch skúšobných telies pre skúšku ťahom bola vykonaná pomocou stereolupy. Na obr. 60 je porovnanie lomových plôch odlievaného materiálu (vľavo) a SLM materiálu (vpravo). Hliníkové zliatiny sa všeobecne vyznačujú lomovou plochou, ktorá zvierá s ťahovým napätím 45° . Príčinou je FCC kryštálová mriežka hliníka, v ktorej sa plasticita uskutočňuje pozdĺž husto obsadených rovín $\{111\}$ (sklзовých rovín) šmykovou deformáciou. Tento jav nastáva v prípade, že šmykové napätie dosiahne kritickej hodnoty (kritické šmykové napätie). Roviny $\{111\}$ v FCC sú plne zaplnené a teda šmyková deformácia v nich prebieha výrazne jednoduchšie než v iných rovinách. Maximálne šmykové napätie je orientované 45° k normálovému napätiu, ktoré na skúšobné teleso pôsobí a preto sú rovinách orientovaných blízko 45° voči normálovému napätiu najskôr dosiahnuté predpoklady na šmykovú deformáciu, čo sa makroskopicky prejaví charakteristickým sklonom lomovej plochy. Tento štandardný sklon vykazujú SLM skúšobné telesá ako je zrejme z obr. 60d). V prípade BCC kovov sa tento mechanizmus neprejavuje tak výrazne, pretože neexistuje jedna kryštalografická rovina, ktorá je zaplnená tak výrazne viac než ostatné.



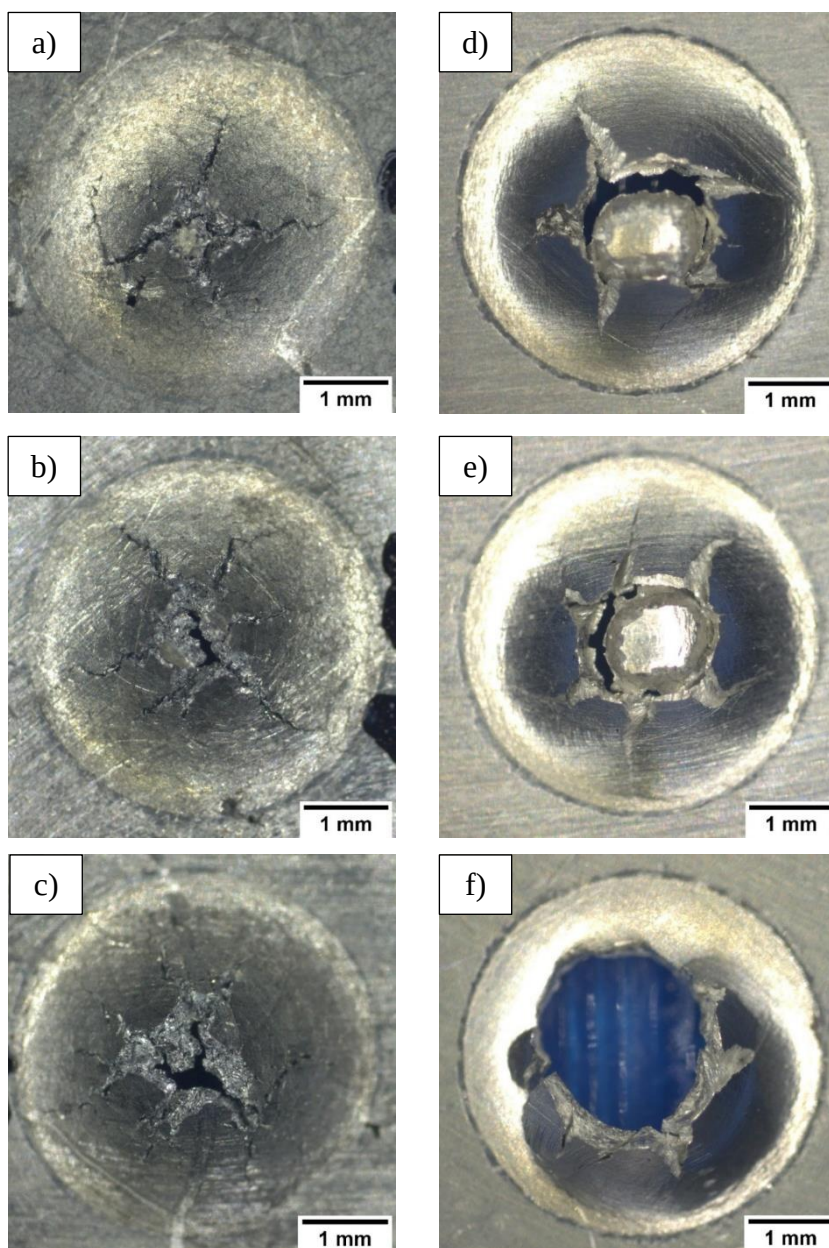
Obr. 60 Lomové plochy skúšobných telies pre skúšku ťahom a), b) odlievaný materiál c), d) SLM materiál

Lomová plocha odlievaného materiálu vykazuje známky krehkého porušenia, pričom lomová plocha je kolmá na normálové napätie. Toto neštandardné správanie odlievaného materiálu je pravdepodobne spôsobené vysokou porozitou, pričom ako bolo uvedené, v odlievanom materiáli tvoria veľkú časť z celkovej porozity pomerne veľké póry. Lomová plocha skúšobných telies pre skúšku ťahom je dostatočne veľká na to, aby bolo možné predpokladať výskyt veľkých pórov, ktorých veľkosť bola kritická už pri malých napätiach, tj. skôr než sa stihol prejaviť šmykový lomový mechanizmus ako v prípade SLM materiálu. Pravdepodobné je tiež, že šmykový mechanizmus síce začal prebiehať, ale bol zastavený kvôli vhodne umiestnenému póru ako je vidieť na obr. 60b), kde sú okraje skúšobného telesa tvorené oblasťami so sklonom 45° .

Po skúške SPT bolo šesť skúšobných telies bez ďalšieho spracovania pozorovaných stereolupou a tri skúšobné telesá boli zaliate za studena EpoFix živicom a tvrdidlom značky Struers. Zaliatie skúšobných telies bolo cez ich stred prerezané diamantovým kotúčom tak, aby bolo možné analyzovať prierez lomovej plochy. Prerezané vzorky boli opäť zaliate rovnakým postupom aby nedošlo k oddeleniu skúšobného telesa počas prípravy lomovej plochy na analýzu. Lomová plocha bola následne brúsená brusným papierom so zrnitosťou $1200\ \mu\text{m}$, $2400\ \mu\text{m}$ a $4000\ \mu\text{m}$ a leštená diamantovou pastou so zrnitosťou $3\ \mu\text{m}$ a $1\ \mu\text{m}$. Pre analýzu takto pripravených skúšobných telies bol použitý svetelný mikroskop Olympus GX-51.

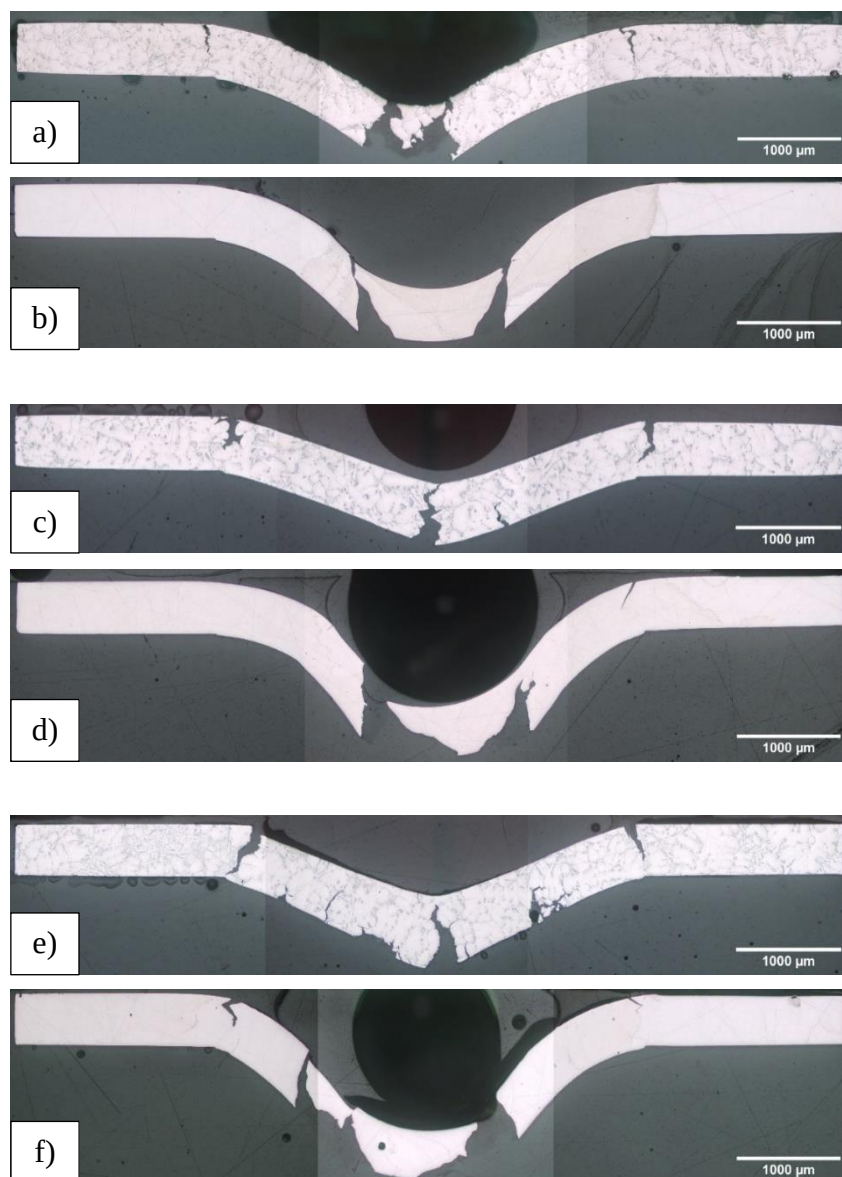
Snímky skúšobných telies bez ďalšieho spracovania sú uvedené na obr. 61. Skúšky SPT, ktoré na nich boli vykonané boli prerušené pri rôznych poklesoch zaťaženia voči maximálnej sile F_m . Na obr. 61a) a d) sú skúšobné telesá z odlievaného, resp. SLM materiálu po SPT skúške

ukončenej pri 25 % poklese zaťaženia. V prípade SLM materiálu je viac výrazné plastické správanie, ktoré sa prejavilo čiastočným oddelením stredovej časti skúšobného telesa, ktoré bolo v kontakte s razníkom, čo v prípade odlievaného materiálu nie je badateľné. Nižšie, (obr. 61b) a e) bola skúška ukončená po 40 % poklese zaťaženia voči F_m . Tvárnejšie správanie SLM materiálu je ešte výraznejšie. V odlievanom materiáli je možné pozorovať viac drobných trhlin, ktoré iniciovali od stredu. Na obr. 61c) a f) sú skúšobné telesá, ktoré boli zaťažované až do 50 % poklesu zaťaženia voči F_m . Stredová časť SLM materiálu bola úplne oddelená. V odlievanom materiáli nedošlo ani pri týchto parametroch skúšky k vytvoreniu stredovej časti, ktorá by sa oddeľovala od zvyšku telesa.



Obr. 61 Porovnanie vzhľadu skúšobných telies SPT po ukončenej skúške pri rôznych poklesoch zaťaženia voči maximálnej sile F_m (hodnoty v zátvorkách) a) L2 (25 %) b) L5 (40 %), c) L8 (50%), d) SLM2 (25 %), e) SLM5 (40 %), f) SLM8 (50 %)

Na obr. 62 sú prezentované prierezy skúšobných telies pre odlievaný a SLM materiál po SPT ukončenom pri rovnakých poklesoch zaťaženia ako v prípade obr. 61. Na obr. 62a) a b) sú skúšobné telesá z odlievaného, resp. SLM materiálu po skúške ukončenej pri 25 % poklese zaťaženia voči F_m . V SLM materiáli je znova možné pozorovať vznik stredovej časti, ktorá sa oddelila od zvyšku telesa. V prípade odlievaného materiálu je stredová časť veľmi malá a na ďalších prierezoch sa už nevyskytuje. V odlievanom materiáli je tiež zrejмый vznik trhlín aj po obvodě skúšobného telesa (disku). Na obr. 62c) a d), kde bola skúška ukončená pri 40 % poklese sily a taktiež na obr. 62e) a f), kde bola skúška ukončená po 50 % poklese sily je pre odlievaný materiál zrejмый zväčšovanie trhlín. Jednotlivé rozlomené časti odlievaných vzorkov majú skôr rovinný tvar. Pri väčšom zväčšení bolo zistené, že lom sa prednostne šírila fázou Al-Si-Mg₂-Si. V prípade SLM materiálu dochádza k zaobľovaniu tvaru skúšobného telesa podľa tvaru zakončenia razníka. Vo všetkých prípadoch je výrazná stredová časť, oddeľujúca sa od zvyšku telesa.



Obr. 62 Porovnanie prierezov skúšobných telies SPT po ukončenej skúške pri rôznych poklesoch zaťaženia voči maximálnej sile F_m (hodnoty v zátvorkách) a) L1 (25 %), b) SLM1 (25 %), c) L4 (40 %), d) SLM4 (40 %), e) L7 (50%), f) SLM7 (50%). Jednotlivé obrázky sú spojením troch snímok zo svetelného mikroskopu

5 Diskusia

Mikroštruktúra odlievaného materiálu vykazuje dendritickú štruktúru, ktorá bola spôsobená nízkou rýchlosťou ochladzovania, pričom priemerná medzidendritická vzdialenosť bola určená ako 81,88 μm . Mikroštruktúra SLM materiálu bola pozorovaná v troch rovinách voči smeru stavby, pričom bola jasne pozorovaná štruktúrna nehomogenita spôsobená špecifickými tepelnými cyklami. Vzorky ktorých roviny pozorovania boli rovnobežné so smerom stavby (SLM1 a SLM2) vykazovali takmer identickú štruktúru z dôvodu, že počas stavby bol menený smer laserových stôp. Boli identifikované hranice roztaveného kúpeľa a identifikovaný bol aj stĺpcovitý rast zŕn, popisovaný v teoretickej časti. Vzorka SLM materiálu kolmá na smer stavby vykazovala vyššiu rovnoososť v porovnaní s vzorkami rovnobežnými na smer stavby.

Porozita odlievaného materiálu bola až 10násobne vyššia v porovnaní s SLM materiálom, konkrétne 0,8065 % v odlievanom materiáli oproti 0,0757 % v SLM materiáli. Vyššiu porozitu odlievaného materiálu spôsobil pravdepodobne vysoký obsah vodíku v tavenine v kombinácii s nedostatočným odplynením a nedokonalým vysušením foriem. Nízka porozita SLM materiálu bola dosiahnutá vďaka optimálnym parametrom, ktoré mali za dôsledok správnu hodnotu objemovej energie. Vyššiu porozitu bolo v SLM vzorkách možné pozorovať na hraniciach vzorkov, kde dochádzalo k viazaniu prášku na neroztavené častice.

Mechanické vlastnosti boli podstatne lepšie pre SLM materiál. Výrazne odlišné boli plastické vlastnosti, pričom SLM materiál dosiahol 25násobnú ťažnosť a takmer päť násobnú kontrakciu oproti odlievanému materiálu. V prípade odlievaného materiálu dochádzalo k porušeniu skúšobných telies tesne za medzou klzu pri prakticky zanedbateľnej úrovni plastickej deformácie. Pri skúškach SPT bol zaznamenávaný posuv razníku. Základnou veličinou vyhodnocovanou z SPT závislosti bola sila F_e podľa metód *Mao*, *CEN*, $h/10$ a $h/100$. Ďalej bola vyhodnocovaná maximálna sila F_m , prislúchajúci posuvu razníka v_m a sila $F(\bar{v}_i)$ pri posuve razníku 0,645 mm. Na základe určených veličín a podľa rovníc a koeficientov z literatúry boli vytvorené korelácie so štandardnou skúškou ťahom.

Medza klzu bola vyhodnocovaná podľa rovnice (4) a to spôsobmi *Mao*, *CEN*, $h/10$ a $h/100$. Ako najvýhodnejší spôsob odhadu medze klzu sa javí metóda $h/10$ s koeficientmi získanými z práce [11]. Vypočítané hodnoty pre odlievaný aj SLM materiál sa od medze klzu získanou skúškou ťahom odlišovali v oboch prípadoch o menej než 5 %. Všeobecná aplikovateľnosť tejto metódy bola doložená taktiež nízkym vypočítaným koeficientom variácie.

V prípade *medze pevnosti* bola pre odlievaný materiál ako najviac odpovedajúca realite vyhodnotená metóda založená na rov. (9) s koeficientmi prevzatými zo štúdie [11]. Výsledná odchýlka od medze pevnosti získanej skúškou ťahom bola 52,54 %. V prípade SLM materiálu bola dosiahnutá oveľa nižšia odchýlka, konkrétne -4,91 %, v tomto prípade pomocou metódy založenej na rov. (8).

Pre výpočet *ťažnosti* boli použité metódy, opierajúce sa o rov. (14) a (15) s koeficientmi uvedenými v práci [11]. Pre odlievaný materiál bola pri určovaní ťažnosti dosiahnutá výrazná odchýlka nameraných hodnôt ťažnosti (viac ako 900 %) od hodnôt získaných aplikáciou oboch spomenutých rovníc, zatiaľ čo pre SLM materiál sa hodnoty líšili len v jednotkách percent. Tento výrazný rozdiel je pravdepodobne spôsobený tým, že pri skúške ťahom je zaťažovaný väčší objem skúšobného telesa a v prípade materiálu s vysokou úrovňou porozity je tak vyššia pravdepodobnosť výskytu póru o nadkritickéj veľkosti v zaťaženom objeme. Ďalším dôvodom môže byť aj to, že pôvodná štúdia [11], z ktorej boli prevzaté koeficienty určila koreláciu so

skúškou ťahom na základe priehybu, pričom hodnoty získané z SPT v experimentálnej časti diplomovej práce boli založené na posuve razníku. Odchýlka, ktorú to mohlo spôsobiť, je v porovnaní s odchýlkou pre odlievaný materiál zanedbateľná.

Youngov modul pružnosti bol vyhodnocovaný metódami, založenými na rov. (16) a (17). Použité koeficienty pre koreláciu so skúškou ťahom boli čerpané z práce [23]. Napriek nízkej konzistencii hodnôt (vysokému koeficientu variácie) bola pre odlievaný aj SLM materiál dosiahnutá vysoká presnosť. Pre odlievaný materiál bola podľa rovnice (16) odchýlka len 1,15 %. Pre SLM materiál bola odchýlka mierne vyššia, konkrétne -8,84 % pri aplikácii rov. (17). Vzťahy použité na výpočet sa teda u oboch testovaných materiálov javia ako vhodné a akceptovateľné.

Fraktografickou analýzou boli potvrdené závery, plynúce z výsledkov skúšok ťahom. Lomová plocha odlievaného materiálu bola voči normálovému napätiu orientovaná kolmo, čo je pre hliníkové zliatiny neštandardné. Dôvodom je vyššia úroveň porozity. Ďalším dôvodom môže byť aj prítomnosť krehkých fáz v dôsledku prítomnosti malého množstva železa. Na výbrusoch SPT vzorkov vykazovali rozlomené časti odlievaných skúšobných telies rovinnú plochu bez zaoblenej (splastizovanej) časti v okolí miesta pôsobenia razníka. Lomová plocha SLM skúšobných telies pre skúšku ťahom bola orientovaná štandardne 45° voči normálovému napätiu. Na SPT skúšobných telesách vznikala pod pôsobiskom razníka výrazná splastizovaná oblasť, často javiaca známky úplného oddelenia od skúšobného telesa.

6 Záver

Z analýzy štruktúry a porozity experimentálneho materiálu vyplynulo, že materiály vykazujú rozdielne formy nehomogenity. V odlievanom materiáli bola identifikovaná značná porozita, ktorej rozdelenie podľa veľkosti pórov bolo veľmi nerovnomerné. SLM materiál obsahoval menej ako desatinnú porozitu v porovnaní s odlievaným materiálom, bola ale jasne pozorovaná štruktúrna nehomogenita spôsobená výrobným procesom. Z dôvodu vysokej nerovnomernej porozity odlievaného materiálu sa získané výsledné korelácie medzi SPT a ťahovou skúškou nedajú pre odlievané materiály úplne zovšeobecniť.

Z výsledkov vyplýva, že pre experimentálny odlievaný materiál bol najspoľahlivejšie určený modul pružnosti (odchýlka +1,15 %) nasledovaný medzou klzu (odchýlka +4,17 %). Pri určovaní medze pevnosti odlievaného materiálu bola nepresnosť vyššia (odchýlka +52,54 %). Určovanie ťažnosti pre experimentálny odlievaný materiál bolo výrazne nepresné (odchýlka +923,47 %).

Spôľahlivosť korelácií pre SLM materiál bola prijateľná pre všetky zisťované materiálové charakteristiky, pričom s najvyššou presnosťou bola určená ťažnosť (odchýlka -2,52) a medza klzu (odchýlka +4,40). Primeranú spoľahlivosť vykazovali aj korelácie medze pevnosti (odchýlka -4,91 %) a modulu pružnosti (odchýlka -8,84 %).

Na základe výsledkov je možné konštatovať, že pre materiál, ktorý má vysokú porozitu (v tejto práci odlievaný materiál) je presnejší odhad materiálových charakteristík, ktoré sú spojené s elastickým správaním materiálu (R_e , E). Tieto charakteristiky boli pre odlievaný materiál pomocou metód a koeficientov z literatúry určené dokonca presnejšie než pre SLM materiál. Pri odhade vlastností, ktoré sú ovplyvňované plastickými vlastnosťami materiálu (R_m , A) je presnosť odhadu pre odlievaný materiál nižšia a v prípade ťažnosti úplne nepostačujúca. Ďalej je možné usudzovať, že nehomogenita SLM materiálu spôsobená výrobným procesom sa prejavuje v malých objemoch, ktoré sú zahrnuté v SPT skúšobných telesách, pretože hrúbka jednej SLM vrstvy je 10 násobne menšia než hrúbka SPT skúšobného telesa. Preto štruktúrna nehomogenita SLM materiálu nespôsobuje tak významné rozdiely v koreláciách so skúškou ťahom. Taktiež porozita a najmä rozdelenie pórov podľa veľkosti SLM materiálu je omnoho konzistentnejšie než pre odlievaný materiál. Z toho dôvodu je vplyv takto vzniknutej nehomogenity na koreláciu medzi SPT a skúškou ťahom menší, než vplyv výrazne veľkostne rôznorodej porozity v odlievanom materiáli. V prípade veľkého objemu materiálu (skúška ťahom) je pravdepodobnosť prítomnosti póru s nadkritickou veľkosťou vyššia než v prípade SPT skúšobného telesa, čo má za následok rozdielne správanie najmä v plastickej oblasti.

Vzhľadom k tomu, že porozitu prakticky nie je možné úplne eliminovať, bolo by vhodné pri budúcom vývoji metódy SPT zahrnúť do korelácií jej vplyv.

7 Literatúra

- [1] MANAHAN, M.P., A.S. ARGON a O.K. HARLING. The development of a miniaturized disk bend test for the determination of postirradiation mechanical properties. *Journal of Nuclear Materials*. 1981, **104**, 1545-1550. DOI: 10.1016/0022-3115(82)90820-0.
- [2] MAO, Xinyuan a Hideaki TAKAHASHI. Development of a further-miniaturized specimen of 3 mm diameter for tem disk ($\varnothing$ 3 mm) small punch tests. *Journal of Nuclear Materials* [online]. 1987, **150**(1), 42-52 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/0022-3115(87)90092-4. ISSN 00223115. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0022311587900924>
- [3] BRUCHHAUSEN, M., S. HOLMSTRÖM, I. SIMONOVSKI, T. AUSTIN, J.-M. LAPETITE, S. RIPPLINGER a F. DE HAAN. Recent developments in small punch testing: Tensile properties and DBTT. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* [online]. 2016, **86**, 2-10 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.tafmec.2016.09.012. ISSN 01678442. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167844216301677>
- [4] ARUNKUMAR, S. Overview of Small Punch Test. *Metals and Materials International* [online]. 2019, , 20 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1007/s12540-019-00454-5. ISSN 1598-9623. Dostupné z: <http://link.springer.com/10.1007/s12540-019-00454-5>
- [5] CWA 15627:2007. *Small Punch Test Method for Metallic Materials: CEN Workshop Agreement*. Brusel: CEN, 2007, 70 s.
- [6] BRUCHHAUSEN, M., E. ALTSTADT, T. AUSTIN et al. European standard on small punch testing of metallic materials. *Ubiquity Proceedings* [online]. 2018, **1**(1) [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.5334/uproc.11. ISSN 2631-5602. Dostupné z: <https://www.ubiquityproceedings.com/article/10.5334/uproc.11/>
- [7] LANCASTER, Robert, Gareth DAVIES, Henry ILLSLEY, Spencer JEFFS a Gavin BAXTER. Structural Integrity of an Electron Beam Melted Titanium Alloy. *Materials* [online]. 2016, **9**(6) [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.3390/ma9060470. ISSN 1996-1944. Dostupné z: <http://www.mdpi.com/1996-1944/9/6/470>
- [8] DYMÁČEK, Petr. Recent developments in small punch testing: Applications at elevated temperatures. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* [online]. 2016, **86**, 25-33 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.tafmec.2016.09.013. ISSN 01678442. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167844216301689>
- [9] RASCHE, Stefan a Meinhard KUNA. Improved small punch testing and parameter identification of ductile to brittle materials. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* [online]. 2015, **125**, 23-34 [cit. 2020-05-05]. DOI:

10.1016/j.ijpvp.2014.09.001. ISSN 03080161. Dostupné z:
<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0308016114000982>

- [10] MORENO, M.F., G. BERTOLINO a A. YAWNY. The significance of specimen displacement definition on the mechanical properties derived from Small Punch Test. *Materials & Design* [online]. 2016, **95**, 623-631 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matdes.2016.01.148. ISSN 02641275. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0264127516301460>
- [11] GARCÍA, T.E., C. RODRÍGUEZ, F.J. BELZUNCE a C. SUÁREZ. Estimation of the mechanical properties of metallic materials by means of the small punch test. *Journal of Alloys and Compounds* [online]. 2014, **582**, 708-717 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.jallcom.2013.08.009. ISSN 09258388. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0925838813018549>
- [12] RODRÍGUEZ, C., J. GARCÍA CABEZAS, E. CÁRDENAS, F. BELZUNCE a C. BETEGÓN. Mechanical Properties Characterization of Heat-Affected Zone Using the Small Punch Test: Use of the small punch test for the mechanical characterization of small areas such as the different zones that characterize the HAZ showed promise. *WELDING JOURNAL*. 2009, **88**(9), 188-192.
- [13] MORENO, M.F. Effects of thickness specimen on the evaluation of relationship between tensile properties and small punch testing parameters in metallic materials. *Materials & Design* [online]. 2018, **157**, 512-522 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matdes.2018.07.065. ISSN 02641275. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0264127518306051>
- [14] SHAIK, Abdul, Ashish KOLHATKAR, Vinayak SHARMA, Ran KUMAR, V. KARTHIK a R. DIVAKAR. Investigations into Effect of Specimen Diameter and Die Curvature on Small Punch Testing of Mod 9Cr–1Mo Steel. *Transactions of the Indian Institute of Metals* [online]. 2019, **72**(6), 1493-1496 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1007/s12666-019-01711-2. ISSN 0972-2815. Dostupné z: <http://link.springer.com/10.1007/s12666-019-01711-2>
- [15] RUAN, Y., P. SPÄTIG a M. VICTORIA. Assessment of mechanical properties of the martensitic steel EUROFER97 by means of punch tests. *Journal of Nuclear Materials* [online]. 2002, **307-311**(1), 236-239 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/S0022-3115(02)01194-7. ISSN 00223115. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022311502011947>
- [16] SUZUKI, M., M. ETO, K. FUKAYA et al. Evaluation of toughness degradation by small punch (SP) tests for neutron-irradiated 2Cr-1Mo steel. *Journal of Nuclear Materials* [online]. 1991, **179-181**, 441-444 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/0022-3115(91)90119-R. ISSN 00223115. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/002231159190119R>

- [17] MATOCHA, Karel, Miroslav FILIP a Šárka STEJSKALOVÁ. *DETERMINATION OF CRITICAL TEMPERATURE OF BRITTLENESS TK0 BY SMALL PUNCH TESTS*. Plzeň, Česká republika, 2012. Dostupné z: <http://comat2012.tanger.cz/en/>
- [18] KUMAR, Kundan, Arun POOLEERY, K. MADHUSOODANAN, R.N. SINGH, J.K. CHAKRAVARTTY, R.S. SHRIWASTAW, B.K. DUTTA a R.K. SINHA. Evaluation of ultimate tensile strength using Miniature Disk Bend Test. *Journal of Nuclear Materials* [online]. 2015, **461**, 100-111 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.jnucmat.2015.02.029. ISSN 00223115. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0022311515001245>
- [19] ALTSTADT, E., M. HOUSKA, I. SIMONOVSKI, M. BRUCHHAUSEN, S. HOLMSTRÖM a R. LACALLE. On the estimation of ultimate tensile stress from small punch testing. *International Journal of Mechanical Sciences* [online]. 2018, **136**, 85-93 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.12.016. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317331156>
- [20] FLEURY, E. a J.S. HA. Small punch tests to estimate the mechanical properties of steels for steam power plant: I. Mechanical strength. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* [online]. 1998, **75**(9), 699-706 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/S0308-0161(98)00074-X. ISSN 03080161. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S030801619800074X>
- [21] GIDDINGS, V.L, S.M KURTZ, C.W JEWETT, J.R FOULDS a A.A EDIDIN. A small punch test technique for characterizing the elastic modulus and fracture behavior of PMMA bone cement used in total joint replacement. *Biomaterials* [online]. 2001, **22**(13), 1875-1881 [cit. 2020-06-08]. DOI: 10.1016/S0142-9612(00)00372-0. ISSN 01429612. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142961200003720>
- [22] CUESTA, I.I., C. RODRÍGUEZ, T.E. GARCÍA a J.M. ALEGRE. Effect of confinement level on mechanical behaviour using the small punch test. *Engineering Failure Analysis* [online]. 2015, **58**, 206-211 [cit. 2020-06-08]. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2015.09.008. ISSN 13506307. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1350630715300960>
- [23] CHICA, José, Pedro BRAVO DÍEZ a Mónica PRECIADO CALZADA. Improved correlation for elastic modulus prediction of metallic materials in the Small Punch Test. *International Journal of Mechanical Sciences* [online]. 2017, **134**, 112-122 [cit. 2020-06-08]. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2017.10.006. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0020740317317976>
- [24] KAMEDA, J. a O. BUCK. Evaluation of the ductile-to-brittle transition temperature shift due to temper embrittlement and neutron irradiation by means of a small-punch test. *Materials Science and Engineering* [online]. 1986, **83**(1), 29-38 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/0025-5416(86)90171-0. ISSN 00255416. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0025541686901710>

- [25] BRUCHHAUSEN, M., S. HOLMSTRÖM, J.-M. LAPETITE a S. RIPPLINGER. On the determination of the ductile to brittle transition temperature from small punch tests on Grade 91 ferritic-martensitic steel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* [online]. 2017, **155**, 27-34 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2017.06.008. ISSN 03080161. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0308016115301162>
- [26] HURST, Roger, Yingzhi LI a Krystof TURBA. Determination of fracture toughness from the small punch test using circular notched specimens. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* [online]. 2019, **103** [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.tafmec.2019.102238. ISSN 01678442. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167844218305202>
- [27] SUÁREZ, Tomás, Cristina RODRÍGUEZ, F. BELZUNCE a I. CUESTA. Fracture toughness estimation of structural steels by means of the CTOD measured in notched small punch test specimens. In: *International Conference SSTT: Determination of mechanical properties of materials by small punch and other miniature testing techniques*. Leibnitz, Rakúsko, 2014.
- [28] DOBEŠ, F., P. DYMÁČEK a M. FRIÁK. Small punch creep of Fe-Al-Cr alloy with Ce addition and its relation to uniaxial creep tests. *Metallic Materials* [online]. 2018, **56**(04), 205-212 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.4149/km_2018_4_205. ISSN 0023432X. Dostupné z: http://www.elis.sk/index.php?page=shop.product_details&flypage=flypage.tpl&product_id=5863&category_id=144&option=com_virtuemart
- [29] CHAKRABARTY, J. A theory of stretch forming over hemispherical punch heads. *International Journal of Mechanical Sciences* [online]. 1970, **12**(4), 315-325 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/0020-7403(70)90085-8. ISSN 00207403. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0020740370900858>
- [30] LANCASTER, Robert a Spencer JEFFS. Small Punch Creep. TANSKI, Tomasz, Marek SROKA a Adam ZIELINSKI, ed., Tomasz TANSKI, Marek SROKA, Adam ZIELINSKI. *Creep* [online]. InTech, 2018 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.5772/intechopen.70375. ISBN 978-953-51-3724-5. Dostupné z: <http://www.intechopen.com/books/creep/small-punch-creep>
- [31] DYMÁČEK, Petr, Yingzhi LI, Ferdinand DOBEŠ a Paul STEVENS. New approach to determine uniaxial creep properties from small punch creep curves. *Materials at High Temperatures* [online]. 2018, **36**(2), 157-164 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1080/09603409.2018.1495876. ISSN 0960-3409. Dostupné z: <https://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/09603409.2018.1495876>
- [32] KARTHIK, V., K.V. KASIVISWANATHAN a Baldev RAJ. *Miniaturized Testing of Engineering Materials*. 1st Edition. Boca Raton, Florida: CRC Press, 2016. ISBN 9781482263916.

- [33] MERCALDI, DAVID W. *Surface sampling device*. EP-303678 B1. Přihlášeno 1987-02-24.
- [34] OMACHT, Daniel, Zdenek KUBANEK a Roman DOLEZAL. Development of Testing Machines and Equipment for Small Punch Testing, Proposals for Improvement of CWA 15627. *Key Engineering Materials* [online]. 2017, **734**, 237-248 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.734.237. ISSN 1662-9795. Dostupné z: <https://www.scientific.net/KEM.734.237>
- [35] AUERKARI, Pertti, John HALD, T. LAUSMAA a D. NESHUMAYEV. Baltica VII: Life management and maintenance for power plants. In: VEIVO, Juha a Pertti AUERKARI. *Energy Materials*. Helsinki-Stockholm, Finland: VTT Technical Research Centre of Finland, 2013, , s. 180-192. DOI: 10.1179/174892407X268831. ISBN 978-951-38-6318-0. ISSN 1748-9237. Dostupné z: <http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1179/174892407X268831>
- [36] PALANIKUMAR, K. a J. DAVIM. Electrical discharge machining: study on machining characteristics of WC/Co composites. *Machining and machine-tools* [online]. 1st. Cambridge: Elsevier, 2013, s. 135-168 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1533/9780857092199.135. ISBN 9780857091543. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780857091543500052>
- [37] SINGH, R. a S. SINGH. Additive Manufacturing: An Overview. *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering* [online]. Elsevier, 2017 [cit. 2020-05-08]. DOI: 10.1016/B978-0-12-803581-8.04165-5. ISBN 9780128035818. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780128035818041655>
- [38] ADEKANYE, S., R. MAHAMOOD, E. AKINLABI a M. OWOLABI. Additive manufacturing: the future of manufacturing. *Materiali in tehnologije* [online]. 2017, **51**(5), 709-715 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.17222/mit.2016.261. ISSN 15802949. Dostupné z: <http://mit.imt.si/Revija/izvodi/mit175/adekanye.pdf>
- [39] SOLA, Antonella a Alireza NOURI. Microstructural porosity in additive manufacturing: The formation and detection of pores in metal parts fabricated by powder bed fusion. *Journal of Advanced Manufacturing and Processing* [online]. 2019, **1**(3), 1-19 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1002/amp2.10021. ISSN 2637-403X. Dostupné z: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/amp2.10021>
- [40] HERZOG, Dirk, Vanessa SEYDA, Eric WYCISK a Claus EMMELMANN. Additive manufacturing of metals. *Acta Materialia* [online]. 2016, **117**, 371-392 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.actamat.2016.07.019. ISSN 13596454. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1359645416305158>
- [41] LI, Ruidi, Tiechui YUAN, Qingsong WEI a Lisi WANG. Effects of Thermal History and Isostatic Pressing on the Microstructure Evolution of Metallic Components Manufactured by Selective Laser Melting (SLM). *Lasers in Engineering*. 2013, **25**(1), 23-38.

- [42] CALIGNANO, Flaviana, Diego MANFREDI, Elisa AMBROSIO et al. Overview on Additive Manufacturing Technologies. *Proceedings of the IEEE* [online]. 2017, **105**(4), 593-612 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1109/JPROC.2016.2625098. ISSN 0018-9219. Dostupné z: <http://ieeexplore.ieee.org/document/7803596/>
- [43] CLOOTS, Michael, Peter UGGOWITZER a Konrad WEGENER. Investigations on the microstructure and crack formation of IN738LC samples processed by selective laser melting using Gaussian and doughnut profiles. *Materials & Design* [online]. 2016, **89**, 770-784 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.10.027. ISSN 02641275. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0264127515306055>
- [44] GALY, Cassiopée, Emilie LE GUEN, Eric LACOSTE a Corinne ARVIEU. Main defects observed in aluminum alloy parts produced by SLM: From causes to consequences. *Additive Manufacturing* [online]. 2018, **22**, 165-175 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2018.05.005. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860417303226>
- [45] WEINGARTEN, Christian, Damien BUCHBINDER, Norbert PIRCH, Wilhelm MEINERS, Konrad WISSENBACH a Reinhart POPRAWA. Formation and reduction of hydrogen porosity during selective laser melting of AlSi10Mg. *Journal of Materials Processing Technology* [online]. 2015, **221**, 112-120 [cit. 2020-05-08]. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2015.02.013. ISSN 09240136. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0924013615000564>
- [46] POLONSKY, Andrew, McLean ECHLIN, William LENTHE, Ryan DEHOFF, Michael KIRKA a Tresa POLLOCK. Defects and 3D structural inhomogeneity in electron beam additively manufactured Inconel 718. *Materials Characterization* [online]. 2018, **143**, 171-181 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matchar.2018.02.020. ISSN 10445803. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1044580317324725>
- [47] SUN, S., M. BRANDT a M. EASTON. Powder bed fusion processes. *Laser Additive Manufacturing* [online]. 1. Elsevier, 2017, s. 55-77 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/B978-0-08-100433-3.00002-6. ISBN 9780081004333. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/B9780081004333000026>
- [48] GONG, Haijun, Khalid RAFI, Hengfeng GU, Thomas STARR a Brent STUCKER. Analysis of defect generation in Ti-6Al-4V parts made using powder bed fusion additive manufacturing processes. *Additive Manufacturing* [online]. 2014, **1-4**, 87-98 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2014.08.002. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860414000074>
- [49] TAMMAS-WILLIAMS, S., P.J. WITHERS, I. TODD a P.B. PRANGNELL. Porosity regrowth during heat treatment of hot isostatically pressed additively manufactured titanium components. *Scripta Materialia* [online]. 2016, **122**, 72-76 [cit. 2020-05-08]. DOI: 10.1016/j.scriptamat.2016.05.002. ISSN 13596462. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1359646216301737>

- [50] ANTONYSAMY, A.A., J. MEYER a P.B. PRANGNELL. Effect of build geometry on the β -grain structure and texture in additive manufacture of Ti6Al4V by selective electron beam melting. *Materials Characterization* [online]. 2013, **84**, 153-168 [cit. 2020-06-28]. DOI: 10.1016/j.matchar.2013.07.012. ISSN 10445803. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1044580313002131>
- [51] GU, Dongdong, Yves-Christian HAGEDORN, Wilhelm MEINERS, Guangbin MENG, Rui BATISTA, Konrad WISSENBAACH a Reinhart POPRAWE. Densification behavior, microstructure evolution, and wear performance of selective laser melting processed commercially pure titanium. *Acta Materialia* [online]. 2012, **60**(9), 3849-3860 [cit. 2020-06-28]. DOI: 10.1016/j.actamat.2012.04.006. ISSN 13596454. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1359645412002522>
- [52] LIU, Xihe, Congcong ZHAO, Xin ZHOU, Zhijian SHEN a Wei LIU. Microstructure of selective laser melted AlSi10Mg alloy. *Materials & Design* [online]. 2019, **168** [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matdes.2019.107677. ISSN 02641275. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0264127519301145>
- [53] LEE, Yousub, Mark NORDIN, Sudarsanam BABU a Dave FARSON. Effect of Fluid Convection on Dendrite Arm Spacing in Laser Deposition. *Metallurgical and Materials Transactions B* [online]. 2014, **45**(4), 1520-1529 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1007/s11663-014-0054-7. ISSN 1073-5615. Dostupné z: <http://link.springer.com/10.1007/s11663-014-0054-7>
- [54] ROCHA, Otávio, Laércio GOMES, Daniel MOUTINHO, Ivaldo FERREIRA a Amauri GARCIA. The columnar to equiaxed transition in the directional solidification of aluminum based multicomponent alloys. *Rem: Revista Escola de Minas* [online]. 2015, **68**(1), 85-90 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1590/0370-44672015680237. ISSN 0370-4467. Dostupné z: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0370-44672015000100085&lng=en&tlng=en
- [55] TROSCH, Tanja, Johannes STRÖßNER, Rainer VÖLKL a Uwe GLATZEL. Microstructure and mechanical properties of selective laser melted Inconel 718 compared to forging and casting. *Materials Letters* [online]. 2016, **164**, 428-431 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.matlet.2015.10.136. ISSN 0167577X. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0167577X15307850>
- [56] KEMPEN, K., L. THIJS, J. VAN HUMBEECK a J.-P. KRUTH. Processing AlSi10Mg by selective laser melting: parameter optimisation and material characterisation. *Materials Science and Technology* [online]. 2014, **31**(8), 917-923 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1179/1743284714Y.0000000702. ISSN 0267-0836. Dostupné z: <http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1179/1743284714Y.0000000702>
- [57] AWD, Mustafa, Felix STERN, Alexander KAMPMANN, Daniel KOTZEM, Jochen TENKAMP a Frank WALTHER. Microstructural Characterization of the Anisotropy and Cyclic Deformation Behavior of Selective Laser Melted AlSi10Mg Structures. *Metals* [online]. 2018, **8**(10) [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.3390/met8100825. ISSN 2075-4701. Dostupné z: <http://www.mdpi.com/2075-4701/8/10/825>

- [58] ALSALLA, Hamza, Christopher SMITH a Liang HAO. Effect of build orientation on the surface quality, microstructure and mechanical properties of selective laser melting 316L stainless steel. *Rapid Prototyping Journal* [online]. 2018, **24**(1), 9-17 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1108/RPJ-04-2016-0068. ISSN 1355-2546. Dostupné z: <https://www.emerald.com/insight/content/doi/10.1108/RPJ-04-2016-0068/full/html>
- [59] HARTUNIAN, Patrick a Mohsen ESHRAGHI. Effect of Build Orientation on the Microstructure and Mechanical Properties of Selective Laser-Melted Ti-6Al-4V Alloy. *Journal of Manufacturing and Materials Processing* [online]. 2018, **2**(4) [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.3390/jmmp2040069. ISSN 2504-4494. Dostupné z: <http://www.mdpi.com/2504-4494/2/4/69>
- [60] TANG, Ming a P. PISTORIUS. Oxides, porosity and fatigue performance of AlSi10Mg parts produced by selective laser melting. *International Journal of Fatigue* [online]. 2017, **94**, 192-201 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2016.06.002. ISSN 01421123. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112316301463>
- [61] BARTLETT, Jamison a Xiaodong LI. An overview of residual stresses in metal powder bed fusion. *Additive Manufacturing* [online]. 2019, **27**, 131-149 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2019.02.020. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S221486041930051X>
- [62] DENLINGER, Erik, Michael GOUGE, Jeff IRWIN a Pan MICHALERIS. Thermomechanical model development and in situ experimental validation of the Laser Powder-Bed Fusion process. *Additive Manufacturing* [online]. 2017, **16**, 73-80 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2017.05.001. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860417300441>
- [63] SIMSON, Thomas, Andreas EMMEL, Anja DWARS a Juliane BÖHM. Residual stress measurements on AISI 316L samples manufactured by selective laser melting. *Additive Manufacturing* [online]. 2017, **17**, 183-189 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2017.07.007. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860417301604>
- [64] VASTOLA, G., G. ZHANG, Q.X. PEI a Y.-W. ZHANG. Controlling of residual stress in additive manufacturing of Ti6Al4V by finite element modeling. *Additive Manufacturing* [online]. 2016, **12**, 231-239 [cit. 2020-05-05]. DOI: 10.1016/j.addma.2016.05.010. ISSN 22148604. Dostupné z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214860416300951>
- [65] *DIN 50125: Testing of metallic materials - Tensile test pieces*. Deutsches Institut für Normung E.V. (DIN), 2016.

8 Použité symboly a skratky

Symbol	Jednotka	Popis
D_S	[mm]	Priemer skúšobného telesa SPT
h	[mm]	Hrúbka skúšobného telesa SPT
h_f	[mm]	Hrúbka skúšobného telesa SPT v blízkosti lomu
D	[mm]	Priemer otvoru spodnej upínacej hlavy
r	[mm]	Polomer zakončenia razníka
L	[mm]	Skosenie hrany spodnej upínacej hlavy
r_z	[mm]	Zaoblenie hrany spodnej upínacej hlavy
F	[N]	Sila
F_m	[N]	Maximálne zaťaženie razníkom
F_e	[N]	Sila, pri ktorej dochádza k odklonu od linearity
$F_{e(Mao)}$	[N]	Sila odklonu od linearity podľa [2]
$F_{e(CEN)}$	[N]	Sila odklonu od linearity podľa [5]
$F_{e(inf)}$	[N]	Sila odklonu od linearity podľa inflexného bodu v lineárnej oblasti
$F_{e(h/10)}$	[N]	Sila odklonu od linearity podľa rovnobežky s elastickou oblasťou posunutou o $h/10$
$F_{e(h/100)}$	[N]	Sila odklonu od linearity podľa rovnobežky s elastickou oblasťou posunutou o $h/100$
F_{1p}	[N]	Sila, pri ktorej došlo k poklesu zaťaženia o viac ako 10 %
u	[mm]	Priehyb skúšobného telesa SPT
u_m	[mm]	Maximálny priehyb skúšobného telesa SPT
v	[mm]	Posuv razníku
v_m	[mm]	Maximálny posuv razníku
u_A	[-]	Regresný parameter bilineárnej metódy
u_B	[-]	Nezávislý parameter bilineárnej metódy

v_0, v_A	[-]	Regresné parametre trilineárnej metódy
v_B	[-]	Nezávislý parameter trilineárnej metódy
u_f	[mm]	Priehyb, pri ktorom dôjde k poklesu zaťaženia voči voči maximálnej hodnote o 20 %
$u_{\min}$	[mm]	Priehyb skúšobného telesa SPT pri creepovej skúške, pri ktorom je dosiahnutá najnižšia rýchlosť priehybu
$\dot{u}_{\min}$	[mm/s]	Rýchlosť priehybu skúšobného telesa SPT pri creepovej skúške
$\bar{u}_i$	[mm]	Priehyb skúšobného telesa SPT, pri ktorom dochádza k plastickej nestabilite
$\bar{v}_i$	[mm]	Posuv razníku, pri ktorom dochádza k plastickej nestabilite v skúšobnom telese SPT
v_{1p}	[mm]	Posuv razníku, pri ktorom došlo k poklesu zaťaženia o viac ako 10 %
δ	[mm]	Deformácia skúšobného telesa SPT pri porovnávaní umiestnenia extenzometrov
δ_N	[mm]	Posuv zaznamenaný extenzometrom umiestneným medzi priečnikom a hornou časťou konštrukcie
δ_{EXT}	[mm]	Posuv zaznamenaný extenzometrom umiestneným medzi razníkom a stredovou konštrukciou
δ_{BOT}	[mm]	Priehyb zaznamenaný extenzometrom umiestneným pod stredom spodnej časti skúšobného telesa SPT
ε	[-]	Relatívne predĺženie
$\dot{\varepsilon}$	[s ⁻¹]	Rýchlosť deformácie
$\dot{\varepsilon}_{\min}$	[h ⁻¹]	Rýchlosť deformácie skúšobného telesa pri klasickej creepovej skúške
E	[GPa]	Modul pružnosti
σ	[MPa]	Napätie
R_e	[MPa]	Medza klzu
α_1, α_2	[-]	Testovacie konštanty pre odhad medze skzu
R_m	[MPa]	Medza pevnosti
$\beta_1, \beta_2, \beta'_1, \beta'_2, \beta_{Rm,u}, \beta_{Rm,v}$	[-]	Testovacie konštanty pre odhad medze pevnosti

R^2	[-]	Koeficient determinácie
A	[%]	Ťažnosť
A_E	[mm ⁻¹]	Koeficient pre výpočet modulu pružnosti
S_{ini}	[N/mm]	Počiatočný sklon SPT krivky
λ	[-]	Koeficient pre výpočet modulu pružnosti
E^{SP}	[J]	Lomová energia
f_A, f_B	[-]	Regresné parametre bilineárnej a trilineárnej metódy
T	[K]	Teplota
T_{CVN}	[K]	Tranzitná teplota získaná skúškou rázom v ohybe
T_{SP}	[K]	Tranzitná teplota získaná pomocou lomovej energie SPT
$T_{SP,\varepsilon}$	[K]	Tranzitná teplota získaná pomocou efektívnej lomovej deformácie
E_n	[m]	Normalizovaná lomová energia
E_{US}	[m]	Horná hranica normalizovanej lomovej energie
E_{LS}	[m]	Dolná hranica normalizovanej lomovej energie
C	[-]	Parameter pre výpočet tranzitnej teploty získanej pomocou lomovej energie SPT
α	[-]	Prepočtový parameter medzi tranzitnou teplotou získanou pomocou SPT a skúškou rázom v ohybe
ε_f	[-]	Efektívna lomová deformácia
ε_{US}	[-]	Horná hranica efektívnej lomovej deformácie
ε_{LS}	[-]	Dolná hranica efektívnej lomovej deformácie
C'	[-]	Parameter pre výpočet tranzitnej teploty získanej pomocou efektívnej lomovej deformácie
K_{IC}	[MPa.m ^{0,5}]	Kritický súčiniteľ intenzity napätia
ε_{qf}	[-]	Ekvivalentná lomová deformácia
J_{IC}	[kJ/m ²]	Kritická hodnota J-integrálu

J_0	[kJ/m ²]	Empiricky získaná konštanta pre výpočet kritickej hodnoty J-integrálu
k	[-]	Empiricky získaná konštanta pre výpočet kritickej hodnoty J-integrálu
C_K	[MPa ^{1/3} .m ^{1/2}]	Empiricky získaná konštanta pre výpočet kritického súčiniteľa intenzity napätia
δ	[mm]	Roztvorenie trhliny (klasická skúška)
δ_{SPT}	[mm]	Roztvorenie vrubu v skúšobnom telese SPT
$\delta_{\text{ini_SPT}}$	[mm]	Roztvorenie vrubu v skúšobnom telese SPT, ktoré spôsobí šírenie trhliny
t	[s]/ [h]	Čas
t_f	[s]/ [h]	Doba do lomu pri creepovom teste
$k_{\text{SP}}, B, m, C_{\text{CR}}, q$	[-]	Empirické korelačné faktory pre výpočet creepových vlastností podľa Chakrabartyho teórie
ψ	[m ²]	Parameter vyjadrujúci vzťah medzi creepovými vlastnosťami klasického a SPT skúšobného telesa
E_V	[J/mm ³]	Objemová hustota energie
E_l	[J/mm]	Lineárna hustota energie
P	[W]	Výkon
v_{AM}	[mm/s]	Rýchlosť skenovania
h_{AM}	[mm]	Vzdialenosť medzi stopami
t_{AM}	[mm]	Hrúbka vrstvy
T_L	[°C] / [K]	Teplota likvidu
T_S	[°C] / [K]	Teplota solidu
d_s	[mm]	Priemer laserového lúču
R_D	[-] / [%]	Porozita
ρ_e	[kg/m ³]	Nameraná hustota
ρ_n	[kg/m ³]	Nominálna hustota
PAR	[-]	Parameter určujúci tvar zrna

a	[μm]	Dĺžka najdlhšej poloosi aproximovaného elipsoidu
b	[μm]	Dĺžka druhej najdlhšej poloosi aproximovaného elipsoidu
G	[K/m]	Teplotný gradient
R	[K/s]	Rýchlosť tuhnutia
T_{max}	[$^{\circ}\text{C}$] / [K]	Maximálna teplota dosiahnutá v roztavenom kúpeli
d	[μm]	Veľkosť zrna
σ_A	[MPa]	Amplitúda napätia
N	[-]	Počet cyklov pri únavovom namáhaní

Skratka	Význam
RTG	Röntgenové žiarenie
SPT	Small Punch Test
SPC/SPCT	Small Punch Creep
ST	Skúšobné Teleso
HRC	Skúška tvrdosti podľa Rockwella
MKP	Metóda Konečných Prvkov
DBTT	Ductile – Brittle Transition Temperature
JAERI	Japanese Atomic Energy Research Institute
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
EDM	Electrical Discharge Machining
AM	Additive Manufacturing
PBF	Powder Bed Fusion
SLM	Selective Laser Melting
EBM	Electron Beam Melting
SLS	Selective Laser Sintering
DMLS	Direct Metal Laser Sintering
CTR	Critical Temperature Range
OH	Over Heating
HIP	Hot Isostatic Pressing
EBSD	Electron Backscatter Diffraction
CET	Columnar to Equiaxed Transition
FCC	Face – Centered Cubic structure
BCC	Body – Centered Cubic structure

9 Zoznam obrázkov a tabuliek

Obr. 1	Princíp SPT (upravené podľa [7]).....	3
Obr. 2	Charakteristická závislosť sily na posunutí razníku pre SPT (upravené podľa [9])	4
Obr. 3	Skúšobné zariadenie pre SPT (upravené podľa [6])	5
Obr. 4	a) Zariadenie s rôzne umiestnenými extenzometrami b) získané závislosti <i>sila – posuv</i> (upravené podľa [10]).....	6
Obr. 5	Rôzne metódy určenia zaťaženia F_e [11]	7
Obr. 6	Výpočet sily F_e , pri ktorej dochádza k odklonu od linearity a) bilineárna metóda b) trilineárna metóda (upravené podľa [6]).....	8
Obr. 7	Vplyv hrúbky h skúšobného telesa (upravené podľa [9]).....	10
Obr. 8	Vplyv priemeru D_s skúšobného telesa (upravené podľa [14])	10
Obr. 9	Vplyv polomeru r zakončenia razníka [9]	10
Obr. 10	Vplyv polomeru zaoblenia hrany r_z spodnej upínacej hlavy [9]	10
Obr. 11	Porovnanie rôznych metód pre výpočet medze klzu a) $F_e (M_{ao})/h^2$ b) $F_e (h/10)/h^2$ (upravené podľa [11])	12
Obr. 12	Porovnanie rôznych metód pre výpočet medze pevnosti a) F_m/h^2 b) $F_m/(h \cdot v_m)$ (upravené podľa [11])	14
Obr. 13	Porovnanie materiálov s rôznou ťažnosťou a) prieťah skúšobného telesa b) posuv razníku [20]	14
Obr. 14	Porovnanie rôznych metód pre výpočet ťažnosti a) u_m b) u_m/h (upravené podľa [11])	16
Obr. 15	SPT krivka s náhlými poklesmi zaťaženia [6]	18
Obr. 16	Tranzitná krivka feriticko-martenzitickej ocele získaná pomocou SPT [25]	18
Obr. 17	Skúšobné telesá pre zisťovanie lomovej húževnatosti pomocou SPT a) predbežná norma [6] b) práca [27]	19
Obr. 18	SPC závislosť prieťahu a logaritmu rýchlosti prieťahu skúšobného telesa na čas (upravené podľa [6]).....	21
Obr. 19	Závislosť korelačného faktoru k_{SP} na zaťažení (upravené podľa [31]).....	21
Obr. 20	Porovnanie štandardnej creepovej skúšky a odhadov z SPC a) závislosť rýchlosti deformácie na napätí b) závislosť doby do lomu na napätí (upravené podľa [31])	22

Obr. 21	a) Zariadenie a princíp mechanického odberu vzorky pre SPT b) Rezný nôž a odobraný materiál (upravené podľa [34]).....	22
Obr. 22	a) Priebeh napätia v stene potrubia po mechanickom odbere b) Veľkosť napätia v zaťaženom potrubí pre rôzne hĺbky mechanického odberu [35].....	23
Obr. 23	a) Princíp elektroerozívneho obrábania [36] b) Odobraný materiál pomocou mechanického odberu a skúšobné telesá vyrezané pomocou EDM [5]	23
Obr. 24	Princíp SLM (upravené podľa [41])	25
Obr. 25	Roztavený kovový kúpeľ vznikajúci pri SLM (upravené podľa [43])	26
Obr. 26	Vplyv spracovania prášku na porozitu a) externé vysušovanie b) interné vysušovanie (upravené podľa [45])	27
Obr. 27	a) Výskyt rôznych typov pórov v závislosti na výkone laseru a rýchlosti skenovania b) percentuálny podiel porozity v závislosti na rýchlosti skenovania pre výkon laseru 120 W (upravené podľa [48]).....	28
Obr. 28	Stĺpcovitá morfológia zŕn zliatiny Inconel 718 vyrobenej pomocou EBM s farebne označenou orientáciou (upravené podľa [46])	30
Obr. 29	Rovnoosé zrná (nepriehľadné) nad defektmi (šedá) v mikroštruktúre podľa obr. 28 tvorenou prevažne stĺpcovitými zrnami (priehľadné) (upravené podľa [46])	30
Obr. 30	Plocha zŕn na reze vzorky AlSi10Mg vyrobenej pomocou SLM pri rôznych výkonoch laseru a) rez rovnobežný so smerom stavby b) rez kolmý na smer stavby (upravené podľa [52])	31
Obr. 31	Rozloženie veľkosti zŕn typických pre SLM, kovanie a odlievanie. SLM $\perp$ značí veľkosť zŕn v rovine kolmej na smer stavby, SLM $\parallel$ v rovine rovnobežnej so smerom stavby (upravené podľa [55]).....	33
Obr. 32	Vplyv orientácie skúšobných telies počas stavby na a) pevnostné vlastnosti b) únavové vlastnosti (upravené podľa [57])	34
Obr. 33	Zostatkové napätia v smere osi x v dôsledku SLM procesu (upravené podľa [62])	35
Obr. 34	Schematické znázornenie napätia pri nanášaní vrstvy počas tavenia a tuhnutia (upravené podľa [61]).....	35
Obr. 35	Polotovár SLM.....	36
Obr. 36	Znázornenie súradnicového systému pre popis orientácie odobraných vzoriek....	37
Obr. 37	Mikroštruktúra odlievaného materiálu. L1 – a), b), c); L2 – d), e), f). Na snímkach a) a d) sú vyznačené miesta určovania medzidendritickej vzdialenosti.	38

Obr. 38	Mikroštruktúra SLM materiálu v rovine rovnobežnej so smerom stavby. SLM1 – a), b), c); SLM2 – d), e), f). Na snímkach c) a f) sú zvýraznené hranice roztaveného kúpeľa.	39
Obr. 39	Mikroštruktúra SLM materiálu v rovine kolmej na smer stavby, vzorka SLM 3. Na snímku d) je zvýraznená hranica roztaveného kúpeľa.	40
Obr. 40	Snímky vzoriek z odlievaného materiálu, z ktorých bola vyhodnocovaná porozita 41 a) L1 b) L2.....	41
Obr. 41	Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre vzorky L1 a L2.....	42
Obr. 42	Podiely z celkového počtu pórov a z porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov pre odlievaný materiál.....	42
Obr. 43	Snímky vzoriek z SLM materiálu, z ktorých bola vyhodnocovaná porozita a) SLM1 () b) SLM2 () c) SLM2 ($\perp$).....	43
Obr. 44	Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre vzorky SLM1, SLM2 a SLM3.....	43
Obr. 45	a) Porozita jednotlivých SLM vzorkov rozdelená podľa plochy pórov b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov	44
Obr. 46	Porovnanie porozity, počtu pórov na jednotku plochy a priemernej plochy pórov pre odlievaný a SLM materiál.....	45
Obr. 47	a) Porozita odlievaného a SLM materiálu podľa plochy pórov b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov odlievaného a SLM materiálu	45
Obr. 48	a) Porozita odlievaného a SLM materiálu rozdelená podľa plochy pórov b) podiel z celkového počtu pórov a porozity pre jednotlivé intervaly plochy pórov pre odlievaný a SLM materiál.....	46
Obr. 49	Skúšobné teleso DIN 50125 – B 6×30 [65].....	47
Obr. 50	Skúšobné telesá pre skúšku ťahom a) odlievaný materiál b) SLM materiál	48
Obr. 51	Porovnanie mechanických vlastností odlievaného a SLM materiálu a) medza klzu a medza pevnosti b) ťažnosť a kontrakcia.....	49
Obr. 52	Skúšobné teleso pre skúšku SPT podľa [5].....	49
Obr. 53	Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu R_e na základe výsledkov SPT a) odlievaný materiál b) SLM materiál.....	52
Obr. 54	Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu R_m na základe SPT a) odlievaný materiál b) SLM materiál	54

Obr. 55	Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu A na základe SPT a) odlievaný materiál b) SLM materiál.	56
Obr. 56	Porovnanie rôznych spôsobov výpočtu E na základe SPT a) odlievaný materiál b) SLM materiál.	58
Obr. 57	Porovnanie odchýlok vypočítanej medze klzu od medze klzu získanej skúškou ťahom.....	59
Obr. 58	Porovnanie odchýlok vypočítanej medze pevnosti od medze pevnosti získanej skúškou ťahom.....	59
Obr. 59	Porovnanie odchýlok materiálových charakteristik vypočítaných na základe výsledkov SPT od charakteristík získaných skúškou ťahom a) ťažnosť b) modul pružnosti.....	60
Obr. 60	Lomové plochy skúšobných telies pre skúšku ťahom a), b) odlievaný materiál c), d) SLM materiál.	61
Obr. 61	Porovnanie vzhľadu skúšobných telies SPT po ukončenej skúške pri rôznych poklesoch zaťaženia voči maximálnej sile F_m (hodnoty v zátvorkách) a) L 2 (25 %) b) L 5 (40 %), c) L 8 (50%), d) SLM 2 (25 %), e) SLM 5 (40 %), f) SLM 8 (50 %)	62
Obr. 62	Porovnanie prierezov skúšobných telies SPT po ukončenej skúške pri rôznych poklesoch zaťaženia voči maximálnej sile F_m (hodnoty v zátvorkách) a) L1 (25 %), b) SLM1 (25 %), c) L4 (40 %), d) SLM4 (40 %), e) L7 (50%), f) SLM7 (50%). Jednotlivé obrázky sú spojením troch snímkov zo svetelného mikroskopu	63

Tab. 1	Rozmery skúšobného zariadenia pre klasické a miniatúrne ST [6]	9
Tab. 2	Navrhované hodnoty koeficientu α_1 pre oceli s medzou klzu medzi 200 MPa a 1000 MPa [6]	13
Tab. 3	Koeficienty rovníc (12) a (13) pre výpočet medze pevnosti	15
Tab. 4	Chemické zloženie zliatiny AlSi7Mg0,6 podľa normy EN AC-42200 (N) a namerané hodnoty v odlievanom (L) a laserovo tavenom (SLM) stave	36
Tab. 5	Hodnoty porozity pre jednotlivé vzorky	46
Tab. 6	Priemerné hodnoty porozity odlievaného a SLM materiálu	47
Tab. 7	Tvrdosť odlievaného a SLM materiálu	47
Tab. 8	Rozmery skúšobného telesa DIN 50125 – B 6×30 [63] (rozmery v mm)	48
Tab. 9	Mechanické vlastnosti odlievaného materiálu	48
Tab. 10	Mechanické vlastnosti SLM materiálu	49
Tab. 11	Charakteristické veličiny z SPT závislosti pre odlievaný materiál	50
Tab. 12	Charakteristické veličiny z SPT závislosti pre SLM materiál	50
Tab. 13	Rôzne spôsoby určovania medze klzu podľa rov. (4)	51
Tab. 14	Koeficienty α_1 po korelácii so skúškou ťahom	51
Tab. 15	Medze klzu R_e vypočítané na základe jednotlivých modelov	52
Tab. 16	Odchýlky vypočítanej R_e od R_e zo skúšky ťahom	52
Tab. 17	Parametre rovníc (8), (9) a (13)	53
Tab. 18	Koeficienty $\beta_1, \beta_2, \beta'_1, \beta'_2$ a $\beta_{Rm,v}$ po korelácii so skúškou ťahom	53
Tab. 19	Medze pevnosti R_m vypočítané podľa jednotlivých metód	54
Tab. 20	Odchýlky vypočítanej R_m od R_m zo skúšky ťahom	54
Tab. 21	Rôzne spôsoby určovania ťažnosti podľa rovníc (14) a (15)	55
Tab. 22	Koeficienty γ a γ' po korelácii so skúškou ťahom	55
Tab. 23	Ťažnosti A vypočítané podľa jednotlivých metód	56
Tab. 24	Odchýlky vypočítanej A od A zo skúšky ťahom	56
Tab. 25	Rôzne spôsoby určovania modulu pružnosti podľa rov. (16) a (17)	57
Tab. 26	Koeficienty A_E a λ po korelácii so skúškou ťahom	57

Tab. 27	Moduly pružnosti E vypočítané podľa jednotlivých metód.....	58
Tab. 28	Odchýlky vypočítaného E od E zo skúšky ťahom.....	58

10 Zoznam príloh

Príloha č.1 – Záznam skúšky ťahom odlievaného materiálu

Príloha č.2 – Záznam skúšky ťahom SLM materiálu

Príloha č.3 – Záznam Small Punch Testu odlievaného materiálu

Príloha č.4 – Záznam Small Punch Testu SLM materiálu

Test report

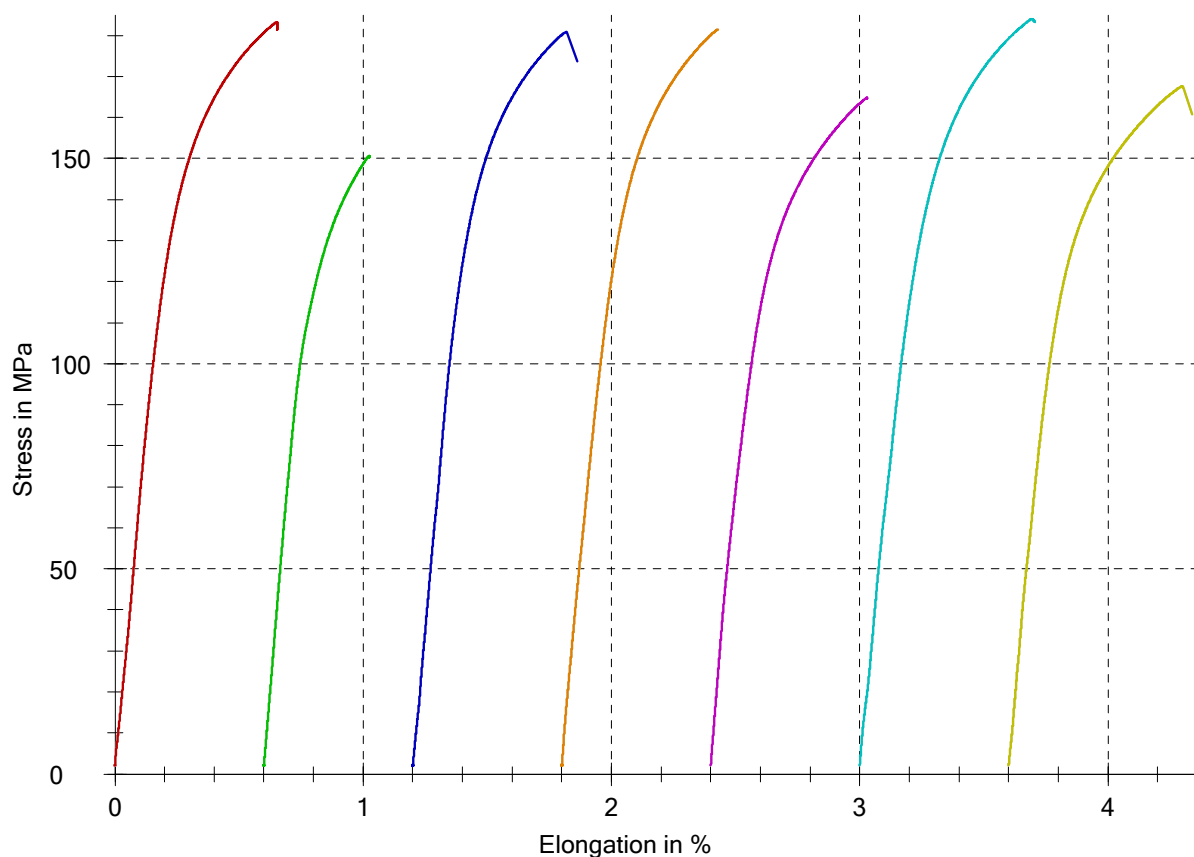
Test standard : ČSN EN ISO 6892-1 (2017)
 Material : AlSi7Mg0,6 - LITÝ
 Specimen type : DIN 50125, Form B, 6x30 mm
 Machine data : Zwick/Roell Z250, Loadcell: 150 kN, Extensometer: MultiXtens

Pre-load : 2 MPa
 Speed, Youngs Modulus : 0,00007 1/s
 Test speed : 0,00025 1/s

Test results:

Legend	Specimen ID	d ₀ mm	L ₀ mm	E GPa	R _{p0.2} MPa	R _m MPa	A _g %	A %	Z %
	L1	6,006	30,00	66,69	170,3	183,2	0,38	0,38	1,53
	L2	6,016	30,00	73,10	148,8	150,7	0,22	0,22	3,98
	L3	5,868	30,00	69,61	169,1	180,8	0,36	0,41	4,32
	L4	6,025	30,00	63,29	170,2	181,4	0,35	0,35	1,82
	L5	5,999	30,00	66,68	150,3	164,9	0,39	0,39	2,78
	L6	6,013	30,00	64,39	168,7	184,0	0,41	0,42	1,09
	L7	6,031	30,00	64,49	150,9	167,6	0,44	0,49	1,36

Series graph:



Test report

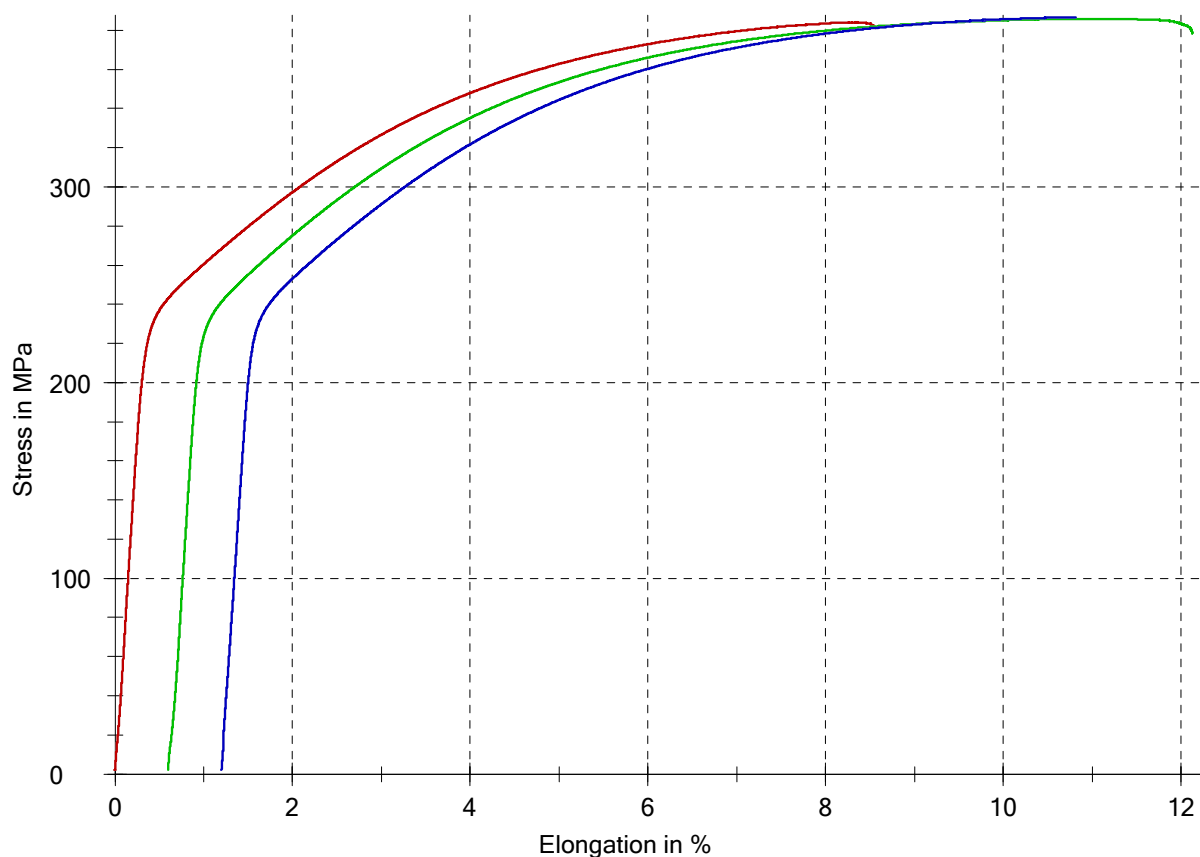
Test standard : ČSN EN ISO 6892-1 (2017)
 Material : AlSi7Mg0,6 - SLM
 Specimen type : DIN 50125, Form B, 6x30 mm
 Machine data : Zwick/Roell Z250, Loadcell: 150 kN, Extensometer: MultiXtens

Pre-load : 2 MPa
 Speed, Youngs Modulus : 0,00007 1/s
 Test speed : 0,00025 1/s

Test results:

Legend	Specimen ID	d ₀ mm	L ₀ mm	E GPa	R _{p0.2} MPa	R _m MPa	A _g %	A %	Z %
■	SLM1	6,006	30,00	73,17	239,6	384,1	7,80	8,03	9,46
■	SLM2	5,991	30,00	72,43	238,6	385,9	9,72	10,98	15,13
■	SLM3	6,014	30,00	68,47	240,9	386,5	8,99	9,05	11,12

Series graph:



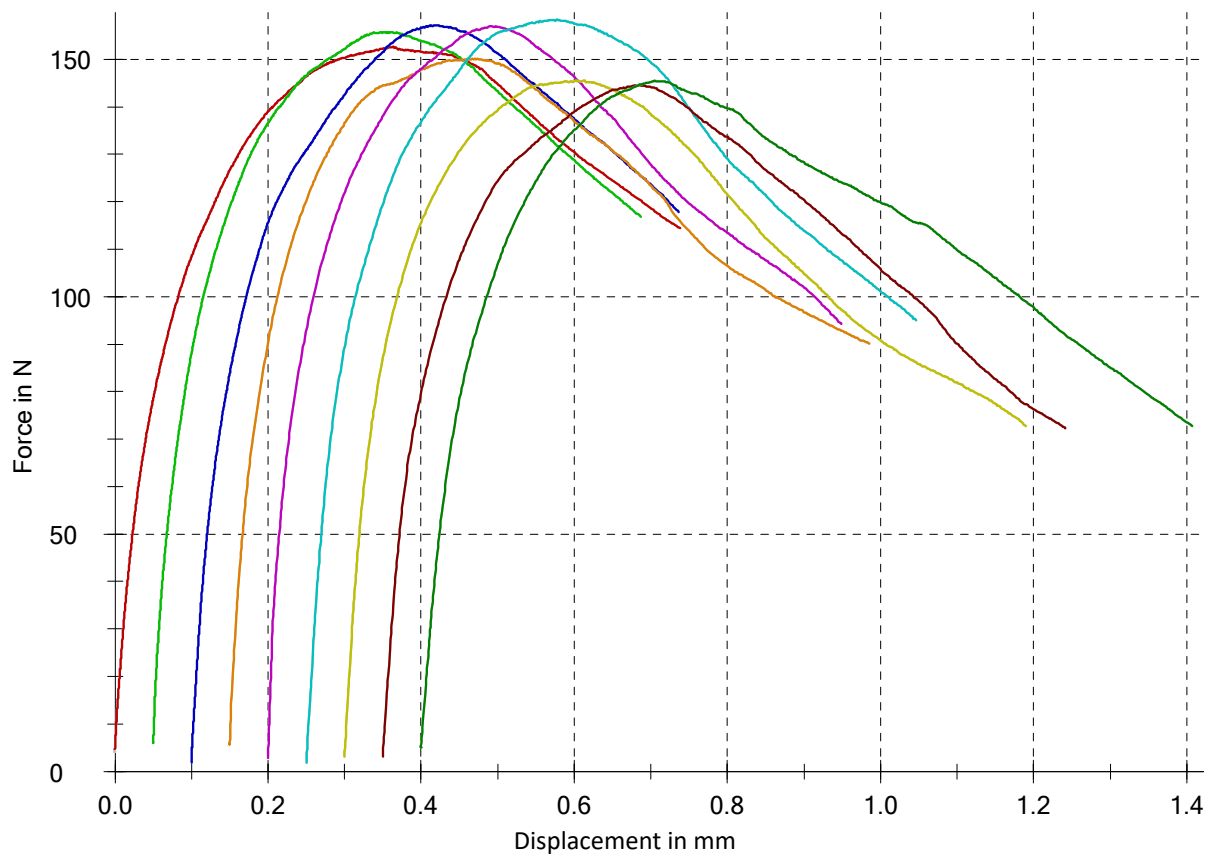
Test report

Material : AlSi7Mg0,6 - LITÝ
 Specimen type : SPT diameter: 8,0 mm, thickness:0,50 mm
 Note :
 Machine data : ZWICK/ROELL Z 250, Loadcell: 50 kN, Sensor: MultiXtens
 Pre-load : 4 N
 Speed, Youngs Modulus : 1 mm/min
 Test speed : 1 mm/min

Test results:

Legend	Specimen ID	Notes	h ₀ mm	E _{mod} N/mm	F p0.1% N	F p0.2% N	F _{max} N	dL at F _{max} mm	F _{Break} N	dL at break mm
	L1	Test end: 25%Fm	0,504	2194	75,9	92,1	152,7	0,36	114,5	0,74
	L2	Test end: 25%Fm	0,500	3044	75,9	95,5	155,8	0,31	116,9	0,64
	L3	Test end: 25%Fm	0,498	2604	78,2	96,0	157,2	0,32	117,9	0,64
	L4	Test end: 40%Fm	0,496	3077	79,6	98,2	150,1	0,32	90,1	0,84
	L5	Test end: 40%Fm	0,502	4643	73,7	92,3	157,0	0,29	94,2	0,75
	L6	Test end: 40%Fm	0,506	2582	87,5	103,0	158,4	0,33	95,0	0,80
	L7	Test end: 50%Fm	0,494	2653	82,1	98,3	145,5	0,31	72,8	0,89
	L8	Test end: 50%Fm	0,487	2351	76,8	91,3	144,6	0,33	72,3	0,89
	L9	Test end: 50%Fm	0,495	2063	79,0	93,0	145,5	0,30	72,7	1,01

Series graph:



Test report

Material : AlSi7Mg0,6 - SLM
 Specimen type : SPT diameter: 8,0 mm, thickness:0,50 mm
 Machine data : ZWICK/ROELL Z 250, Loadcell: 50 kN, Sensor: MultiXtens
 Pre-load : 4 N
 Speed, Youngs Modulus : 1 mm/min
 Test speed : 1 mm/min

Test results:

Legend	Specimen ID	Notes	h ₀ mm	E _{mod} N/mm	F p0.1% N	F p0.2% N	F _{max} N	dL at F _{max} mm	F _{Break} N	dL at break mm
	SLM1	Test end: 25%Fm	0,501	2177	117,5	151,9	386,8	0,82	290,1	1,08
	SLM2	Test end: 25%Fm	0,501	2412	122,7	154,7	387,0	0,80	290,2	1,10
	SLM3	Test end: 25%Fm	0,500	2043	117,0	153,9	367,9	0,71	275,7	1,09
	SLM4	Test end: 40%Fm	0,493	3344	101,3	133,3	368,8	0,71	221,3	1,11
	SLM5	Test end: 40%Fm	0,495	2875	117,5	148,6	376,8	0,76	226,0	1,04
	SLM6	Test end: 40%Fm	0,508	2734	128,4	161,0	390,3	0,68	234,1	1,12
	SLM7	Test end: 50%Fm	0,490	3260	115,7	147,6	369,7	0,76	184,8	1,17
	SLM8	Test end: 50%Fm	0,502	2764	134,6	165,6	348,4	0,59	173,4	1,21
	SLM9	Test end: 50%Fm	0,497	2533	118,8	149,5	368,4	0,70	184,2	1,22

Series graph:

