



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE

INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

MECHANICKÉ CHOVÁNÍ OCELI STRENX ZA VYSOKÝCH RYCHLOSTÍ DEFORMACE

MECHANICAL BEHAVIOUR OF STRENX STEEL AT HIGH STRAIN RATES

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Matěj Basler

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Miroslav Jopek, Ph.D.

BRNO 2024

Zadání diplomové práce

Ústav:	Ústav strojírenské technologie
Student:	Bc. Matěj Basler
Studijní program:	Strojírenská technologie
Studijní obor:	Strojírenská technologie a průmyslový management
Vedoucí práce:	Ing. Miroslav Jopek, Ph.D.
Akademický rok:	2023/24

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:

Mechanické chování oceli Strenx za vysokých rychlostí deformace

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Experimentální zkoušky materiálů za vysokých rychlostí deformace s důrazem na vliv anizotropie u vysokopevné oceli Strenx. Předpoklad je návrh a realizace tlakových zkoušek za kvazistatických a dynamických podmínek zatěžování při rychlostech deformace do 10^5 s⁻¹. Dále porovnání výsledků experimentů s výsledky numerické simulace.

Cíle diplomové práce:

- Vypracovat literární studii se zaměřením na problematiku vysokých rychlostí deformace.
- Zhodnotit současný stav a problémy spojené se zkouškami materiálů za vysokých rychlostí deformace.
- Provést experimentální zkoušky za kvazistatických a dynamických podmínek.
- Popsat materiálový model na základě prakticky provedených kvazistatických a dynamických zkoušek materiálů za vysokých rychlostí deformace pro ploché případně kruhové vzorky.
- Porovnat a zhodnotit výsledky experimentů s numerickou simulací pro konkrétní typ materiálu.

Seznam doporučené literatury:

MEYERS, Marc André. Dynamic Behavior of Materials. Marc. A. Meyers. 1 edice. New York : John Wiley & Sons, Inc., 1994. 668 s. A Wiley Interscience Publication. ISBN 0-471-58262-X.

GILLIS, Peter a GROSS, Ted. Effect of Strain Rate on Flow Properties. Metals handbook, 9 edice, roč. 8 – Mechanical Testing. American Society for Metals, Ohio, 1985.

NOWACKI, Wojciech a KLEPACZKO, Janusz. New Experimental Methods in Material Dynamics and Impact. In Trends in Mechanics of Materials. Roč 3, 2003.

JOPEK, Miroslav. Modelování mechanického chování ocelí za vyšších rychlostí deformace, PhD thesis, Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Brno, 2003. ISBN 80-214-2437-0.

KUNČICKÁ, Lenka; JOPEK, Miroslav; KOCICH, Radim a DVOŘÁK, Karel. Determining Johnson-Cook Constitutive Equation for Low-Carbon Steel via Taylor Anvil Test. *Materials*, 2021, roč. 14, č. 17, s. 1-15. ISSN 1996-1944.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2023/24

V Brně, dne

L. S.

Ing. Jan Zouhar, Ph.D.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jiří Hlinka, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá popsáním chování vysokopevnostní oceli Strenx za kvazistatických a dynamických podmínek s důrazem na vliv anizotropie. Za nízkých rychlostí deformace byla použita pýchovací zkouška se vzorky vytvořenými z válcovaného plechu ve směrech 0, 45 a 90 stupňů vůči směru válcování. Chování oceli za vysokých rychlostí deformace bylo popsáno využitím Taylorova rázového testu, opět se vzorky s orientací vůči směru válcování. Kontura deformovaných vzorků z dynamické zkoušky byla proměřena obrazovou analýzou a vypočtena dynamická mez kluzu oceli Strenx. Výstupy zkoušek byly porovnány mezi jednotlivými zatěžovanými směry a bylo popsáno anizotropní chování testovaného materiálu. Z hodnot získaných z provedených experimentů byly stanoveny materiálové konstanty pro model Johnsona a Cooka a jeho spolehlivost byla srovnána jak s výsledky z kvazistatické, tak z dynamické zkoušky. Hodnoty vypočtené pomocí materiálového modelu dosahovaly uspokojivé přesnosti a vytvořený model lze považovat za spolehlivý.

Klíčová slova

vysoké rychlosti deformace, Taylorův rázový test, model Johnson-Cook, anizotropie, vysokopevnostní ocel

ABSTRACT

The thesis is focused on the description of the behaviour of high-strength steel Strenx under quasi-static and dynamic conditions with emphasis on the influence of anisotropy. A compression test was used as a low strain rate test with specimens formed from rolled sheet in the 0, 45 and 90 degree directions relative to the rolling direction. The behaviour of the steel at high strain rates was described using the Taylor impact test, again with specimens oriented with respect to the rolling direction. The contour of the deformed specimens from the dynamic test was measured by image analysis and the dynamic yield strength of Strenx steel was calculated. The test results were compared between the loaded directions and the anisotropic behaviour of the material was described. From the values obtained from the performed experiments, the material constants for Johnson-Cook's material model were determined and its reliability was compared with both quasi-static and dynamic test results. The calculated values using the material model achieved satisfactory accuracy and the developed material model can be considered reliable.

Keywords

high strain rate, Taylor impact test, Johnson-Cook model, anisotropy, high-strength steel

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

BASLER, Matěj. *Mechanické chování oceli Strenx za vysokých rychlostí deformace* [online]. Brno, 2024. Dostupné z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/157302>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce Miroslav Jopek.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma Mechanické chování oceli Strenx za vysokých rychlostí deformace vypracoval samostatně s využitím uvedené literatury a podkladů, na základě konzultací a pod vedením vedoucího práce.

Brno, 24.05.2024

Místo, Datum

Matěj, Basler

PODĚKOVÁNÍ

Děkuji panu Ing. Miroslavu Jopkovi, Ph.D. za cenné rady, vedení a připomínky, které mi poskytl při vypracování diplomové práce. Dále bych chtěl poděkovat Ing. Petru Svobodovi a Ing. Janu Řiháčkovi, Ph.D. za rady a doporučení při zpracovávání experimentů a simulací. Také bych rád poděkoval firmě AWAC spol. s r.o za možnost využití vodního paprsku pro výrobu vzorků.

OBSAH

Zadání práce

Abstrakt

Bibliografická citace

Čestné prohlášení

Poděkování

Obsah

ÚVOD	9
1 ROZBOR ZADÁNÍ.....	10
2 TEORIE MATERIÁLOVÉHO MODELU A RYCHLÝCH DEFORMACÍ.....	13
2.1 Numerické simulace	13
2.1.1 Materiálový model Johnson-Cook.....	14
2.1.2 Materiálový model Zerilli-Armstrong	15
2.1.3 Materiálový model Khan-Huang	16
2.1.4 Podmínka plasticity Hill 1948	16
2.1.5 Podmínka plasticity Yld2004-18p dle Barlata.....	17
2.2 Experimentální metody	18
2.2.1 Zkouška tlakem.....	18
2.2.2 Vačkové plastometry	19
2.2.3 Drop tower	20
2.2.4 Klasický Taylorův test.....	20
2.2.5 Symetrický Taylorův test.....	21
2.2.6 Obrácený Taylorův test.....	22
2.2.7 Hopkinsonova rázová zkouška tlakem	22
2.3 Průběh a vyhodnocení kvazistatických zkoušek	23
2.3.1 Kvazistatická tlaková zkouška s kruhovým průřezem.....	23
2.3.2 Kvazistatická tlaková zkouška s obdélníkovým průřezem.....	24
2.3.3 Posouzení anizotropie při tlakové zkoušce	25
2.4 Vyhodnocení Dynamických zkoušek	27
2.4.1 Původní Taylorův přístup	28
2.4.2 Hawkyardův přístup.....	30
2.4.3 Řešení dle Jonese a Gillise	30
2.4.4 Řešení podle Wilkinsona a Guinana.....	31
2.4.5 Vyhodnocení anizotropie u Taylorova testu.....	32
3 EXPERIMENTY A STANOVENÍ MATERIÁLOVÉHO MODELU	33
3.1 Kvazistatická zkouška oceli Strenx	33
3.1.1 Vyhodnocení záznamu zkoušky pomocí systému ARAMIS.....	35
3.1.2 Průběh a velikost přetvárných odporů	37
3.1.3 Posouzení anizotropie u kvazistatického zatížení.....	39
3.2 Taylorův rázový test oceli Strenx.....	41
3.2.1 Vyhodnocení rázové síly	43
3.2.2 Vytvoření přípravku pro optické proměření	45

3.2.3	Optické proměření kontury	46
3.2.4	Výpočet dynamické meze kluzu	49
3.2.5	Vyhodnocení anizotropie u dynamického zatížení	53
3.3	Simulace Taylorova testu	54
3.3.1	Vyhodnocení koeficientů z kvazistatické zkoušky	55
3.3.2	Vytvoření simulace	56
3.3.3	Optimalizace koeficientu C	57
3.3.4	Porovnání výsledků modelu s kvazistatickou zkouškou	57
3.3.5	Porovnání simulace s Taylorovým rázovým testem	61
ZÁVĚR	64

Seznam použitých zdrojů

Seznam použitých symbolů a zkratk

Seznam příloh

ÚVOD

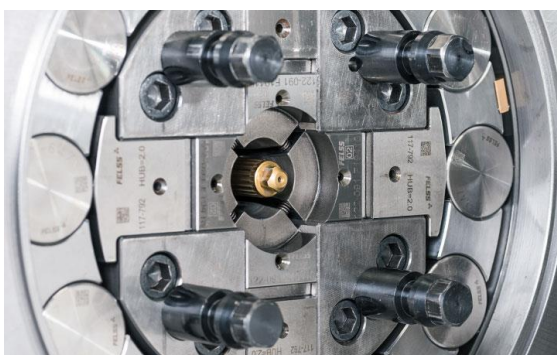
Záměr porozumět vlivu dynamického namáhání a vysokých rychlostí deformace na chování materiálu existoval již v roce 1905, kdy britský profesor Bertram Hopkinson prováděl rázové testy na ocelích. Svým výzkumem došel k závěru, že mez pevnosti při dynamickém zatížení je dvojnásobná oproti výsledkům dosažených za kvazistatických podmínek. Závislost materiálu na rychlosti deformace je pro nás velmi důležitá při předpovídání jeho chování během mnoha každodenních situací. Důležitým příkladem jsou dopravní kolize, viz obrázek 1. Znalost toho, jak se materiály používané při konstrukci automobilů či jiných dopravních prostředků chovají při nehodě, může napomoci k úpravě designu, která zvýší bezpečnost vozidla. S rázy se však často setkáváme i při provozu letecké, vesmírné nebo vojenské techniky. Ve zbrojním průmyslu je taktéž velmi důležitá balistika a průraznost projektilů, viz obrázek 2. Dnes se s vysokými rychlostmi deformace setkáváme i při výrobě, kde se zvyšujícími se nároky na produktivitu a efektivitu roste snaha o snížení výrobních časů a produkce co největšího množství výrobků. Příkladem jsou tvářecí technologie jako rotační kování, rázové hydroformování, tváření výbuchem nebo elektromagnetické tváření, viz obrázky 3 a 4. Za těchto výrobních metod lze dosáhnout rychlostí přetvoření i 10^6 s^{-1} , kde se chování materiálů, jako například deformační zpevnění, velmi liší od počínání za kvazistatických podmínek. Všechny tyto důvody vedou k tomu, proč je pro nás dnes tak důležité znát a zkoumat citlivost materiálů na rychlostech deformace. [1; 2; 3; 4]



Obr. 1 Test kolize automobilu [5].



Obr. 2 Průstřely věže tanku [6].



Obr. 3 Rotační kování [7].



Obr. 4 Nádrž vyrobená explozivním hydroformováním [8].

1 ROZBOR ZADÁNÍ

Diplomová práce je zaměřena na popis mechanického chování vysokopevnostní oceli Strenx 700 za vyšších rychlostí deformace a vytvoření materiálového modelu pro simulační softwary. Další charakteristikou je důraz kladený na zhodnocení vlivu anizotropie na mechanické vlastnosti testovaného materiálu a zaměření na tlakové zatížení.

Strenx 700 je vysokopevnostní konstrukční ocel s velmi dobrou tvářitelností za studena a svařitelností. Využívá se zejména pro pevné a lehké nosné konstrukce. Její chemické složení můžeme vidět v tabulce 1 a mechanické vlastnosti v tabulce 2. Mechanické vlastnosti byly testovány v podélném směru. Minimální mez kluzu výrobce stanovuje na $R_{p0,2} = 700$ MPa, mez pevnosti $R_m = 1\,000$ MPa a vnitřní poloměr ohybu pro 90° ohyb $R_{min} = 2$ mm. Celý materiálový list je k nahlédnutí v příloze 1. [9]

Tab. 1 Chemické složení oceli Strenx [9].

C [hm%]	Si [hm%]	Mn [hm%]	P [hm%]	S [hm%]	Al [hm%]	Nb+Ti [hm%]
0,1600	0,4000	1,8000	0,0200	0,0100	0,0015	0,1000

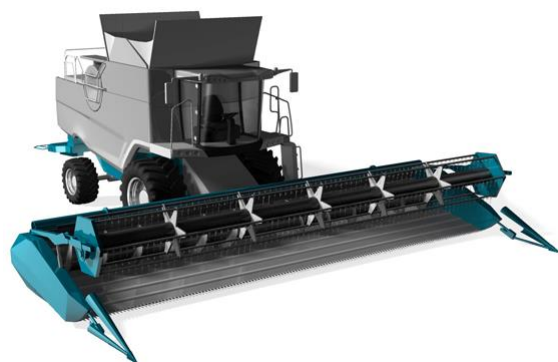
Tab. 2 Mechanické vlastnosti oceli Strenx [9].

$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80} [min%]	R_{min} [mm]
700	1 000–1 200	7	2

Společnost SSAB nabízí velký rozsah ocelí Strenx v mezích kluzu 600–1 300 MPa, tlouštěk 0,7–160 mm válcovaných jak za studena, tak za tepla. Jejich využití je převážně v přepravě, kde se používají na výrobu rámců a plošin návěsů kamionů, v zemědělství pro konstrukce strojů, návěsů, pluhů, kombajnů, drtičů, štěpkovačů a při výrobě jeřábů. Ukázky výrobků jsou vyobrazeny na obrázku 5 a 6. Při užití v přepravě a zemědělství, zejména u štěpkovačů a drtičů, dochází k dynamickému namáhání při nárazu zpracovávaného materiálu či kolizích. Z toho důvodu je vhodné popsat mechanické chování oceli Strenx za vysokých rychlostí deformace, čehož bude dosaženo v této diplomové práci. [9]



Obr. 5 Pluh na kultivaci orné půdy [9].



Obr. 6 Využití Strenx pro žací lišty kombajnů [9].

V rámci zadání má být dosaženo následujících cílů:

- Vypracovat literární studii se zaměřením na problematiku vysokých rychlostí deformace.
- Zhodnotit současný stav a problémy spojené se zkouškami materiálů za vysokých rychlostí deformace.
- Provést experimentální zkoušky za kvazistatických a dynamických podmínek.
- Popsat materiálový model na základě prakticky provedených kvazistatických a dynamických zkoušek materiálů za vysokých rychlostí deformace pro ploché, případně kruhové vzorky.
- Porovnat a zhodnotit výsledky experimentů s numerickou simulací pro konkrétní typ materiálu.

Experimentální část se bude zabývat tlakovým zatížením. Pro popsání kvazistatického chování bude provedena pěchovací zkouška na univerzálním trhačím stroji, viz obrázek 7. Test za dynamických podmínek bude proveden pomocí Taylorova rázového testu, viz obrázek 8. Taylorův test byl vybrán pro svůj prostý princip, snadnou opakovatelnost a vyhodnocení. Dalším faktorem je nízká četnost těchto zařízení ve světě, čímž získává jistou unikátnost. Obě zařízení se nachází na Fakultě strojního inženýrství VUT v Brně. [10; 11]



Obr. 7 Univerzální trhačí stroj.



Obr. 8 Taylorův pneumatický kanón.

Pro popis mechanického chování bude vytvořen materiálový model dle Johnsona a Cooka. Tento materiálový model je v praxi hojně používán pro schopnost popisovat chování materiálu za velkého rozsahu podmínek. Jeho další výhodou je nízký počet konstant a exponentů, které je nutné experimentálně stanovit k jeho sestavení. K definování materiálového modelu budou využity zejména naměřené hodnoty z kvazistatické tlakové zkoušky a následná optimalizace porovnáním s Taylorovým rázovým testem. [10]

Na konci práce budou srovnány hodnoty reálně provedených zkoušek s těmi získanými početně ze simulačních programů, a tím bude zhodnocena funkčnost a věrohodnost vytvořeného materiálového modelu. Porovnání bude také tvar deformovaného vzorku, kde skutečná kontura bude proměřena použitím obrazové analýzy. [10]

Jelikož se práce zabývá vlivem anizotropního chování, budou testované vzorky vyráběny ze zastudena válcovaného plechu, kde je vlivem válcování vytvořena orientovaná struktura. Díky tomu dochází k rozdílným vlastnostem a chování materiálu v závislosti na směru zatížení, respektive anizotropie. Za účelem zachování orientace po válcování je důležité, aby při výrobě vzorků nedošlo k tepelnému ovlivnění materiálu. Za těchto podmínek je výroba konvenčního

válcového vzorku z plechu náročná, a proto bude užito plochých vzorků s obdélníkovým průřezem. Ty budou vyřezány pomocí vodního paprsku, který nezpůsobí ohřev materiálu. Ploché vzorky budou užity jak pro kvazistatickou zkoušku, tak pro Taylorův rázový test. V rámci práce proto bude ověřena funkčnost Taylorova testu i s plochými vzorky. [12; 13; 14]

Při vyhodnocení kvazistatické zkoušky bude potřeba získat rozměry základny $A \times B$ na stykové ploše s nástrojem v průběhu deformace. K tomuto účelu bude použita metoda měření Digital image correlation (dále DIC). DIC je optická metoda založená na porovnávání snímků vzorku během jeho deformace a sledování pohybu pixelů na povrchu měřeného objektu. Díky tomu software, jako například ARAMIS, dokáže vyhodnotit posuvy a přetvoření zkoumaného tělesa. Pro zlepšení rozpoznávání měřeného povrchu lze na testovaný vzorek nanést nepravidelnou texturu s výrazným kontrastem. [15]

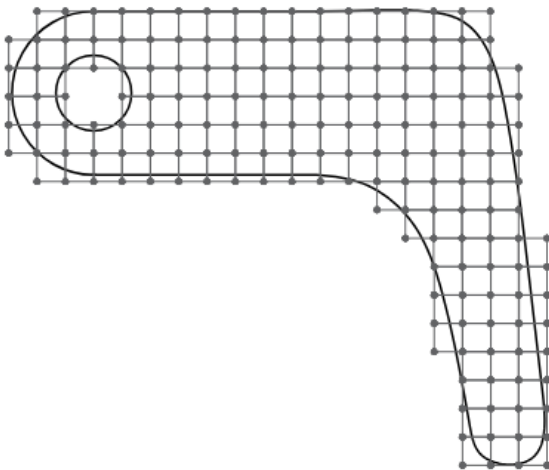
Jak již bylo řečeno, po Taylorově testu budou deformované vzorky proměřeny obrazovou analýzou pro získání jejich kontury a přesných rozměrů. K tomu je nutné mít přípravek pro pevné vymezení polohy vzorku vůči kameře. Další funkcí přípravku je podsvícení snímaného tělesa pro vytvoření kontrastu s pozadím. K uchycení vzorků a vložení světelného zdroje se dosud využívalo přípravek konstruovaného pro válcové vzorky. V této práci však budou testovány vzorky ploché. Pro ty je dosavadní přípravek nevyhovující, jelikož nedokáže jasně vymežit jejich polohu a uchopit hranol. V praktické části proto bude nutné provést návrh a výrobu nového přípravku, jenž bude lépe vyhovovat plochým vzorkům.

2 TEORIE MATERIÁLOVÉHO MODELU A RYCHLÝCH DEFORMACÍ

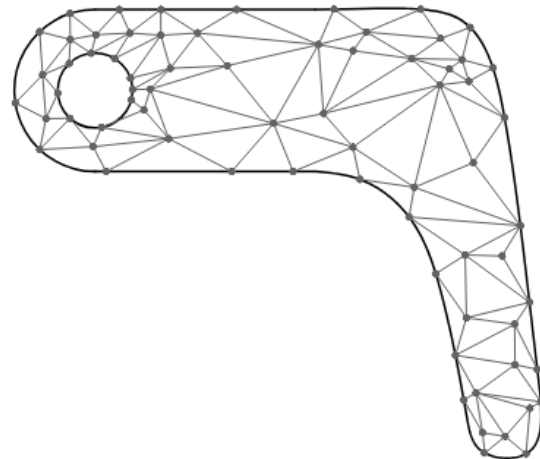
Simulace chování materiálu za daného zatížení a výrobní operace jsou v dnešní době velmi důležité. Pro vytváření přesných simulací je nutné provedení experimentálních zkoušek k získání charakteristického chování testovaného materiálu a materiálových konstant. Pomocí nichž po vložení do výpočetního softwaru lze aproximovat a předpokládat chování tvářeného tělesa. V rámci testování a získávání informací je důležité popsat závislost a citlivost materiálu na změně rychlosti deformace, jelikož dochází k významně odlišné reakci materiálu na zatížení. Následující kapitoly budou věnovány simulacím, stanovování výpočetních modelů a výčtu několika experimentálních metod pro rozdílné rychlosti deformace. [1; 16]

2.1 Numerické simulace

Numerické metody se dnes hojně využívají u problémů, které nelze vyřešit analytickými metodami, ať už z důvodu velkého počtu komplexních diferenciálních rovnic, nebo náročné definice okrajových a počátečních podmínek. V těchto případech se preferuje numerická aproximace, která neudává řešení ve všech bodech problému jako analytika, ale díky diskretizaci jen v určitých oblastech. Diskretizace je proces, při němž je celý řešený prostor rozdělen na konečný počet jednotlivých prvků, viz obrázky 9 a 10. Numerické metody lze rozdělit na dva základní druhy. První z nich je metoda konečných diferencí (MKD), která geometrii nahradí pravidelnou sítí bodů, jež jsou popsány diferenciální rovnicí udávající řešení v každém bodě. Ač je tato metoda jednoduchá, je nevhodná na použití u geometricky komplexnějších problémů, což lze vidět na obrázku 9. Další metodou je metoda konečných prvků (MKP), vytvářející síť propojených prvků lépe odpovídající reálnému tvaru (obrázek 10). MKP dále umožňuje návaznost prvků, a tudíž propojení jednotlivých řešení. Je využívána k výpočtu mnoha úloh v technických oblastech jako určení napjatosti, přenosu tepla či proudění kapalin. Lze se s ní setkat v převážné většině simulačních softwarů. [10; 17; 18]



Obr. 9 Síť vytvořená MKD [18].



Obr. 10 Síť vytvořená MKP [18].

MKP lze dále dělit na algoritmus [10]:

- Implicitní algoritmus, vyznačující se tím, že řešení je hledáno v následujícím časovém úseku při znalosti předchozích hodnot. V každém kroku se opakovaně řeší soustava rovnic. Je stabilní nezávisle na délce časového kroku, který se volí co největší. Užití je vhodné zejména pro statické úlohy.
- Explicitní algoritmus, při kterém se soustava řešených rovnic rozpadá na samostatné nezávislé rovnice. Časový krok je proto mnohonásobně menší. Stabilní je pouze při dostatečně malé délce časového kroku. Explicitní algoritmus je proto vhodný pro dynamické a rychle probíhající děje.

Chování materiálu je při výpočtech MKP popsáno pomocí konstitutivních rovnic, respektive materiálových modelů. Tyto rovnice matematicky vyjadřují závislost napětí na přetvoření za daných podmínek namáhání, jako rychlost zatěžování či teplota. Existuje několik modelů využívaných k charakterizování materiálů. Náročnost k jejich určení je dána zejména počtem materiálových konstant, které jsou získávány z experimentálních testů. Nejčastěji používané modely s přibližně stejným počtem konstant jsou Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong a Khan-Huang. [19; 20]

Pro zohlednění vlivu anizotropie a zvýšení přesnosti vykreslení v simulaci je vhodné použít správnou podmínku plasticity. Nejčastěji se využívá von Misesova podmínka plasticity, ta ovšem nezahrnuje vliv anizotropie do svých výpočtů. Například rozšířením von Misesovi podmínky o anizotropní koeficienty získáme podmínku dle Hilla 1948. Při zohlednění anizotropie je možné získat výrazně přesnější výsledky tvářecích simulací. [13; 21; 22]

2.1.1 Materiálový model Johnson-Cook

Materiálový model Johnson-Cook (dále JC) byl původně určen zejména pro popis materiálů při studiu rázů, průstřelů a výbušnin. Zaměřen byl na vysoké rychlosti deformace, teploty a přetvoření. Úspěšně byl však JC model použit pro velký rozsah těchto podmínek u různých druhů materiálů. Výhodou je jeho jednoduchost a menší počet materiálových konstant, které je nutné určit pro vytvoření modelu. JC model je popsán dle vztahu 2.1. [1; 2; 10; 11; 19; 20; 23; 24; 25; 26]

$$\sigma_d = (\sigma_k + B' \varphi^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_R}\right) \cdot (1 - T^{*m}), \quad (2.1)$$

- kde: σ_d – deformační odpor [MPa],
 σ_k – statická mez kluzu [MPa],
 B' – koeficient deformačního zpevnění [-],
 φ – skutečné přetvoření [-],
 n – exponent deformačního zpevnění [-],
 C – koeficient zpevnění vlivem rychlosti přetvoření [-],
 $\dot{\varphi}$ – rychlost přetvoření [s^{-1}],
 $\dot{\varphi}_R$ – referenční rychlost přetvoření [s^{-1}],
 m – exponent teplotního změkčení [-],
 T^* – homologická teplota [-].

Pro model JC existuje mnoho modifikací, jako například zjednodušení modelu opomenutím vlivu teplotního změkčování. Tuto modifikaci lze využít v případě, že užití materiálu probíhá za nižších teplot, které se významně nemění. Popis vlivu teploty proto není v tomto případě podstatný. Původní vztah 2.1 se upraví na tvar 2.2 odstraněním poslední závorky s exponentem teplotního změkčení m . [27]

$$\sigma_d = (\sigma_k + B'\varphi^n) \cdot \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_R}\right). \quad (2.2)$$

Další užívanou modifikací je JC model porušení neboli model lomu. Tento model předpokládá kumulaci poškození v elementu tělesa během plastické deformace a jeho rychlé porušení při dosažení kritické hodnoty. Základní rovnice popisuje velikost parametru poškození D , viz vztah 2.3. Parametr poškození se pohybuje v hodnotách $0 \leq D \leq 1$, kde při $D = 1$ nastává porušení. Lomový model dle JC popisuje ekvivalentní plastické přetvoření při porušení φ_f dle vztahu 2.4, které závisí na triaxiálním napětí, teplotě a rychlosti přetvoření. [23; 28; 29]

$$D = \sum \frac{\Delta\varphi_{ef}}{\varphi_f}, \quad (2.3)$$

kde: D – parametr poškození [-],
 $\Delta\varphi_{ef}$ – přírůstek efektivního plastického přetvoření [-],
 φ_f – efektivní plastické přetvoření při porušení [-].

$$\varphi_f = \left(D_1 + D_2 e^{D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{ef}}}\right) \cdot \left(1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_R}\right) \cdot (1 + D_5 T^*), \quad (2.4)$$

kde: D_1, D_2, D_3 – koeficienty vlivu triaxiálního napětí [-],
 σ_m – střední napětí [MPa],
 σ_{ef} – efektivní napětí [MPa],
 D_4 – koeficient vlivu rychlosti přetvoření [-],
 D_5 – koeficient vlivu teploty [-].

2.1.2 Materiálový model Zerilli-Armstrong

V roce 1987 představili Zerilli a Armstrong konstitutivní rovnici popisující dynamické chování materiálů na základě teplotně aktivovaného pohybu dislokací. Na rozdíl od dalších modelů založených na pohybu dislokací má model Zerilli-Armstrong (ZA) jednoduché matematické vyjádření. Model ZA se liší pro krystalickou mřížku FCC (vztah 2.5) a mřížku BCC (vztah 2.6), jelikož vykazují rozdílnou závislost mechanismů vzniku dislokací na deformaci. [10; 11; 20; 26; 30]

$$\sigma_d = \sigma_k + C_2 \varphi^{\frac{1}{2}} e^{(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varphi})} + k d^{-\frac{1}{2}}, \quad (2.5)$$

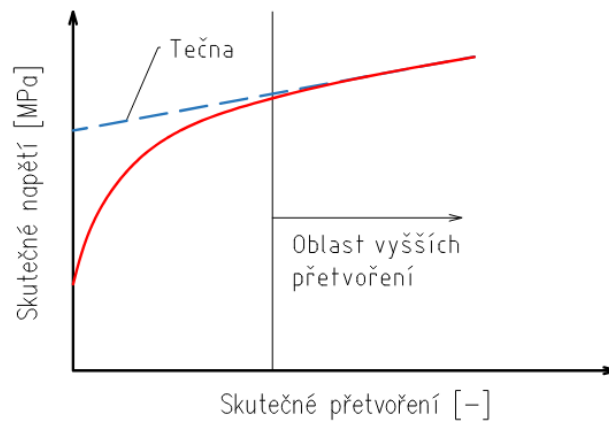
kde: C_2 – koeficient průměrné velikosti zrna [MPa],
 C_3 – koeficient tepelné aktivace [$^{\circ}\text{K}^{-1}$],
 C_4 – koeficient efektu na rychlost deformace [$^{\circ}\text{K}^{-1}$],
 T – okamžitá teplota [$^{\circ}\text{K}$],
 k – intenzita napětí [$\text{MPa mm}^{1/2}$],
 d – průměrná velikost zrna [mm].

$$\sigma_d = \sigma_k + C_1 e^{(-C_3 T + C_4 T \ln \dot{\varphi})} + C_5 \varphi^n + k d^{-\frac{1}{2}}, \quad (2.6)$$

kde: C_1 – koeficient poměru tepelného a rychlostně deformačního efektu [MPa],
 C_5 – koeficient preexponenciálního faktoru [MPa].

2.1.3 Materiálový model Khan-Huang

Khan a Huang v roce 1992 testovali deformace hliníkové slitiny při rychlostech přetvoření 10^{-5} – 10^4 s⁻¹. Vytvořili materiálový model Khan-Huang (dále KH), který dokáže věrohodně předpovídat chování materiálu ve velkém rozsahu rychlostí přetvoření a v oblasti výrazného deformačního zpevnění. Nevýhodou modelu je nezahrnutí vlivu teploty. Vztah 2.7 popisuje model KH, kde deformační odpor je roven součinu funkcí závislých na plastickém přetvoření φ a rychlosti přetvoření $\dot{\varphi}$. Funkce g_1 je stanovena pomocí závislosti skutečného napětí na skutečném přetvoření za podmínky konstantní rychlosti přetvoření. V této závislosti funkce vyjadřuje rovnici tečny v oblasti vyšších přetvoření, viz obrázek 11. Vliv rychlosti přetvoření je popsán funkcí g_2 . [20; 27; 31]



Obr. 11 Závislost skutečného napětí na přetvoření pro získání modelu KH [31].

$$\sigma_d = g_1(\varphi) \cdot g_2(\dot{\varphi}) = (\sigma_0 + E_\infty \varphi - a' e^{-\alpha' \varphi}) \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{\log(\dot{\varphi})}{\log(\dot{\varphi}_{max})}\right)^n} \quad (2.7)$$

- kde: g_1 – funkce popisující nárůst napětí vlivem přetvoření [-],
 g_2 – funkce popisující nárůst napětí vlivem rychlosti přetvoření [-],
 σ_0 – průsečík tečny s osou napětí [MPa],
 E_∞ – sklon tečny [MPa],
 a' – korekční koeficient [-],
 α' – korekční exponent [-],
 $\dot{\varphi}_{max}$ – maximální rychlost přetvoření [s⁻¹].

2.1.4 Podmínka plasticity Hill 1948

Hill 1948 je kvadratická podmínka, která zohledňuje anizotropii materiálu. Tato podmínka vznikla rozšířením původní izotropní podmínky von Misesa. Pro tříosý stav napjatosti ji Hill vyjádřil jako vztah 2.8. [2; 13; 21; 22; 32]

$$2\sigma_{ef}^2 = F'(\sigma_y - \sigma_z)^2 + G'(\sigma_z - \sigma_x)^2 + H'(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 2L'\tau_{yz}^2 + 2M'\tau_{zx}^2 + 2N'\tau_{xy}^2 = 1, \quad (2.8)$$

- kde: σ_x – normálové napětí ve směru x [MPa],
 σ_y – normálové napětí ve směru y [MPa],
 σ_z – normálové napětí ve směru z [MPa],
 τ_{zx} – smykové napětí ve směru zx [MPa],
 τ_{yz} – smykové napětí ve směru yz [MPa],
 τ_{xy} – smykové napětí ve směru xy [MPa],
 F', G', H', L', M', N' – anizotropní koeficienty Hillova kritéria [-].

Koeficienty \mathbf{F}' , \mathbf{G}' , \mathbf{H}' , \mathbf{L}' , \mathbf{M}' , \mathbf{N}' popisují anizotropní vlastnosti materiálu. Tyto koeficienty se stanovují tahovou či tlakovou kvazistatickou zkouškou. Pokud se rovnají hodnotám $\mathbf{F}'=\mathbf{G}'=\mathbf{H}'=1/2$ a $\mathbf{L}'=\mathbf{M}'=\mathbf{N}'=3/2$, dojde ke zjednodušení Hillovi podmínky na podmínku von Misesa. [13; 21; 32]

V případě tenkého plechu je napětí ve stavu dvouosém, kdy se Hillova podmínka převede na vztah 2.9, kde se všechny složky napětí v ose \mathbf{z} rovnají nule. Obdobně je možné postupovat při zjednodušení na jednoosé zatížení, a to odstraněním složek napětí v osách \mathbf{y} a \mathbf{z} , viz rovnice 2.10. [2; 22]

$$\sigma_{ef} = \sqrt{(H' + G')\sigma_x^2 + (H' + F')\sigma_y^2 - 2H'\sigma_x\sigma_y + 2N'\sigma_{xy}^2}, \quad (2.9)$$

$$\sigma_{ef} = \sqrt{(H' + G')\sigma_x^2}, \quad (2.10)$$

Pro případ, kdy je nutné dopočítat napětí v ose \mathbf{z} v závislosti na napětí v ostatních osách, je možné podmínku vyjádřit i ve tvaru soustavy rovnic 2.11. Požadované napětí σ_z lze poté snadno vyjádřit a určit. [2]

$$\begin{aligned} G'\sigma_x^2 + H'\sigma_x^2 &= 1 \\ F'\sigma_y^2 + H'\sigma_y^2 &= 1 \\ F'\sigma_z^2 + G'\sigma_z^2 &= 1 \end{aligned} \quad (2.11)$$

2.1.5 Podmínka plasticity Yld2004-18p dle Barlata

Barlat vytvořil tříosou anizotropní podmínku plasticity na základě lineárních transformací deviátoru napětí, viz rovnice 2.12 a 2.13. Matice \mathbf{C}' a \mathbf{C}'' obsahují celkem 18 koeficientů, které popisují anizotropní chování materiálu. [32; 33]

$$\bar{\mathbf{s}}' = \mathbf{C}'\mathbf{T}'\sigma_T, \quad (2.12)$$

kde: $\bar{\mathbf{s}}'$ – lineárně transformovaný deviátor napětí [MPa],
 \mathbf{C}' – matice anizotropních koeficientů [-],
 \mathbf{T}' – transformační matice [-],
 σ_T – tenzor napětí [MPa].

$$\bar{\mathbf{s}}'' = \mathbf{C}''\mathbf{T}''\sigma_T, \quad (2.13)$$

kde: $\bar{\mathbf{s}}''$ – Lineárně transformovaný deviátor napětí [MPa],
 \mathbf{C}'' – Matice anizotropních koeficientů [-].

Při převedení těchto tenzorů na diagonální tvar lze za pomoci jejich diagonálních hodnot získat rovnici 2.14, která vyjadřuje konečnou podmínku plasticity. [32; 33]

$$\begin{aligned} 4\sigma_{ef}^{a_{kr}} &= |\bar{S}'_1 - \bar{S}''_1|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_1 - \bar{S}''_2|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_1 - \bar{S}''_3|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_2 - \bar{S}''_1|^{a_{kr}} \\ &+ |\bar{S}'_2 - \bar{S}''_2|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_2 - \bar{S}''_3|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_3 - \bar{S}''_1|^{a_{kr}} + |\bar{S}'_3 - \bar{S}''_2|^{a_{kr}} \end{aligned} \quad (2.14)$$

kde: \bar{S}'_i – diagonální hodnoty transformovaného deviátoru napětí $\bar{\mathbf{s}}'$ [MPa],
 \bar{S}''_j – diagonální hodnoty transformovaného deviátoru napětí $\bar{\mathbf{s}}''$ [MPa],
 a_{kr} – exponent krystalické mřížky [-].

Exponent a_{kr} v rovnici 2.14 je volen na základě typu krystalické mřížky. Konkrétně platí, že $a_{kr} = 6$ je pro materiály s mřížkou BCC a $a_{kr} = 8$ pro mřížku FCC. Za předpokladu, že exponent je roven 2 a současně všechny koeficienty anizotropie rovny jedné, se z této rovnice stane podmínka plasticity von Misesa. Podmínka Yld2004-18p vyžaduje velké množství experimentálních dat pro určení všech anizotropních koeficientů. Pro příklad při tahové zkoušce by bylo potřeba udělat celkem 7 testů v různých směrech vůči směru válcování. Barlat proto navrhl, že je možné pro zlehčení nejhůře měřitelné hodnoty nahradit izotropním stavem. [32; 33]

2.2 Experimentální metody

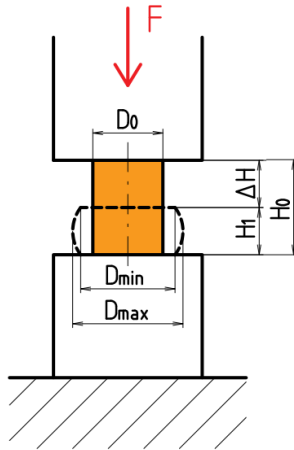
Důležitým faktorem ovlivňujícím reakci zkoušeného materiálu je rychlost přetvoření $\dot{\phi}$ [s^{-1}]. Některé materiály vykazují markantní růst křivky deformačního odporu při zvyšující se rychlosti přetvoření, což vede k výraznějšímu zpevnění. V roce 1905 Hopkinson dynamickými experimenty určil, že dynamická pevnost materiálu je až dvojnásobná ve srovnání s pevností stanovenou při kvazistatických podmínkách. Vlastnost popisující efekt rychlosti přetvoření na chování zatěžovaného materiálu se označuje jako citlivost na rychlost přetvoření. Pro porozumění chování materiálů je proto důležité zatěžování nejen za kvazistatických podmínek, ale také při vysokých rychlostech přetvoření. Experimentální metody lze rozdělit na několik kategorií v závislosti na rychlosti přetvoření $\dot{\phi}$ [1]:

- Kvazistatické zatížení ($\dot{\phi} = 10^{-5} - 10^0$) např.:
 - Zkouška tahem
 - Zkouška tlakem
- Střední rychlosti ($\dot{\phi} = 10^0 - 10^3$) např.:
 - Plastometry
 - Drop tower (Padostroj)
- Vysoké rychlosti ($\dot{\phi} = 10^3 - 10^5$) např.:
 - Taylorův rázový test
 - Hopkinsonova tyč

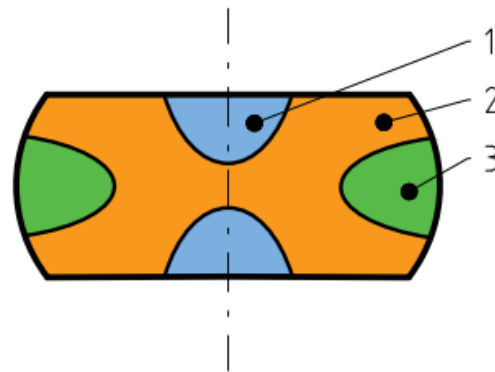
2.2.1 Zkouška tlakem

Kvazistatická zkouška tlakem probíhá jak zatepla, tak zastudena, a to na univerzálních trhacích strojích stlačováním zkoušeného materiálu mezi dvěma rovnoběžnými nástroji. Při stlačování dochází k postupnému snižování výšky a vytvoření vyboulení do soudečkového tvaru. To je způsobeno třením mezi nástrojem a vzorkem. Schéma průběhu zkoušky je k nahlédnutí na obrázku 12. Nejčastěji se jako vzorek používá válec o průměru 20–30 mm a o výšce 1,5–2násobek průměru. Pokud by výška vzorku byla větší jak $2,5 \times D_0$, došlo by při stlačování k ohybu. Stupeň deformace se velmi liší v různých oblastech zkušební tělesa, viz obrázek 13. V oblasti 1, nacházející se uprostřed na kontaktní ploše s nástrojem, dochází k velmi malému stupni deformace, jelikož zde materiál přilne k nástroji a zůstává v klidu. Největší deformace je dosažena v oblasti 2 ve tvaru kříže. V oblasti 3 dochází k deformaci v důsledku rozšiřování obvodu tělesa. [34; 35]

Tlaková zkouška se využívá ke zjištění mechanických vlastností, jako je například mez pevnosti v tlaku u křehkých materiálů, kde je zkouška ukončena porušením tělesa. U tvárných materiálů nedochází při zkoušce tlakem k porušení, její využití je převážně technologické a slouží k určení křivek zpevnění a plastických vlastností. [34; 35]



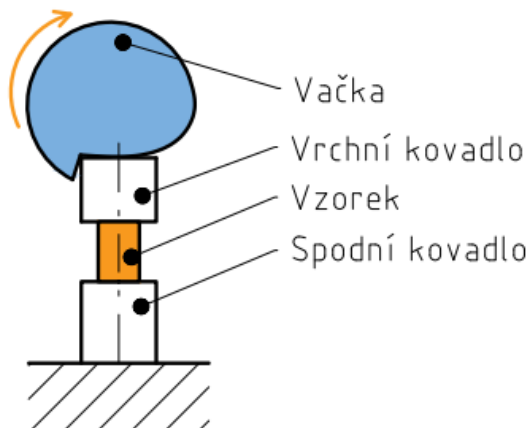
Obr. 12 Schéma tlakové zkoušky [34].



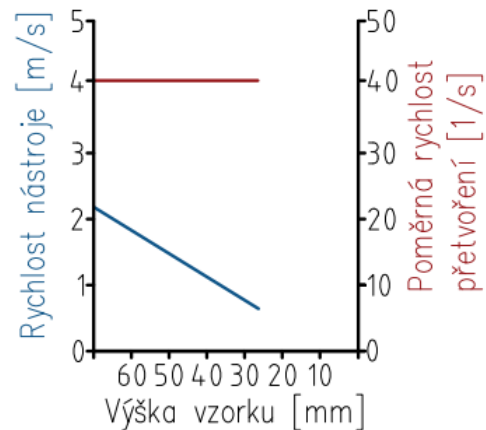
Obr. 13 Rozložení deformace na tělese [34].

2.2.2 Vačkové plastometry

Vačkové plastometry slouží především k určování přetvárných odporů zkoumaného materiálu při stlačování nebo tažení za podmínky stále střední rychlosti přetvoření. Pro dosažení této podmínky je nutné, aby se s klesající výškou tělesa h_s snižovala i rychlost pohybu nástroje až na nulovou hodnotu, viz obrázek 15. [34]



Obr. 14 Schéma vačkového plastometru [1; 34].

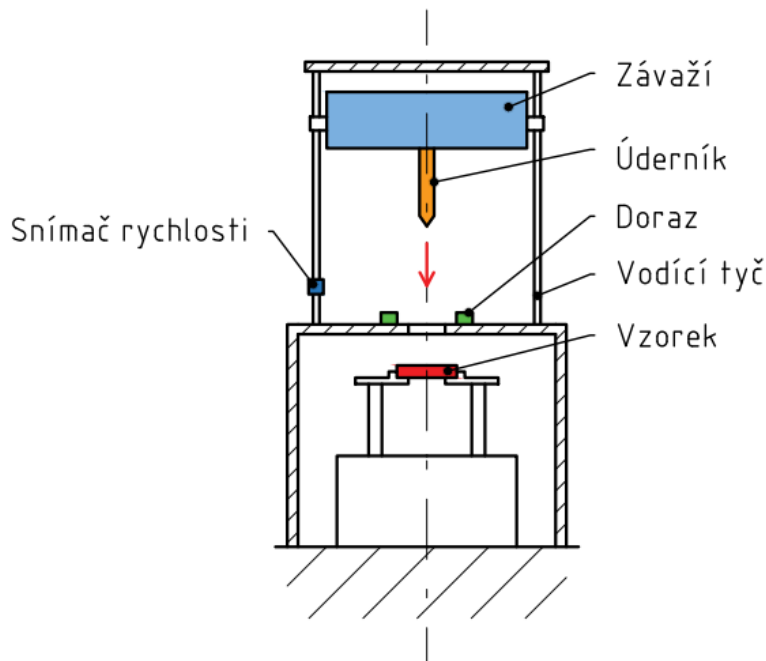


Obr. 15 Závislost rychlosti nástroje na stlačení [34].

Schéma vačkového plastometru je vidět na obrázku 14. Poháněn je zpravidla pomocí elektromotoru a je vybaven mohutným setrvačником pro dosažení co nejmenšího vychýlení otáček. Přenos pohybu na vrchní kovadlo zaručuje vačka, která dává možnost změny hodnoty rychlosti přetvoření. U vačky je klíčovým faktorem její tvar a velikost obvodu. Pokud zmenšíme obvod vačky o polovinu, zdvojnásobí se výsledná rychlost přetvoření. Spodní kovadlo je obvykle umístěno na siloměrném zařízení pro měření hodnoty zatížení. Výstupem měření je závislost silového zatížení na čase. Příklady vačkových plastometrů jsou plastometry dle Orwana určené ke stlačování válcových vzorků nebo plastometry dle Evanse navržené k testování materiálů při různých stupních deformace napodobováním válcování s pásovými vzorky. [1; 34]

2.2.3 Drop tower

Drop tower, známý také jako padostroj, je moderní a efektivní metoda pro měření síly a energie rázu při zvýšených rychlostech deformace. Schéma zařízení je zobrazeno na obrázku 16. Zkouška je založena na spuštění závaží, které při svém dopadu zdeformuje testovaný materiál. Ke zrychlení využívá gravitaci a závaží tak při volném pádu zvyšuje svoji rychlost a kinetickou energii. Toto závaží je zakončeno úderníkem, kterým narazí do zkušební tělesa, a kinetická energie je přeměněna na rázovou. Před samotným dopadem je snímačem měřena rychlost dopadu. Změna hodnoty požadované dopadové rychlosti a nárazové energie se provádí výměnou závaží, které se může pohybovat v rozmezích 2,2–25 kg. [36; 37]



Obr. 16 Schéma Drop Tower [36].

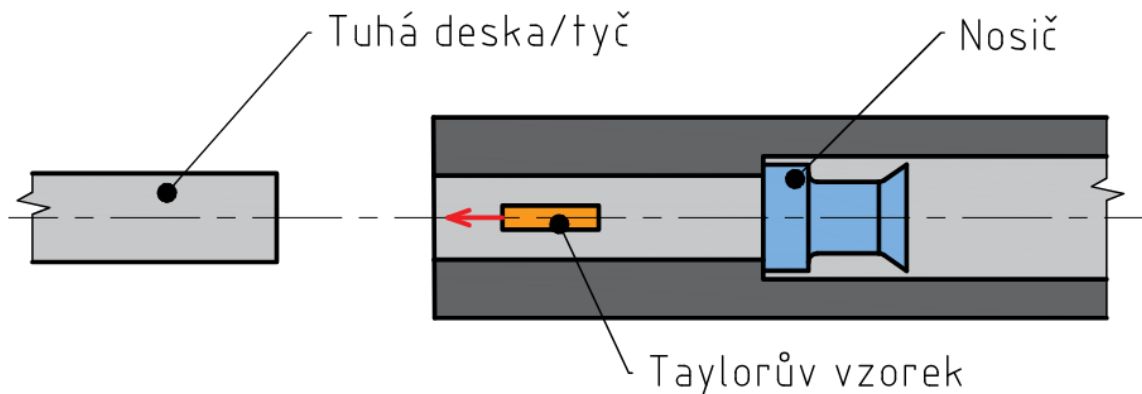
Výstupem zkoušky jsou velikost energie, kterou je materiál schopen pojmout, a velikost rázové síly. Tyto veličiny lze vyobrazit v závislosti na čase a následně pomocí nich vyhodnotit mechanické vlastnosti materiálu, jako jsou například mez kluzu a mez pevnosti. Většina zařízení je navržena pro vymezení tlakového zatížení, nicméně existují konfigurace, které umožňují vytvoření tahového nebo smykového napětí. [36; 37]

2.2.4 Klasický Taylorův test

Taylorův test, známý jako Taylor anvil test (TAT) nebo Taylor impact test, je jedním z nejjednodušších způsobů, jak určit dynamické vlastnosti deformovaného materiálu. Poprvé byl použit v roce 1948 při rychlosti deformace 10^3 s^{-1} . Tato metoda se využívá ke zkouškám velkého rozsahu materiálů, jako kovy, plasty, sklo i dřevo. [25; 38; 39; 40]

Pro tento test se nejčastěji používá válcový vzorek, též označovaný jako Taylorův vzorek [11], jenž je umístěn v nosiči, a stlačeným vzduchem vystřelen rychlostí $30\text{--}240 \text{ ms}^{-1}$. V průběhu průletu hlavní dojde k oddělení vzorku od nosiče a vzorek následně narazí do tuhé desky či tyče (v angličtině kovadliny). Při nárazu vzniká na dopadové ploše ve vzorku tlaková elastická vlna, která se šíří rychlostí zvuku. Při dostatečně vysoké nárazové rychlosti a dosažení meze kluzu vzniká i plastická tlaková vlna, jenž postupuje pomaleji. Elastická vlna se následně odrazí od volného konce a pokračuje zpět jako tahová, kde se srazí s plastickou vlnou a zpomaluje její postup. Vzorek jde následně rozdělit do dvou oblastí, a to na plastickou a elastickou část. Po přetvoření má zkušební vzorek tvar nýtu, či hříbu. [2; 11; 14; 25; 38]

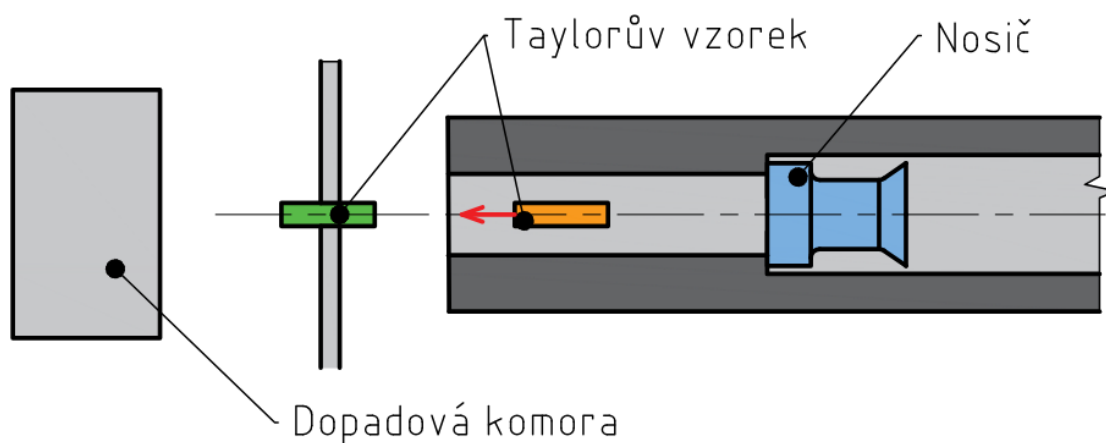
V první fázi svého použití byl Taylorův test vyhodnocován podle změny délky tyče v závislosti na rychlosti nárazu, díky čemuž byla zjištěna dynamická mez kluzu. Později se k vyhodnocování využívala změna tvaru vzorku a sledování samotné deformace při střetu za pomoci vysokorychlostního snímání, nahrávání oscilačního profilu na tuhé desce a měření použitím laserové interferometrie. Takový přístup umožnil zaznamenávání průběhu deformace, nikoliv pouze srovnání délky vzorku před a po deformaci. Tento vývoj vedl k výraznému zvýšení výkonu metody pro zkoumání vysokorychlostního přetváření materiálů, a především k použití metody pro ověření konstitutivních modelů. Schéma Taylorova testu na je obrázku 17. [2; 26; 38; 39; 40]



Obr. 17 Schéma TAT [26].

2.2.5 Symetrický Taylorův test

Test vychází z principu klasického Taylorova testu. V tomto přístupu je tuhá deska (tyč) nahrazena druhým Taylorovým vzorkem ze stejného materiálu a se shodnou geometrií jako původní vzorek. Při nárazu prvního vystřeleného vzorku do stacionárního vzorku dochází u obou k symetrické deformaci. Symetrický rázový test lze provést i výstřelem obou vzorků najednou a jejich následnou srážkou během letu. Avšak je zde velmi náročné vytvořit podmínky kolmého nárazu. Pro dosažení stejných výsledků jako u klasického TAT je nutné vystřelit vzorky dvojnásobnou rychlostí. Na obrázku 18 je vidět schéma symetrického TAT. [26]

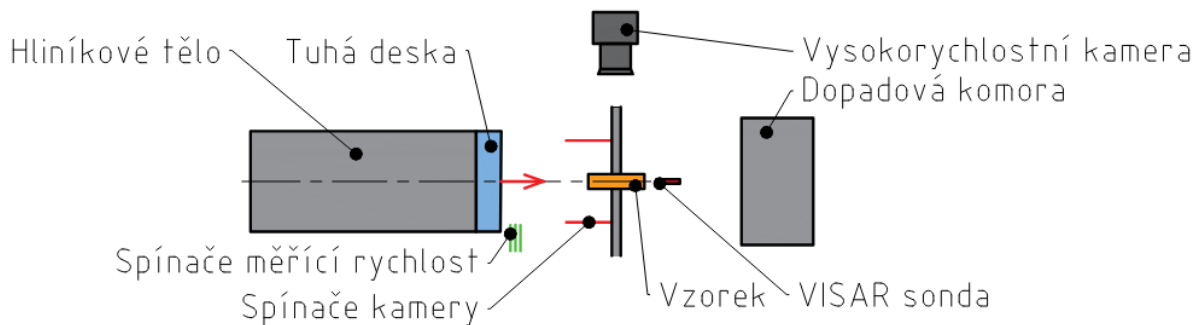


Obr. 18 Schéma symetrického Taylorova testu [26].

Přístup s kolizí dvou symetrických vzorků nejen umožňuje odstranit podmínku dokonale tuhé dopadové plochy, čehož reálně nelze dosáhnout, ale také eliminuje třecí podmínky mezi povrchy, které například způsobovaly vnitřní vydutí. Nevýhodou je však obtížné zaručení rovnoběžnosti dopadových ploch a koaxiality obou vzorků při nárazu. [26]

2.2.6 Obrácený Taylorův test

V klasickém Taylorově testu dochází k nárazu vzorku na nepohyblivou tuhou desku či tyč. Při obrácené konfiguraci dochází k vystřelení tuhého tělesa na stacionární vzorek. Jelikož je vzorek při zkoušce fixně usazen, umožňuje tato konfigurace snazší zaznamenání celého průběhu deformace během testu použitím vysokorychlostních kamer a měření rychlosti volného konce vzorku po nárazu pomocí interferometrie. [25; 40]

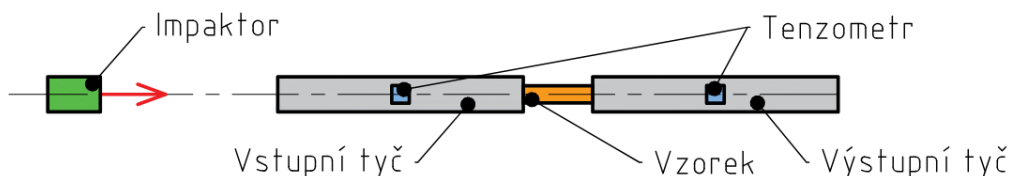


Obr. 19 Schéma obráceného Taylorova testu [25; 40].

Schéma zkoušky lze vidět na obrázku 19. Projektil vystřelený na fixně upevněný vzorek se skládá z hliníkového těla a tuhé desky. Celý tento projektil je vystřelen pomocí plynového děla využívající helium. Při průletu projektil aktivuje spínače měřící dopadovou rychlost. Před dopadem projektil zapne vysokorychlostní kameru stlačením spínačů a dochází k nárazu. Deformace vzorku je zaznamenána kamerou a rychlost zadní části měřena interferometrickou sondou VISAR. Odražený vzorek je zachycen ve vyplněném záchytném prostoru, přičemž je důležité zaručit, aby nedošlo k sekundární deformaci vzorku. [25; 40]

2.2.7 Hopkinsonova rázová zkouška tlakem

Split Hopkinson pressure bar (SHPB), taktéž známá jako Kolskyho tyč, je jedna z nejpoužívanějších zkoušek pro zjišťování dynamických vlastností materiálů. Jedná se o rázovou zkoušku, při které prostřednictvím stlačeného vzduchu dojde k vystřelení impaktoru. Ten narazí do vstupní tyče, čímž vzniká tlaková vlna postupující skrz tyč do testovaného vzorku. Při přechodu se část vlny odráží zpět do vstupní tyče. Na rozhraní s výstupní tyčí nastává znovu částečný odraz vlny zpět do vzorku. Těmito odrazy dochází k nárůstu napětí a následné deformaci zkoušeného vzorku, který je vložen mezi jednotlivé tyče. Schéma zkoušky je na obrázku 20. Hopkinsonova tyč byla dále upravena i pro zatížení v tahu či krutu. [1; 22; 41; 42]



Obr. 20 Schéma Hopkinsonovy zkoušky tlakem [41; 42].

Pro vyhodnocení zkoušky se využijí dva tenzometry měřící hodnoty přetvoření na obou tyčích. Pro získání věrohodných dat je důležité, aby v tyčích vznikala pouze elastická deformace. Z toho důvodu je vhodné pro tyče použít lineárně elastického materiálu s vysokou hodnotou meze kluzu. K zaručení správného průchodu tlakové vlny se musí tyče vyrábět ze stejného materiálu, se stejným průměrem, musí být rovné a koaxiální. Délka jednotlivých tyčí musí být minimálně dvakrát větší než délka impaktoru. Napětí ve vzorku se následně vypočítá z naměřených hodnot přetvoření, modulu pružnosti výstupní tyče a průřezu obou tyčí. [41; 42]

2.3 Průběh a vyhodnocení kvazistatických zkoušek

Jelikož je práce zaměřena na tlakové zatížení, bude se tato kapitola zabývat vyhodnocováním tlakové kvazistatické zkoušky pēchováním. V průběhu zkoušky je zaznamenávána závislost tvářecí síly na stlačení vzorku. Pēchovací zkouška slouží v rámci experimentálních metod zejména k vyhodnocení pētvárných odporů v závislosti na hodnotě skutečného pētvoření. [34; 43]

Pētvárné odpory vyjadřují vnitřní odpor materiálu, respektive napětí, vůči vnějšmu zatížení. Jejich hodnota vyjadřuje počátek plastické deformace za jednoosého stavu napjatosti při daných podmínkách, jako jsou především teplota a rychlost pētvoření. Se stoupající teplotou dochází k poklesu křivky pētvárného odporu do nižších napětí. Naopak s narůstající rychlostí pētvoření dochází zpravidla k významnějšímu růstu průběhu křivek, a tudíž k výraznějšímu zpevnění. Rozlišují se dva druhy odporů, a to přirozený pētvárný odpor a odpor deformační, jenž je navýšen o pasivní vlivy, obzvláště tření. [44]

2.3.1 Kvazistatická tlaková zkouška s kruhovým průřezem

Pro pēchovací zkoušky se nejčastěji využívá vzorků s kruhovým průřezem a poměrem výšky ku průměru 1,5. Pro zjištění přirozeného pētvárného odporu σ_p je nutné nejprve vypočítat počáteční objem vzorku V z jeho rozměrů, viz vztah 2.15. Dále v závislosti na platnosti zákona zachování objemu je vypočítán z původního objemu V střední (ideální) průměr D_s pro jednotlivé výšky H_i , a to dle vztahu 2.16. Nyní je znám jak ideální průřez, tak velikost tvářecí síly, z nichž se dle vztahu 2.17 vypočítá přirozený pētvárný odpor pro daný okamžik. Pētvárné odpory se vynáší v závislosti na skutečném pētvoření, které je dopočítáno dle vztahu 2.18. [34; 43]

$$V = \frac{\pi \cdot D_0^2}{4} \cdot H_0, \quad (2.15)$$

kde: V – objem vzorku [mm³],
 D_0 – počáteční průměr [mm],
 H_0 – počáteční výška [mm].

$$D_{si} = \sqrt{\frac{4 \cdot V}{\pi \cdot H_i}}, \quad (2.16)$$

kde: D_{si} – střední průměr pro daný okamžik [mm],
 H_i – výška pro daný okamžik [mm].

$$\sigma_{pi} = \frac{4 \cdot F_i}{\pi \cdot D_{si}^2}, \quad (2.17)$$

kde: σ_{pi} – přirozený pētvárný odpor pro daný okamžik [MPa],
 F_i – tvářecí síla pro daný okamžik [N].

$$\varphi_{Hi} = \ln\left(\frac{H_0}{H_i}\right), \quad (2.18)$$

kde: φ_{Hi} – skutečné pētvoření výšky pro daný okamžik [-].

Deformační odpor σ_d lze vypočítat z řešení podle Siebela. Ten vychází z integrace diferenciální rovnice 2.19 získané z rovnováhy sil na objemovém elementu tělesa. [44]

$$\frac{d\sigma_z}{dr} + \frac{2 \cdot \tau}{h_s} = 0, \quad (2.19)$$

kde: $d\sigma_z$ – přírůstek napětí v ose z [MPa],
 dr – rozměr objemového elementu v radiálním směru [mm],
 τ – Coloumbovo tření [MPa],
 h_s – výška stlačovaného vzorku [mm].

Po úpravě a integraci po čelní dotykové ploše s nástrojem se získá vztah pro střední osově napětí, tedy deformační odpor viz rovnice 2.20, podrobnější vyjádření rovnice ve zdroji [44].

$$\sigma_d = \sigma_p \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{f \cdot D_{min}}{h_s} \right), \quad (2.20)$$

kde: σ_p – přirozený přetvárný odpor [MPa],
 f – součinitel tření [-],
 D_{min} – průměr na kontaktní ploše [mm].

2.3.2 Kvazistatická tlaková zkouška s obdélníkovým průřezem

Při použití vzorku s obdélníkovým, místo kruhovým průřezem, bude výpočet přirozeného přetvárného odporu obdobný. Stejně jako v případě kruhového průřezu je z objemu vypočítán ideální průřez a z něho následně získána hodnota přetvárného odporu, viz vzorce 2.21–2.23. Tím je získán postupně přirozený přetvárný odpor pro všechny hodnoty výšek v průběhu zkoušky. [34; 43]

$$V = A_0 \cdot B_0 \cdot H_0, \quad (2.21)$$

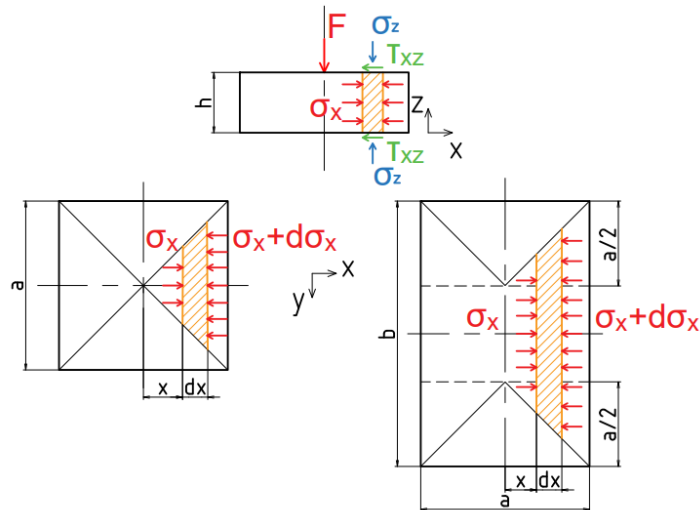
kde: A_0 – počáteční šířka [mm],
 B_0 – počáteční tloušťka [mm],
 H_0 – počáteční výška [mm].

$$S_{id} = \frac{V}{H_i}, \quad (2.22)$$

kde: S – ideální průřez [mm²].

$$\sigma_{pi} = \frac{F_i}{S_{id}}. \quad (2.23)$$

Pro stanovení deformačního odporu při pěchovací zkoušce vzorku s obdélníkovým průřezem lze využít teorii pro řešení volného pěchování hranolů dle Gubkina. V ní Gubkin vychází z podmínky rovnováhy sil na objemovém elementu za předpokladu platnosti Coulombova tření. Vyobrazení působících napětí lze vidět na obrázku 21. Z rovnováhy sil získal diferenciální rovnici 2.24, po jejíž integraci po kontaktní ploše hranolu s nástrojem dostal vztah pro výpočet střední hodnoty osově napětí, tedy deformačního odporu. Tuto rovnici vyjádřil analogicky pro hranol se čtvercovou i obdélníkovou základnou, viz rovnice 2.25 a 2.26. [44; 45]



Obr. 21 Síly působící na elementární objem [44; 45].

$$\frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{2 \cdot f}{h_s} \cdot \sigma_p = 0, \quad (2.24)$$

kde: $d\sigma_x$ – přírůstek napětí v ose x [MPa],
 dx – rozměr objemového elementu v ose x [mm].

$$\sigma_d = \sigma_p \cdot \left(1 + \frac{1}{3} \cdot \frac{f \cdot A_{min}}{h_s}\right), \quad (2.25)$$

kde: A_{min} – šířka na kontaktní ploše [mm].

$$\sigma_d = \sigma_p \cdot \left[1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{f \cdot B_{min}}{h_s} \cdot \left(1 - \frac{1}{3} \cdot \frac{B_{min}}{A_{min}}\right)\right], \quad (2.26)$$

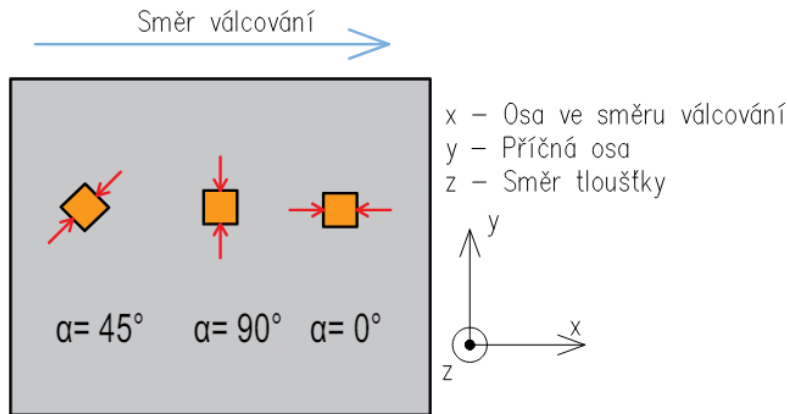
kde: B_{min} – tloušťka na kontaktní ploše [mm].

2.3.3 Posouzení anizotropie při tlakové zkoušce

Pro vyhodnocení anizotropie je možné použít součinitele anizotropie, které lze vypočítat dle vztahu 2.27, nejčastěji pro směry $\alpha = 0^\circ$, $\alpha = 45^\circ$ a $\alpha = 90^\circ$. Ve zdroji [13] bylo zjištěno, že tyto součinitele lze získat nejen při zkoušce tahem, ale také při pěchovací zkoušce vzorku s obdélníkovým průřezem, v daném případě malé krychle. Jako při zkoušce tahem plechového vzorku za účelem zjištění anizotropie jsou vzorky vytvořeny z válcovaného plechu s rozdílným úhlem vůči směru válcování, viz obrázek 22. Vzorky byly odebrány z plechu pomocí drátkové elektroeroze a zbrušeny na drsnost povrchu 10 μm . Rychlost nástroje při pěchování byla 6 mm/min a vzorky byly stlačeny na 50 % své původní výšky. Pro co nejnižší součinitel tření byl nástroj lisu namazán hovězím lojem, což zaručilo jeho hodnotu 0,05. [13; 21]

$$r_\alpha = \frac{\varphi_A}{\varphi_B}, \quad (2.27)$$

kde: r_α – součinitel anizotropie [-],
 φ_A – skutečné přetvoření šířky [-],
 φ_B – skutečné přetvoření tloušťky [-].



Obr. 22 Orientace vzorků vůči směru válcování [13].

Získané součinitele byly porovnány s výsledky z tahové zkoušky a dosáhlo se velmi malého rozdílu. Je tedy možné považovat součinitele anizotropie získané z pýchovací zkoušky za srovnatelné s tahovou zkouškou. Jejich velikost je ovšem velmi závislá na tření, kdy při vysokém třecím součiniteli došlo k získání nepřesných výsledků a příliš vysokých hodnot součinitelů anizotropie (až 1,0). Pro celkové zhodnocení anizotropie se vypočítá normálová anizotropie, viz vztah 2.28, kterou lze interpretovat jako aritmetický průměr součinitelů v jednotlivých směrech. [13]

$$\Delta r = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4}, \quad (2.28)$$

kde: Δr – normálová anizotropie [-],
 r_0 – součinitel anizotropie ve směru 0° [-],
 r_{45} – součinitel anizotropie ve směru 45° [-],
 r_{90} – součinitel anizotropie ve směru 90° [-].

Za pomoci r součinitelů zjištěných tlakovou zkouškou lze získat hodnoty anizotropních koeficientů (viz rovnice 2.29–2.34) pro Hillovu podmínku plasticity. Vyobrazení jednotlivých součinitelů anizotropie na tělese lze vidět na obrázku 23. [13; 21; 32]

$$F' = \frac{r_0}{r_{90} \cdot (1 + r_0)}, \quad (2.29)$$

$$G' = \frac{1}{1 + r_0}, \quad (2.30)$$

$$H' = \frac{r_0}{1 + r_0}, \quad (2.31)$$

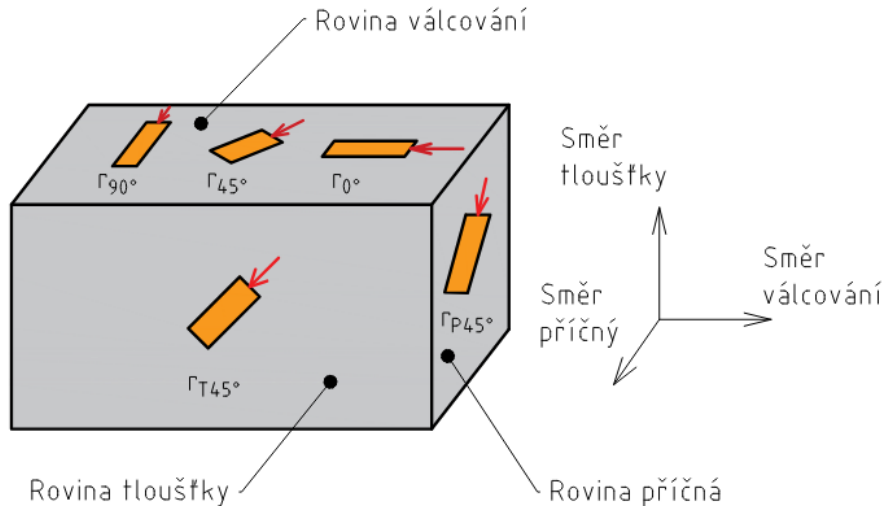
$$L' = \frac{1 + 2r_{p45}}{2}, \quad (2.32)$$

kde: r_{p45} – součinitel anizotropie v příčné rovině 45° od směru válcování [-].

$$M' = \frac{(r_0 + r_0 \cdot r_{90}) \cdot (2r_{T45} + 1)}{2r_{90} \cdot (1 + r_0)}, \quad (2.33)$$

kde: r_{T45} – součinitel anizotropie v rovině tloušťky 45° od směru válcování [-].

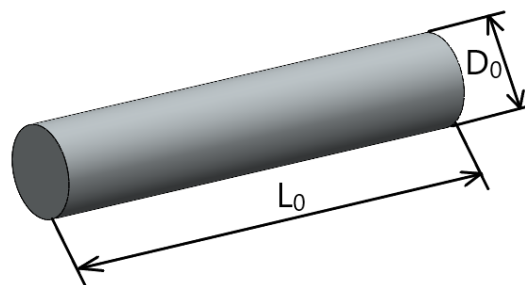
$$N' = \frac{(r_0 + r_{90}) \cdot (r_{45} + 1)}{2r_{90} \cdot (1 + r_0)}. \quad (2.34)$$



Obr. 23 Orientace vzorků vůči směru válcování na 3D tělese [21].

2.4 Vyhodnocení Dynamických zkoušek

U převážné většiny Taylorových zkoušek dochází k vyhodnocování materiálu pomocí vzorků s kruhovým průřezem. Rozměry nejsou zadány žádnými normami, ovšem k jejich stanovení dochází experimentálně pro snadné vyhodnocení výsledků. Poměr délky ku průměru vzorku nesmí být moc velký, aby nedocházelo k vyboulení. Naopak, moc krátký vzorek by znamenal zmenšení či nevytvoření elastické oblasti. U vzorků je důležité dosáhnout téměř stejných mechanických vlastností, a to dodržením jednotného tepelného tváření a mikrostruktury. Za účelem snížení potřebné rázové síly se doporučuje využití žihání naměkko, čímž je získána vyšší tváritelnost a nižší tvrdost. Ukázka vzorku je na obrázku 24. [2; 10; 14]



Obr. 24 Ukázka vzorku TAT [3].

Při dalším zpracování je kladen důraz na neovlivnění mikrostruktury. U dělení tyčového materiálu je nutné užití pomalého posuvu a přívodu procesní kapaliny, aby nedošlo k zahřátí. Po dělení se vzorky brousí na metalografických bruskách pro získání nízké drsnosti povrchu a zejména dodržení kolmosti čelní plochy vůči podélné ose. Pro snížení tření mezi vzorkem a tuhoun deskou je dopadová plocha leštěna, k čemuž lze použít například diamantovou pastu. Kolmost a následně i rovnoběžnost čelních ploch jsou velmi důležité ke správnému průběhu zkoušky, pro zaručení kolmému nárazu a co nejmenší ztráty energie při průletu hlavní. Před samotnou zkouškou se u všech vzorků vyhodnocuje mikrotvrdost na netestované čele vzorku, rozměry jsou změřeny mikrometrem a na přesné váze je zjištěna hmotnost. [2; 10; 12; 14; 39] Během průběhu zkoušky je základem získat hodnoty rychlosti dopadu a rázové síly. Ke zjištění dopadové rychlosti se nejčastěji využívá dvojice optických čidel či laserových paprsků. Ty jsou od sebe vzdáleny určitou délkou a postupným přerušením paprsků je získána doba, za kterou vzorek tuto vzdálenost překonal. Pro výpočet nárazové rychlosti poté už stačí tento jednoduchý vzorec 2.35. [14]

$$v = \frac{s}{t_v}, \quad (2.35)$$

kde: v – dopadová rychlost [ms^{-1}],
 s – vzdálenost mezi čidly [m],
 t_v – doba průletu [s].

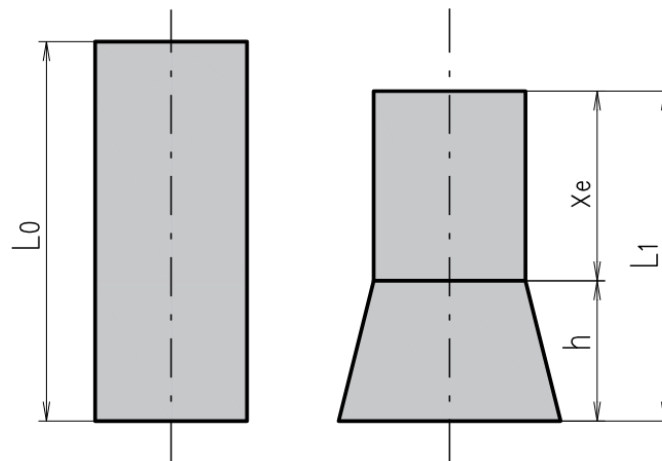
Hodnoty rázové síly jsou měřeny dynamometrem ve formě odporových tenzometrů. Z naměřených hodnot je následně vypočítána dynamická mez kluzu. Ta patří k jednomu z nejdůležitějších výstupů rázových zkoušek. Za existence TAT bylo vyjádřeno mnoho způsobů, pomocí nichž lze vypočítat dynamickou mez kluzu. Dále je představen výčet nejzákladnějších koncepcí, jenž se liší jak svými vstupními a zjednodušujícími podmínkami, tak zákony, ze kterých vycházejí.

2.4.1 Původní Taylorův přístup

G.I Taylor poprvé prováděl tyto zkoušky pro válcové vzorky v letech 1946 a 1948 na lehkých, tvárných materiálech, například na hliníkových slitinách Duralu a parafinového vosku. Svůj výpočet postavil na jednoosové analýze pouze z výpočtu změny délky. Jako první si stanovil tyto předpoklady [2; 26]:

- Mez kluzu je konstantní napříč celého vzorku a nemění se během střetu.
- Rychlost elastických vln je mnohem vyšší než rychlost nárazu a rychlost šíření plastické oblasti. Díky tomu je možné říct, že změny, které jsou ovlivněny elastickými vlnami, jsou v časovém měřítku nekonečně malé.

Pomocí těchto předpokladů se dá zkoušený materiál považovat za ideálně tuhoplastický. Dále stanovil, jak se v závislosti na čase mění délka elastické a plastické oblasti. Schéma je vyobrazeno na obrázku 25. Taylor vycházel z následujících rovnic 2.36–2.39. [2; 26]



Obr. 25 Schéma vzorku pro Taylorův přístup [26].

Změna délky plastické oblasti v závislosti na rychlosti elastické vlny [26]:

$$dh = v_p \cdot \frac{2x_e}{v_c}, \quad (2.36)$$

kde: dh – změna délky plastické oblasti [m],
 v_p – rychlost šíření plastické oblasti [ms^{-1}],
 x_e – délka elastické oblasti [m],
 v_c – rychlost elastických vln [ms^{-1}].

Změna délky elastické oblasti v závislosti na rychlosti elastické vlny [26]:

$$dx_e = -(u + v_p) \cdot \frac{2x_e}{v_c}, \quad (2.37)$$

kde: dx_e – změna délky elastické oblasti [m],
 u – rychlost zadní části vzorku [ms^{-1}].

Změna rychlosti zadní části vzorku [26]:

$$du = -\frac{2\sigma}{\rho c}, \quad (2.38)$$

kde: du – změna rychlosti zadní části [ms^{-1}],
 σ – napětí [Pa],
 ρ – hustota [kgm^{-3}].

Čas za zpětné odražení elastické vlny [26]:

$$dt_e = \frac{2x_e}{v_c}, \quad (2.39)$$

kde: dt_e – čas za zpětné odražení elastické vlny [ms^{-1}].

Následně si Taylor stanovil další předpoklady [2; 26]:

- Plastická oblast se prodlužuje za konstantní rychlosti.
- Při přechodu z elastické do plastické oblasti se částice ihned zastaví.
- V materiálu nedochází k deformačnímu zpevnění.
- Napětí způsobené radiální setrvačností je zanedbatelné.
- Zpomalení zadní části je konstantní, a tudíž čas od nárazu po zastavení je roven viz vztahy 2.40 a 2.41. Taylor věděl, že toto ustanovení není zcela pravdivé.

$$t = \frac{L_1 - x_e}{v_p}, \quad (2.40)$$

kde: t – čas od nárazu po zastavení [s],
 L_1 – délka deformovaného vzorku [m].

$$t = \frac{2 \cdot (L_0 - L_1)}{v}, \quad (2.41)$$

kde: L_0 – původní délka vzorku [m].

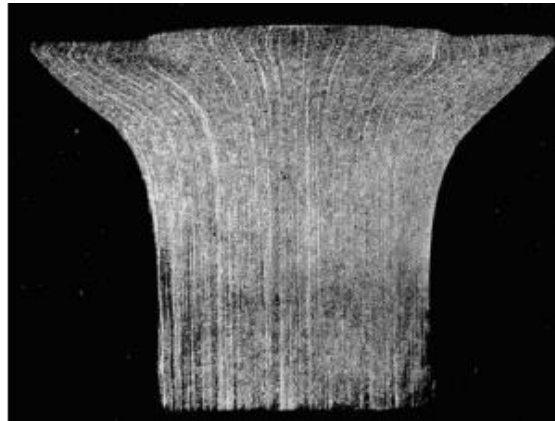
Následnou úpravou rovnic, dosazením a integrací získal Taylor vztah 2.42 pro výpočet dynamické meze kluzu. [2; 11; 26; 46]

$$\sigma_f = \frac{\rho \cdot v^2 \cdot (L_0 - x_e)}{2 \cdot (L_0 - L_1) \cdot \ln\left(\frac{L_0}{x_e}\right)}, \quad (2.42)$$

kde: σ_f – dynamická mez kluzu [Pa].

Dle vztahu 2.42 je mez kluzu závislá na hustotě materiálu, rychlosti nárazu a rozměrům vzorku. Tohoto vztahu je dosaženo prostřednictvím jednoosové analýzy, což nabízí jednoduchou a rychlou formu testu, ovšem zanedbává deformace v ostatních směrech. Navíc je zde předpoklad tuhoplastického materiálu a vyhodnocuje se pouze konečný stav deformace, ne její průběh. Z těchto důvodů se původní Taylorův přístup pro zjišťování dynamické meze kluzu příliš nepoužívá. V jednoduchosti ale viděl Taylor jistou výhodu tohoto testu. K vyhodnocení stačí změřit počáteční a konečné rozměry bez nutnosti složitějšího měřicího zařízení. Díky Taylorovu vyhodnocení lze proto rychle a za nízkých nákladů s rozumnou přesností získat základní informace o dynamickém chování materiálu. [11; 26]

Na obrázku 26 je vidět řez zdeformovaného vzorku po Taylorově zkoušce. Lze si všimnout změny v mikrostruktuře, a sice ohnutí vláken směrem od osy symetrie, což potvrzuje tříosou deformaci. Dále také vnitřní vydutí a opětovné zatočení vláken zpět dovnitř vlivem tření mezi povrchem vzorku a povrchem tuhé desky. [26]



Obr. 26 Deformace vláken testovaného vzorku [26].

2.4.2 Hawkyardův přístup

Na Taylora navázal postupem času Hawkyard. Ten se pokusil Taylorův test vyhodnotit využitím energetické rovnováhy v místě přechodu plastické a elastické oblasti. Výsledkem jeho koncepce je následující rovnice 2.43. [26; 47; 48]

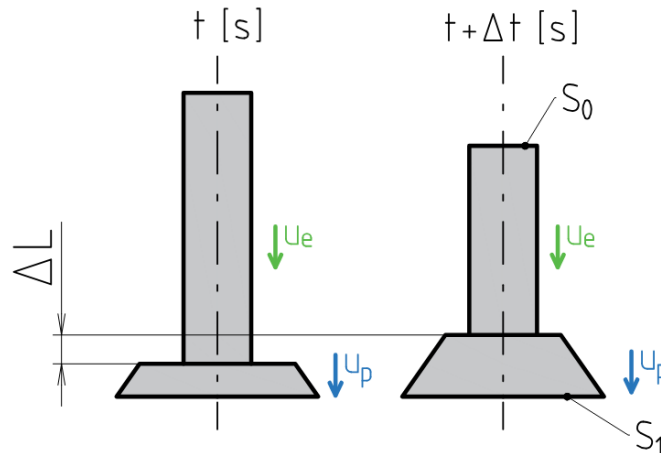
$$\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot u^2 = \sigma_f \cdot \left[\ln \left(\frac{1}{1 - \varepsilon} \right) - \varepsilon \right], \quad (2.43)$$

kde: ε – poměrná deformace [-].

Oproti výsledkům od původní Taylorovy metody zde bylo dosaženo vyšší hodnoty dynamické meze kluzu u většiny materiálů jako ocel, olovo a měď. Výjimkou byly pláty pancíře, kde vyšla mez kluzu nižší než u vyhodnocení dle Taylora. [47]

2.4.3 Řešení dle Jonese a Gillise

Jones a Gillis se při výpočtu dynamické meze kluzu zaměřili na tok materiálu mezi elastickou a plastickou oblastí. Vycházeli z obrázku 27. Zde bude vybrán řešený element plně deformovaný při čase $t + \Delta t$ důsledkem plastické vlny. Předpokládali konstantní podélné poměrné přetvoření ε_L za podmínky krátkého vzorku. Vztah získali z rovnic 2.44–2.47. [2; 14]



Obr. 27 Schéma Jonesova přístupu [2].

Rovnice pro zachování hmoty řešeného elementu za časový úsek [2; 14]:

$$-u_p \cdot S_0 \cdot \Delta t + u_e \cdot S_0 \cdot \Delta t = S_1 \cdot \Delta L - S_0 \cdot \Delta L, \quad (2.44)$$

kde: u_p – rychlost toku materiálu v plastické oblasti [ms⁻¹],
 S_0 – průřez původního vzorku [m²],
 Δt – změna času [s],
 u_e – rychlost toku materiálu v elastické oblasti [ms⁻¹],
 S_1 – průřez deformovaného vzorku [m²],
 ΔL – změna délky [m],

Rovnice pro zachování objemu [2; 14]:

$$\pi \cdot R_0^2 \cdot L_0 = \pi \cdot R_1^2 \cdot L_1, \quad (2.45)$$

kde: R_0 – původní poloměr vzorku [m],
 R_1 – poloměr deformovaného vzorku [m].

Rovnosti poměrů hodnot původního a deformovaného vzorku [2]:

$$\frac{\pi \cdot R_1^2}{\pi \cdot R_0^2} = \frac{S_1}{S_0} = \frac{L_1}{L_0}. \quad (2.46)$$

A také momentové rovnice [2]:

$$\rho \cdot S_0 \cdot \Delta L \cdot (u_e - u_p) = \frac{\sigma \cdot S + (\sigma + \Delta\sigma) \cdot (S + \Delta S) - \sigma_0 \cdot S_0 - (\sigma_R + \Delta\sigma_R) \cdot S_0}{2} \cdot \Delta t, \quad (2.47)$$

kde: S – okamžitý průřez [m²],
 $\Delta\sigma$ – změna napětí [Pa],
 ΔS – změna průřezu [m²],
 σ_R – referenční napětí [Pa],
 $\Delta\sigma_R$ – změna referenčního napětí [Pa].

Po úpravě a integraci rovnic 2.44–2.46 dle dráhy plastické vlny s konstantním poměrným přetvořením a následným dosazením do rovnice 2.47 získali Jones a Gillis následující vztah 2.48 pro výpočet dynamické meze kluzu. [2; 14]

$$\sigma_f = (1 + \varepsilon_L) \cdot \left[\sigma_0 + \frac{(1 - \beta)^2}{\varepsilon_L} \cdot \rho \cdot v^2 \right], \quad (2.48)$$

kde: ε_L – poměrná deformace délky [-],
 β – koeficient závislosti rychlosti toku materiálu před a v plastické oblasti [-].

2.4.4 Řešení podle Wilkinsona a Guinana

Wilkinson a Guinan testovali závislost poměru konečné délky ku délce původního vzorku (L_1/L_0) na různých vstupních podmínkách. Při svých experimentech dosáhli toho výsledku, že průměr vzorku nijak neovlivňuje poměr délek L_1/L_0 ani zpomalení při dopadu. Usoudili, že konečná délka vzorku je silně závislá na dynamické mezi kluzu a dopadové rychlosti. K rovnici pro výpočet dynamické meze kluzu dospěli přes rovnice 2.49 a 2.50. [49]

Rychlost poklesu délky vzorku [49]:

$$\frac{dL}{dt} = -v, \quad (2.49)$$

kde: dL – změna délky [m],
 dt – změna času [s].

Pokles délky [49]:

$$dL = -\frac{\sigma_f}{\rho} \cdot \frac{dt}{dv}, \quad (2.50)$$

kde: dv – změna dopadové rychlosti [ms^{-1}].

Kombinací těchto rovnic a jejich integrací získali vztah 2.51 popisující závislost poměrů délek a materiálových charakteristik. Vztah 2.51 vyjadřuje, že poměr délek L_1/L_0 závisí pouze na dvou materiálových charakteristikách, a to dynamické mezi kluzu σ_f a hustotě ρ . Z rovnice 2.51 si dále vyjádřili dynamickou mez kluzu, čímž dostali Wilkinson a Guinan jednoduchý vzorec 2.52 pro její stanovení. [49]

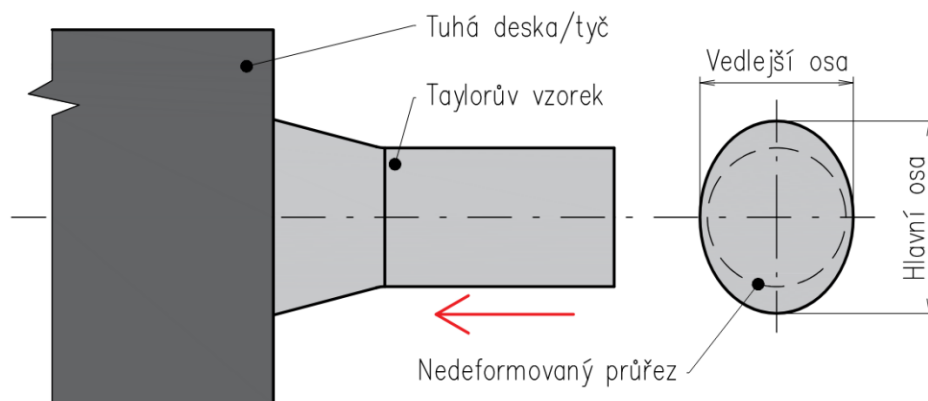
$$\ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right) = -\frac{\rho \cdot v^2}{2\sigma_f}. \quad (2.51)$$

$$\sigma_f = -\frac{\rho \cdot v^2}{2\ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right)}. \quad (2.52)$$

2.4.5 Vyhodnocení anizotropie u Taylorova testu

Podobně jako v případě tahové zkoušky se za účelem zkoumání anizotropie u Taylorova rázového testu využívá vzorků vyrobených ze zastudena válcovaného plechu pod různými úhly vůči směru válcování. Nejčastěji se jedná o vzorek s podélnou osou rovnoběžnou se směrem válcování, vzorek s osou s úhlem 45° vůči směru válcování a vzorek s osou kolmou vůči směru válcování. V některých případech byly vzorky vyrobeny z plechu pomocí drátové elektroeroze a následně soustruženy a broušeny. Tím bylo dosaženo zhotovení konvenčního Taylorova vzorku s anizotropní strukturou vytvořenou válcováním plechu. [2; 12; 14]

Po provedení Taylorova testu došlo skrz anizotropii ke změně dopadové plochy. Přesněji přetvořením na eliptický tvar viz obrázek 28. Při výrobě vzorků je důležité označit směr válcování pro správné vyhodnocení. [2; 12; 13; 14; 21; 39]



Obr. 28 Vyobrazení eliptického tvaru po deformaci [12].

Obdobně jako u izotropních testů je i u deformovaných vzorků měřena podélná kontura. V tomto případě dochází k měření nejčastěji ze dvou stran vzorku, a to hlavní a vedlejší osy elipsy, viz obrázek 28. Zde může docházet k chybovosti, co se týče správného natočení vzorku pro měření, jelikož je náročné určit přesnou polohu těchto os. K vyhodnocení a číselnému vyjádření anizotropie se v praxi nejčastěji využívá r součinitelů anizotropie. Ty vyjadřují poměr mezi deformací ve směru příčném a šířky, viz rovnice 2.27. [12; 14]

3 EXPERIMENTY A STANOVENÍ MATERIÁLOVÉHO MODELU

Pro vytvoření materiálového modelu oceli Strenx dle JC bude nejprve nutné provést jak kvazistatickou, tak dynamickou zkoušku. Jak bylo řečeno v rozboru, práce je zaměřena na tlakové zatížení. Proto bude nejprve provedena pēchovací zkouška a následně TAT, z nichž budou získány koeficienty pro JC. Obě tyto zkoušky budou zaměřené na posouzení anizotropie zastudena válcovaného materiálu. U pēchovací zkoušky budou vyhodnoceny zejména průběhy přetvárných odporů, záznam metodou DIC a hodnoty součinitelů anizotropie. Výstupem TAT bude hodnota rázové síly, dynamické meze kluzu, porovnání součinitelů anizotropie a srovnání deformovaného vzorku se simulací.

3.1 Kvazistatická zkouška oceli Strenx

Pro kvazistatickou zkoušku byly vzorky o rozměrech 5,2x3x7,2 (**AxBxH**) vyřezány pomocí vodního paprsku u firmy AWAC spol. s r.o. Za účelem vyhodnocení anizotropního chování bylo vyrobeno 5 vzorků pro 3 různé směry vůči směru válcování (celkem 15 kusů), a to pod úhlem 0°, 45°, 90°. Po vyřezání byly stykové plochy s nástrojem o 0,1 mm zbrušeny na konečnou výšku 7 mm. Všechny kusy byly poté proměřeny mikrometrem a označeny dle směru 00x, 45x, 90x. Před samotnou zkouškou byla sprejem nanášena textura s bílým podkladem a černými body, pro vyhodnocení metodou DIC, viz obrázek 29.

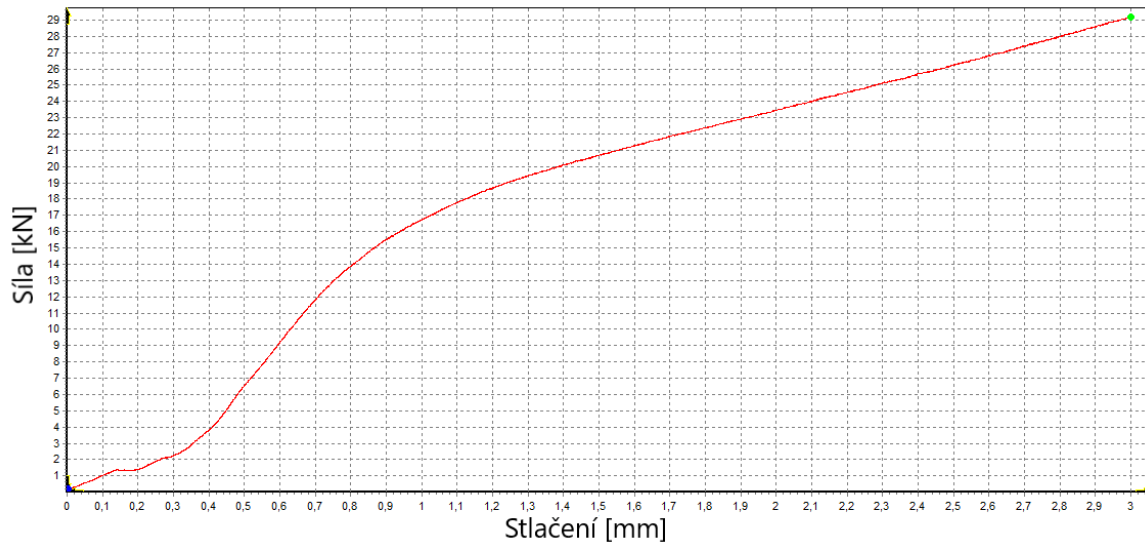


Obr. 29 Vzorky s nanášenou texturou pro DIC.



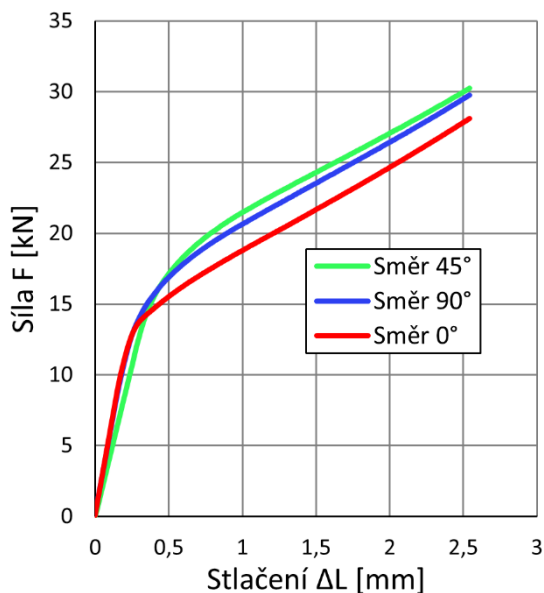
Obr. 30 Kamera pro snímání zkoušky.

Experiment byl proveden na zkušebním stroji ZD 40 na Vysokém učení technickém v Brně. Zařízení umožňuje provedení zkoušek v tahu, tlaku i ohybu do síly 400 kN. Je vybaveno inkrementálním délkovým snímačem s rozlišením 0,01 mm a snímačem síly s řídicí jednotkou EDC 60 s chybou měření ± 1 %. Pro účely DIC je vpravo na obrázku 30 vidět kameru pro zaznamenání průběhu zkoušky s LED žárovkou. Vlevo vidíme již vložený nástroj se vzorkem. Jednotlivé vzorky byly stlačovány o dráhu nástroje 3 mm s rychlostí posuvu nástroje 2 mm/min, každá zkouška tedy trvala okolo 90 s. Při stlačování řídicí jednotka zaznamenávala graf průběhu síly na stlačení vzorku, viz ukázka na obrázku 31. Další hodnoty, které ukládala, byly čas a dráha nástroje. Maximální síla se u všech vzorků pohybovala okolo 30 kN. Průběhy závislosti síly na stlačení pro všechny vzorky jsou ke zhlédnutí v příloze č. 2. Při testu vzorku číslo 2 ve směru 90° (označení 902) došlo k výpadku napájení řídicí jednotky, jeho záznam tudíž chybí.



Obr. 31 Ukázka záznamu tlakové zkoušky.

Po provedení zkoušky byla vyhodnocena závislost průměrné velikosti síly pro jednotlivé směry na stlačení. Na obrázku 32 je vyobrazen graf s touto závislostí vytvořený v programu MS Excel. Lze si všimnout, že na začátku zkoušky byla síla pro jednotlivé směry obdobná. Po překonání stlačení zhruba 0,4 mm však nárůst síly ve směru válcování klesá a při konečném stlačení je pro směr 0° naměřena nejnižší síla $F_0 = 28,1$ kN. Vzorky zatížené kolmě a pod úhlem 45° vůči válcování dosáhly maximální síly $F_{45} = 30,2$ kN a ve směru kolmém $F_{90} = 29,8$ kN.



Obr. 32 Závislost síly na stlačení.



Obr. 33 Vzorek po kvazistatické zkoušce.

Následně byla změřena konečná výška H_1 a bylo vyhodnoceno skutečné přetvoření φ_H na jednotlivých vzorcích. Hodnoty můžeme vidět v tabulce 3. Lze si všimnout, že výrazně nejnižších hodnot φ_H bylo dosaženo při zatěžování při 45° vůči směru válcování. Naopak průměrné nejvyšší přetvoření φ_H vzniklo při stlačování ve směru válcování. Na obrázku 33 je vyobrazen deformovaný vzorek, na kterém si lze všimnout typického vyboulení do soudečkového tvaru.

Tab. 3 Proměření výšky vzorků po provedení zkoušky.

Vzorek	H ₀ [mm]	H ₁ [mm]	φ _H [-]
001	7,05	4,63	-0,42
002	6,99	4,71	-0,39
003	7,01	4,54	-0,43
004	6,87	4,43	-0,44
005	7,05	4,32	-0,49
901	6,98	4,61	-0,42
903	7,06	4,58	-0,43
904	7,04	4,69	-0,41
905	7,04	4,79	-0,39
451	7,00	4,72	-0,39
452	6,98	4,80	-0,37
453	6,94	4,69	-0,39
454	7,04	4,85	-0,37
455	7,08	4,72	-0,40

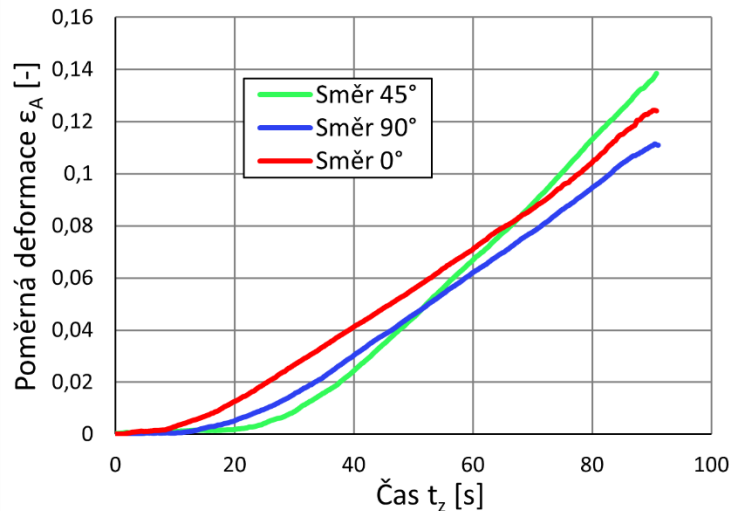
3.1.1 Vyhodnocení záznamu zkoušky pomocí systému ARAMIS

Záznam zkoušky byl vyhodnocen pomocí DIC systému ARAMIS od společnosti GOM Metrology. Na začátku vyhodnocení jednotlivých záznamů je potřeba, aby program rozeznal texturu nanesenou na vzorku a vytvořil na něm síť tzv. fazetek. Jejich velikost a překrytí určuje přesnost vyhodnocení a schopnost softwaru udržovat si v průběhu přehled o rozložení sítě, tedy vzorku. Po vytvoření sítě ARAMIS v záznamu sleduje posuvy jednotlivých fazetek a tím dokáže spočítat například skutečné přetvoření, poměrné deformace či ztenčení stěny. Všechny měřené veličiny si poté lze vyexportovat ve formě grafu či hodnot v tabulce, nebo uložit obrázek barevné mapy na měřeném vzorku.

Hlavním výstupem je změna rozměrů základny v průběhu zkoušky v místě kontaktu vzorku s nástrojem. Rozměry hranolu na stykové ploše budou důležité v následující kapitole pro výpočet deformačního odporu podle Gubkina. Pro každý záznam proto byly co nejbližší stykové plochy vytvořeny dva body, u kterých se měřila změna jejich vzdálenosti v procentech, tedy poměrné deformaci. Tím byla získána závislost poměrné deformace ε_A v čase. Na obrázku 34 byl vyobrazen průběh poměrné deformace ε_A pro jednotlivé směry. Jelikož je již známé stlačení vzorku, lze nyní dopočítat i průběh deformace tloušťky plechu ε_B na stykové ploše pomocí zákona o zachování objemu (rovnice 3.1).

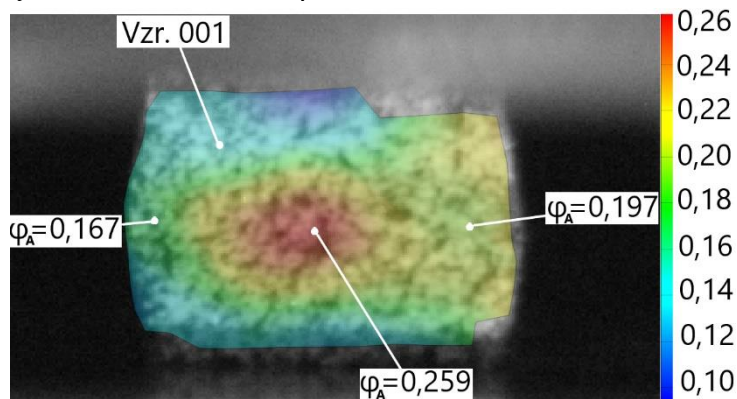
$$\varepsilon_B = -\varepsilon_A - \varepsilon_H = -\varepsilon_A - \frac{\Delta H}{H_0}, \quad (3.1)$$

kde: ε_B – poměrná deformace tloušťky [-],
 ε_A – poměrná deformace šířky [-],
 ε_H – poměrná deformace výšky [-],
 ΔH – stlačení [mm],
 H_0 – původní výška vzorku [mm].



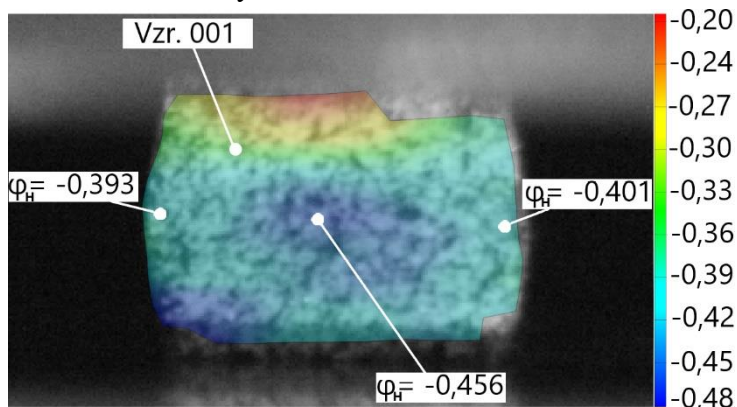
Obr. 34 Průběh poměrné deformace ϵ_A pro všechny směry zatížení.

Za použití programu ARAMIS byla vytvořena barevná mapa skutečného přetvoření ve směru šířky φ_A , která je vidět na obrázku 35. Největšího přetvoření φ_A bylo dosaženo ve středu vzorku, kde docházelo k výraznému vyboulení a zvětšení průřezu. Podle vynesení bodů je vidět dosažených hodnot φ_A až 0,259. Naopak na stykové ploše k tak výraznému přetvoření nedocházelo, a to z důvodu vlivu tření mezi nástrojem a vzorkem. Zde se přetvoření pohybuje dle legendy v modrých hodnotách okolo $\varphi_A = 0,12$.



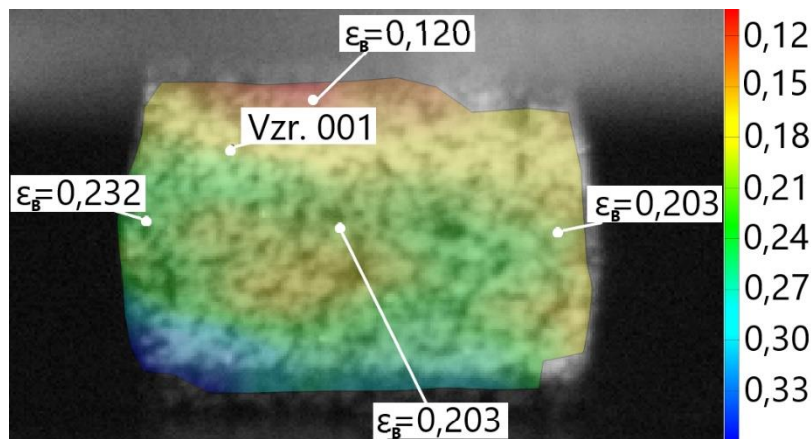
Obr. 35 Barevná mapa přetvoření φ_A .

Stejným principem byla vynesena mapa pro skutečné přetvoření ve směru výšky φ_H , viz obrázek 36. Je viditelné, že se hodnoty φ_H v celém vzorku pohybovaly okolo 0,40–0,45. Jedinou výjimkou je oblast horní stykové plochy. Zde ovšem mohlo dojít ke zkreslení, jelikož nástroj při záznamu ke konci zkoušky narušil viditelnost této oblasti.



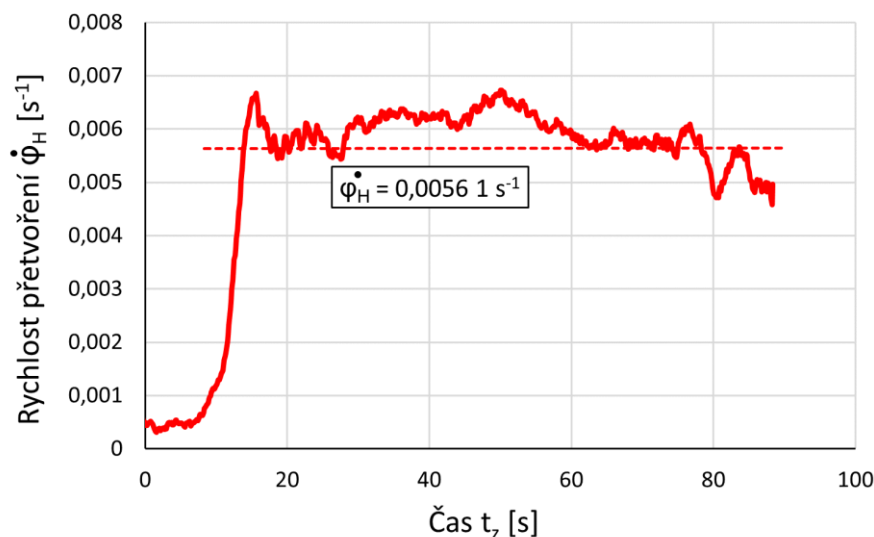
Obr. 36 Barevná mapa přetvoření φ_H .

Protože se jedná o plech, byla vynesena i barevná mapa pro ztenčení stěny. Jinými slovy záporné hodnoty poměrné deformace tloušťky plechu ε_B . Mapku je možné vidět na obrázku 37, je již upravena a zobrazuje kladné hodnoty ε_B . Zde je vidět, že deformace stěny na stykové ploše je $\varepsilon_B = 0,12$. Což odpovídá výše vypočtené poměrné deformaci ε_B dle vzorce 3.1. Stejně jako ve směru šířky, i zde dochází k vyboulení vlivem tření, a tudíž je ve středu vzorku dosaženo největší deformace $\varepsilon_B = 0,2$.



Obr. 37 Barevná mapa poměrné deformace ε_B .

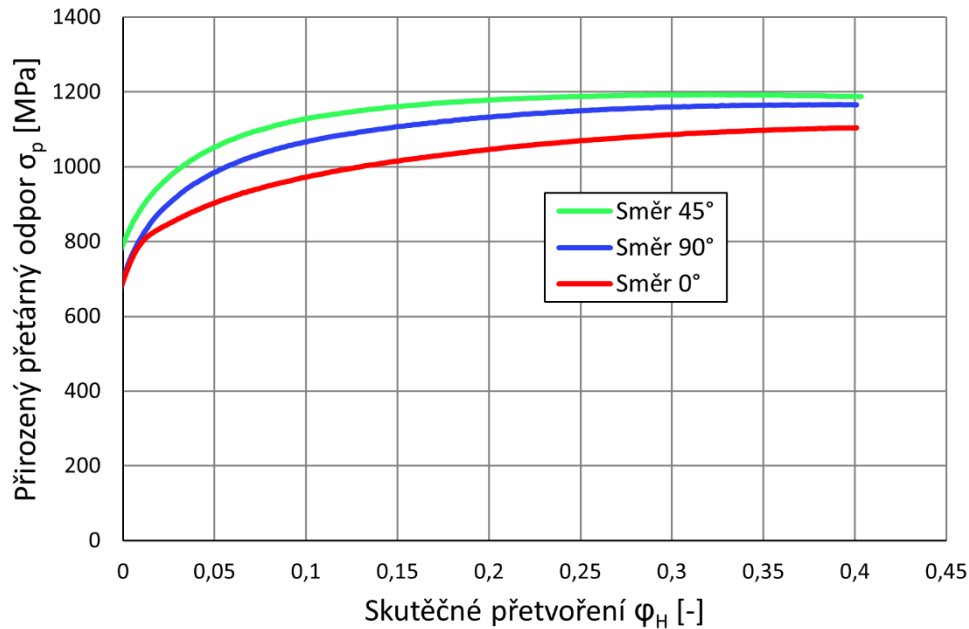
V poslední řadě byl vytvořen průběh rychlostí skutečného přetvoření $\dot{\varphi}_H$. Graf byl vyobrazen na obrázku 38. Rychlost přetvoření se v průběhu zkoušky pohybovala okolo průměrné hodnoty $\dot{\varphi}_H = 0,0056 \text{ s}^{-1}$.



Obr. 38 Rychlost přetvoření při tlakové zkoušce.

3.1.2 Průběh a velikost přetvárných odporů

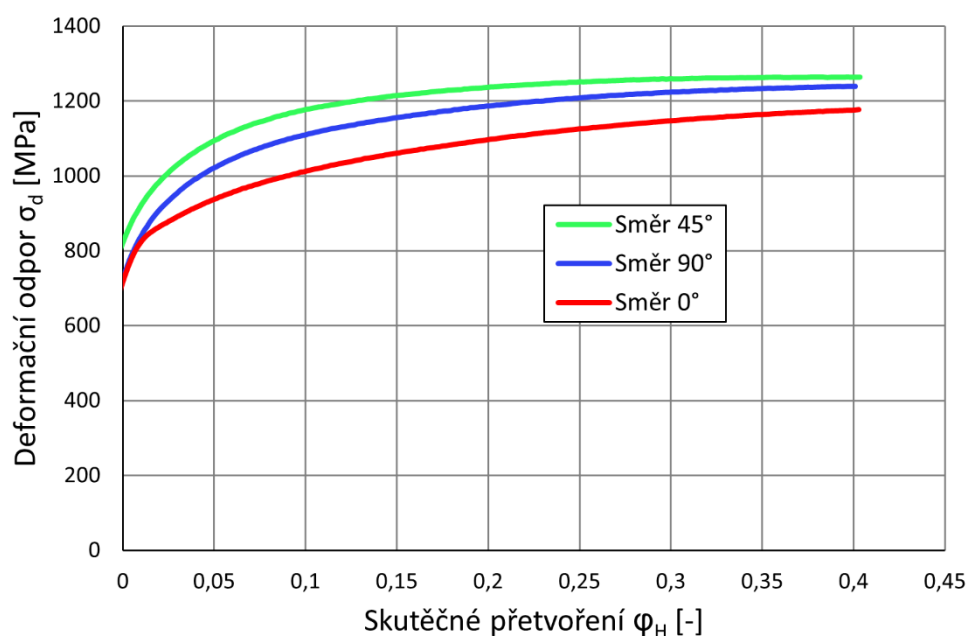
Pro všechny zatěžované směry byl nejdříve vypočten přirozený přetvárný odpor σ_p dle rovnic 2.21–2.23, pomocí zákona zachování objemu a ideálního průřezu. Na obrázku 39 byla vyobrazena závislost σ_{p0} , σ_{p45} a σ_{p90} na skutečném přetvoření výšky vzorku φ_H . Na grafu si lze povšimnout rozdílu velikostí mezi kluzu pro jednotlivé směry zatížení, kde nejmenší mez kluzu byla $\sigma_{k0} = 692 \text{ MPa}$, poté $\sigma_{k90} = 700 \text{ MPa}$, a nejvyšší pod úhlem 45° $\sigma_{k45} = 793 \text{ MPa}$. Na konci zkoušky dosahují hodnoty v zatížení pod úhly 90° a 45° obdobných hodnot $\sigma_{p45} = 1189 \text{ MPa}$ a $\sigma_{p90} = 1165 \text{ MPa}$, nejnižší hodnoty dosahuje přirozený přetvárný odpor při zatížení ve směru válcování a to $\sigma_{p0} = 1104 \text{ MPa}$.



Obr. 39 Křivky přirozených přetvárných odporů.

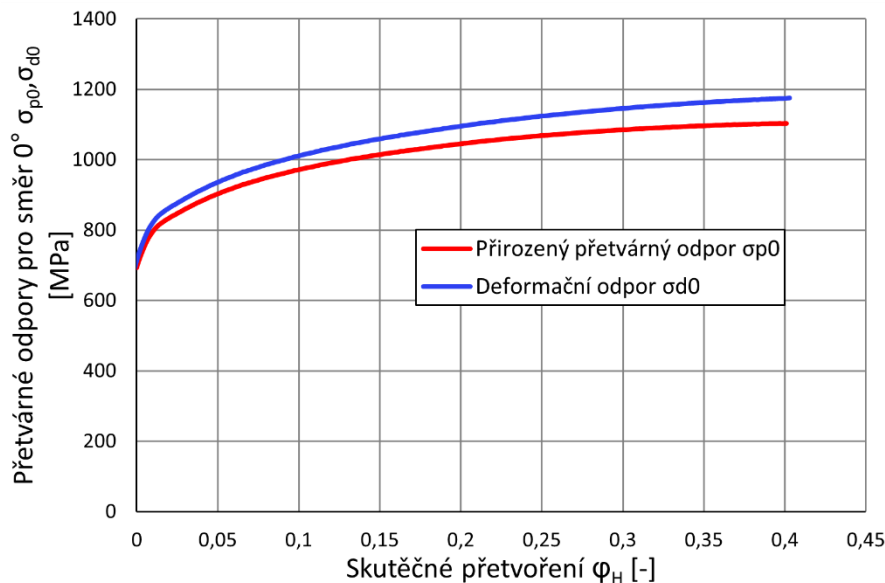
Křivky deformačního odporu oceli Strenx byly vypočteny s využitím rovnice dle Gubkina 2.26. Velikosti stran **A** a **B** v průběhu zatěžování byly získány výpočtem z hodnot ϵ_A a ϵ_B , které byly v předcházející kapitole vyhodnoceny v programu Aramis. Na následujícím obrázku 40 je již vidět průběh křivek deformačních odporů σ_{d0} , σ_{d45} a σ_{d90} . Tvar křivek je téměř stejný jako u přirozeného přetvárného odporu. Jsou zde pouze připočteny i pasivní vlivy, jako například tření mezi nástrojem a vzorkem. Konečné hodnoty odporu jednotlivých zatěžovaných směrů pro skutečné přetvoření $\phi_H = 0,4$ dosahovaly $\sigma_{d0} = 1\,175$ MPa, $\sigma_{d45} = 1\,263$ MPa a $\sigma_{d90} = 1\,239$ MPa. Ukázka dosazení do vztahu dle Gubkina pro vzorek 001 při stlačení o 1 mm:

$$\sigma_{d0} = 951 \cdot \left[1 + \frac{1}{2} \cdot \frac{0,2 \cdot 5,45}{6,05} \cdot \left(1 - \frac{1}{3} \cdot \frac{5,45}{3,41} \right) \right] = 991 \text{ MPa}$$



Obr. 40 Křivky deformačních odporů.

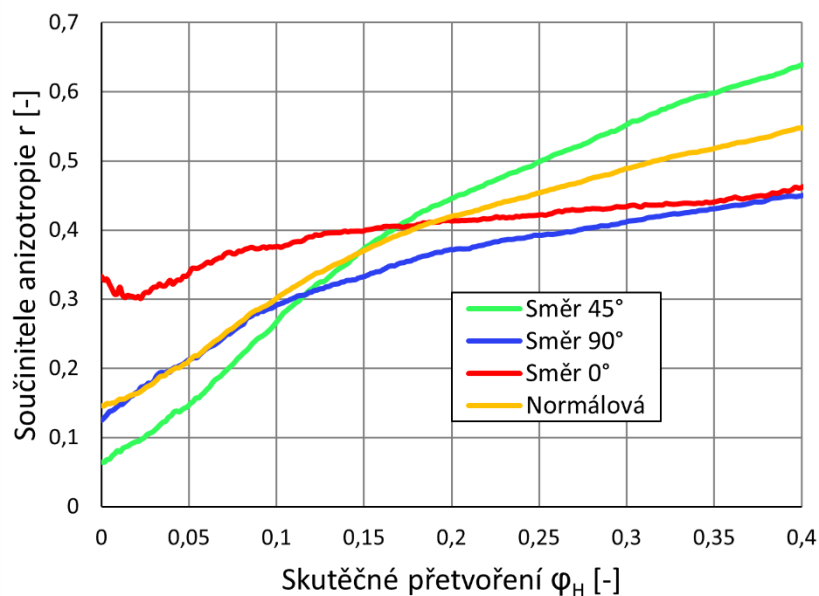
Graf na obrázku 41 vykresluje rozdíl velikostí přetvárných odporů σ_{p0} a σ_{d0} . Porovnání křivek pro ostatní směry zatížení můžeme vidět v příloze 3. Nejvýraznější rozdíl přetvárných odporů byl na konci zatěžování o přibližně 80 MPa. Dle teoretických předpokladů vycházel deformační odpor vyšší.



Obr. 41 Porovnání přetvárných odporů ve směru válcování.

3.1.3 Posouzení anizotropie u kvazistatického zatížení

Pro vyhodnocení anizotropního chování oceli Strenx byly za pomoci rovnice 2.27 vypočítány součinitele anizotropie pro každý směr r_0 , r_{45} , r_{90} . Jejich průběh v závislosti na skutečném přetvoření ϕ_H je vidět na obrázku 42. V první polovině závislosti dosahuje výrazně nejvyšších hodnot součinitel r_0 . Nedochozí však k jeho dalšímu výraznému nárůstu. Nejprudší růst lze pozorovat u součinitele r_{45} , který z počátku dosahuje nejnižší hodnoty $r_{45} = 0,06$ a na konci zkoušky naopak nejvyšší $r_{45} = 0,63$. To je přibližně desetinásobek původní hodnoty. Na obrázku 42 byla vyobrazena i normálová anizotropie Δr vypočítaná dle vzorce 2.28. Normálovou anizotropii lze považovat za aritmetický průměr součinitelů r_0 , r_{45} a r_{90} . Je viditelné, že průběh součinitele r_{90} a Δr je zhruba do hodnoty $\phi_H = 0,08$ téměř stejný.



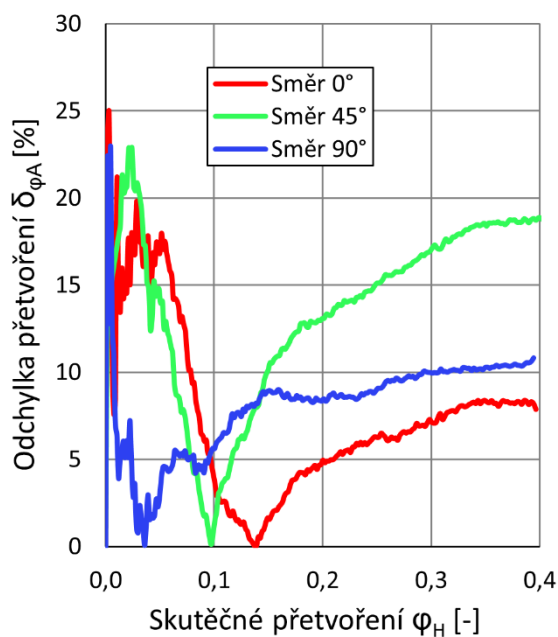
Obr. 42 Závislost součinitelů anizotropie na skutečném přetvoření.

K posouzení anizotropie byly taktéž srovnány rozdíly velikostí přetvoření φ_A a φ_B . Za tímto účelem byla vypočtena průměrná hodnota přetvoření φ_{Am} a φ_{Bm} , a posléze relativní odchylka jednotlivých přetvoření od tohoto průměru $\delta\varphi_A$ a $\delta\varphi_B$ dle vzorce 3.2.

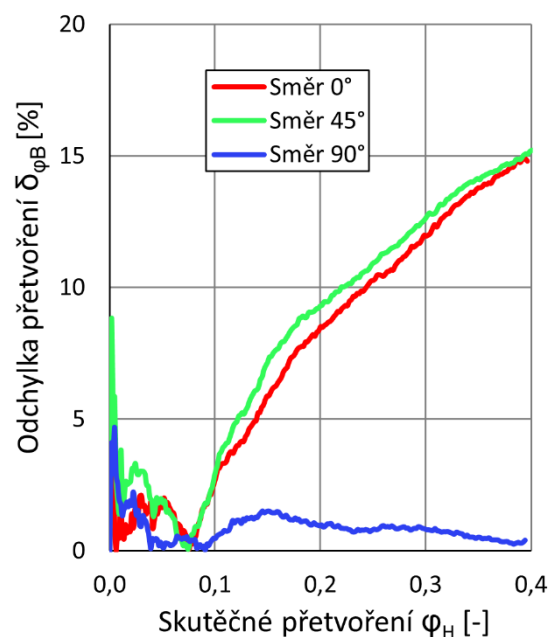
$$\delta_\varphi = \frac{|\varphi_m - \varphi|}{|\varphi_m|} \cdot 100, \quad (3.2)$$

kde: δ_φ – relativní odchylka přetvoření [%],
 φ_m – průměrná hodnota přetvoření [-].

Na obrázku 43 je vyobrazen průběh odchylek $\delta\varphi_A$ pro jednotlivé směry. Do hodnoty přetvoření $\varphi_H = 0,1$ jsou viditelné prudké změny velikostí odchylek. Poté však dochází ke stabilizaci průběhů. Nejvyšší odchylka od průměrné hodnoty nastávala u směru zatížení 45° $\delta\varphi_{A45} = 18,8 \%$, následně v kolmém směru $\delta\varphi_{A90} = 10,8 \%$ a nejnižší odchylka ve směru válcování $\delta\varphi_{A0} = 7,9 \%$. Stejná závislost byla vytvořena na obrázku 44 pro odchylku $\delta\varphi_B$. Zde je vidět neustálý růst odchylek ve směru 45° a 0° , kde konečné hodnoty dosahovaly $\delta\varphi_{B0} = 14,8 \%$ a $\delta\varphi_{B45} = 15,2 \%$. V kolmém směru se odchylka $\delta\varphi_{B90}$ pohybovala v nízkých hodnotách $\pm 1 \%$ a přetvoření φ_{B90} se téměř rovnalo průměrné hodnotě φ_{Bm} .



Obr. 43 Odchylka přetvoření šířky.



Obr. 44 Odchylka přetvoření tloušťky.

Při kvazistatické zkoušce lze pozorovat anizotropní chování, a to nejvýrazněji ve směru zatížení 45° . V tomto směru bylo možné pozorovat dosažení nejvyšších hodnot zatížení jak síly, tak přetvárných odporů. Taktéž oproti směrům 0° a 90° , kde byla mez kluzu σ_k téměř stejná, byla zjištěná mez kluzu σ_{k45} výrazně vyšší. I deformace zde probíhala odlišně, viz výrazná změna anizotropního součinitele r_{45} . Ten popisuje poměr přetvoření v tloušťce a šířce, tudíž při hodnotě blízké se 1 se přetvoření liší nejméně. Dle průběhu r_{45} je vidět, že v počátku zatížení je ve směru 45° přetvoření tloušťky φ_{B45} zřetelně menší než přetvoření šířky φ_{A45} . Naopak na konci kvazistatické zkoušky jsou si ze všech směrů přetvoření φ_{B45} a φ_{A45} nejbližší.

Nejmenšího zatížení bylo při vyhodnocování pěchovací zkoušky dosahováno ve směru rovnoběžném se směrem válcování, což je zřetelné jak na obrázku 32 u závislosti síly, tak v případě přetvárných odporů na obrázcích 39 a 40.

3.2 Taylorův rázový test oceli Strenx

Příprava vzorků byla obdobná jako u kvazistatické zkoušky, kde nejprve byly z plechu vyřezány pomocí vodního paprsku ve třech směrech vůči směru válcování. Posléze byly dopadové plochy vzorků zbroušeny na magnetické brusce pro snížení tření mezi kontaktními plochami a odstranění otřepů. Mikrometrem byly vzorky změřeny a označeny dle jednotlivých směrů, a to pro 0° 00x, pro 45° 45x a pro 90° 90x. Nakonec došlo ke zvážení pro získání přesnější hodnoty hustoty. Ukázka hotového vzorku je na obrázku 45. Dle změřených rozměrů byly na 3D tiskárně vyhotoveny nosiče, které zaručují bezproblémový průlet hlavní. K jejich oddělení od vzorku dojde před samotným nárazem. Vložení do nosičů byly vzorky připraveny k provedení zkoušky, viz obrázek 46. Rozměry vzorků lze vidět v příloze 4.

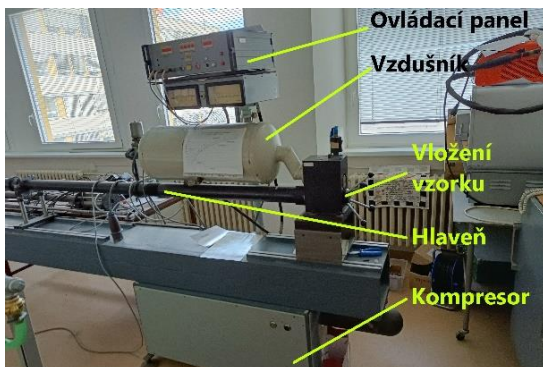


Obr. 45 Vzorek pro Taylorův test.

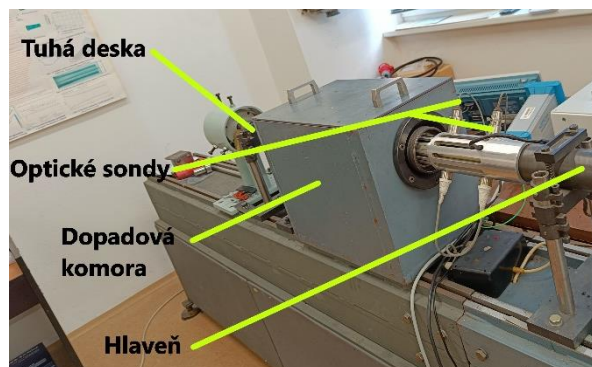


Obr. 46 Vzorek s nosičem.

Samotná zkouška probíhala v Laboratoři rychlých deformací a modelování tvářecích procesů na FSI VUT v Brně. Průběh zkoušky začíná nastavením doby plnění vzdušníku kompresorem na řídicím panelu, což určuje velikost dopadové rychlosti. Po nastavení doby plnění je vzorek s nosičem vložen do hlavní. Popisované části lze spatřit na obrázku 47.



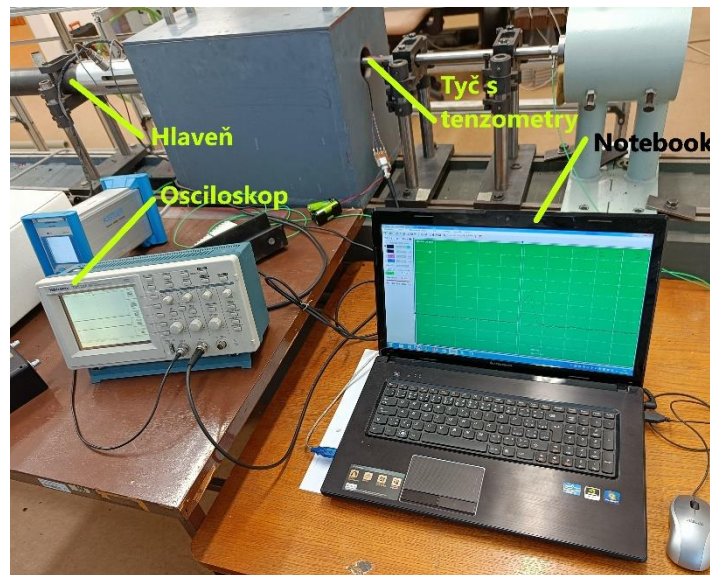
Obr. 47 Nastavení kompresoru a vkládání vzorku.



Obr. 48 Měření rychlosti a dopadová komora.

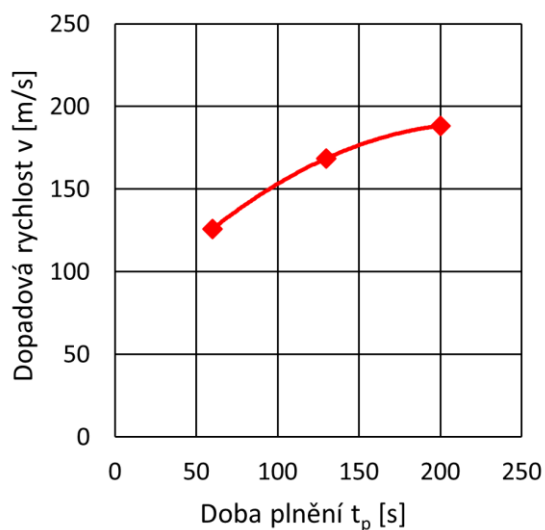
Po vložení vzorku do hlavní je zapnut kompresor a začíná doba plnění vzdušníku stlačeným vzduchem. Po naplnění je vzorek vystřelen společně s nosičem, jenž je v průběhu letu od vzorku oddělen. Vzorek dále již letí sám a před samotným nárazem je změřena jeho dopadová rychlost. Toho je docíleno dvěma optickými sondami, které zaznamenají, že vzorek narušil průchod paprsku světla, čímž je získána doba průletu. Jelikož je známa přesná vzdálenost mezi těmito sondami, je možné jednoduše pomocí vzorce 2.35 dopočítat dopadovou rychlost vzorku. Po změření doby průletu již vzorek vstupuje do dopadového prostoru a dojde ke střetu s tuhým tyčí. Na obrázku 48 je možné vidět část zařízení s optickými sondami a dopadovým prostorem.

Tuhá tyč zprostředkovává funkci dynamometru a jsou k ní připojeny odporové tenzometry. Změřené napětí je zaznamenáno osciloskopem a následnou závislost času na napětí si lze vyexportovat do notebooku ve formátu pro program MS Excel. Z hodnot napětí bude posléze vypočtena rázová síla. Vše je možné spatřit na obrázku 49.



Obr. 49 Měření zkoušky TAT.

Pro získání závislostí rázové síly a dynamické meze kluzu na hodnotě dopadové rychlosti, byly pro každý směr vystřeleny 3 vzorky za různých dopadových rychlostí. Kompresor byl vždy nastaven na dobu plnění 60 s, 130 s a 200 s. Čímž byly obdrženy dopadové rychlosti o přibližné hodnotě 125 ms^{-1} , 165 ms^{-1} a 185 ms^{-1} . Závislost doby plnění na získané rychlosti je možné vidět na obrázku 50. Po skončení zkoušky byla změřena celková délka všech otestovaných vzorků a vypočítán rozdíl oproti původní délce. Obě tyto hodnoty společně s dobou průletu a vypočítanou dopadovou rychlostí jsou obsaženy v tab. 4. Na obrázku 51 lze vidět vzorek 453 po provedení testu, všechny ostatní vzorky nafocené z různých směrů je možné vidět v příloze 5.



Obr. 50 Závislost doby plnění na rychlosti letu.



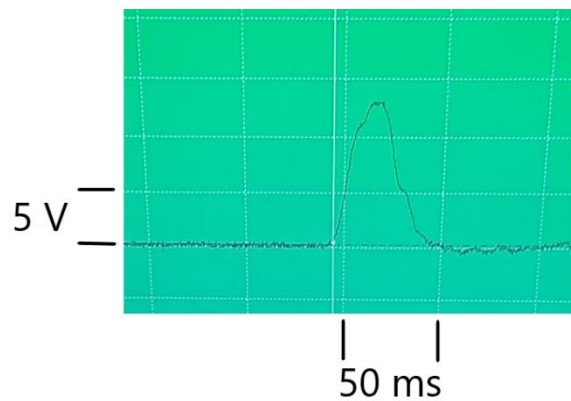
Obr. 51 Deformovaný vzorek 453 po TAT.

Tab. 4 Hodnoty proměřené při provedení zkoušky TAT.

Vzorek	t_p [s]	v [ms^{-1}]	L_0 [mm]	L_1 [mm]	ΔL [mm]
001	60,00	125,94	29,79	28,25	-1,54
002	130,00	168,63	29,62	27,36	-2,26
003	200,00	188,32	29,61	26,75	-2,86
901	60,00	125,79	29,61	28,07	-1,54
902	130,00	163,39	29,48	27,27	-2,21
903	200,00	184,84	29,46	26,80	-2,66
451	60,00	124,38	29,57	28,31	-1,26
452	130,00	164,47	29,45	27,17	-2,28
453	200,00	184,84	29,45	26,74	-2,71

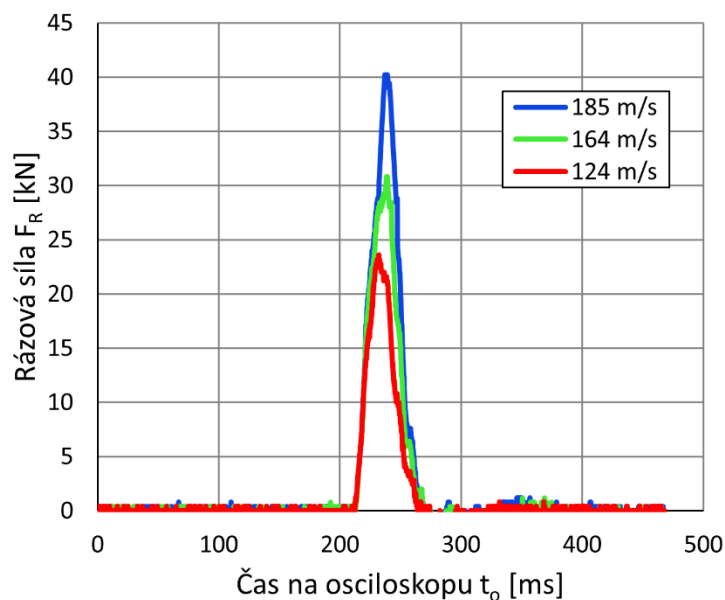
3.2.1 Vyhodnocení rázové síly

Pro získání velikosti rázové síly je nutné vyhodnotit napětí z dynamometru, které bylo zaznamenáno na osciloskopu. Osciloskop v průběhu zkoušky vykresloval závislost napětí na čase, kterou odesílal na připojený notebook, viz obrázek 52.



Obr. 52 Ukázka záznamu napětí z osciloskopu.

Pro převedení záznamu napětí na hodnotu rázové síly F_R stačí vynásobit velikost napětí dvěma, kde 1 V odpovídá síle 2 kN. Na obrázku 53 je vynesena závislost rázové síly F_R na čase t_0 zaznamenaném na osciloskopu pro zatěžovaný směr 45° .

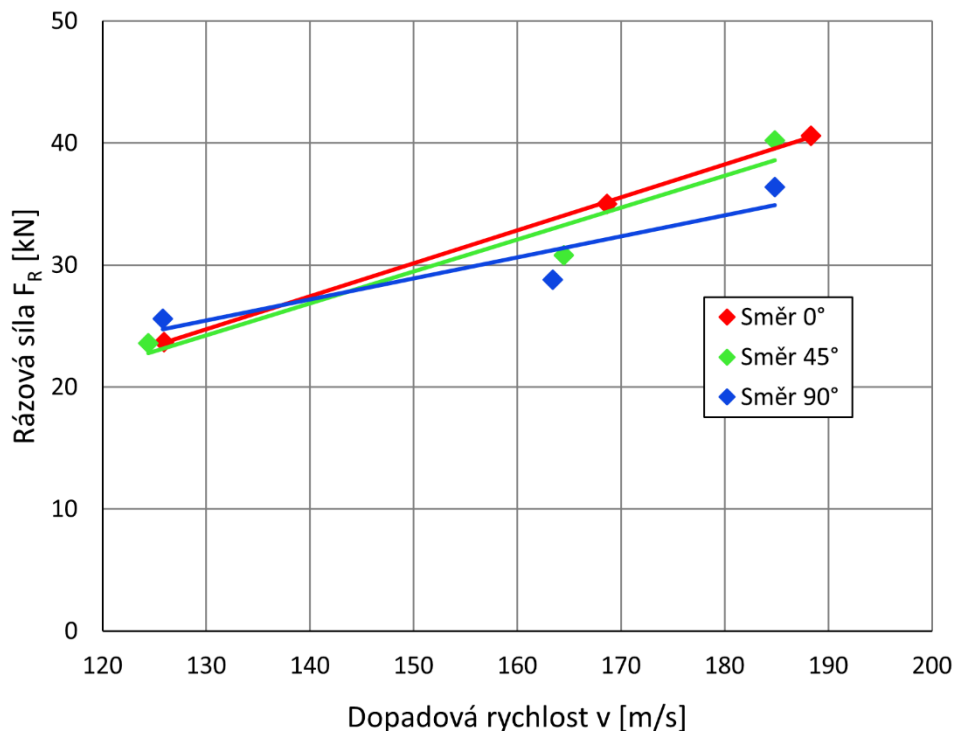

 Obr. 53 Závislost rázové síly na čase pro směr 45° .

Průběhy rázových sil naměřených pomocí dynamometru pro všechny směry jsou k vidění v příloze 6. K dalšímu zpracování jsou důležité pouze maximální naměřené hodnoty rázové síly F_R , které jsou vypsány v tabulce 5. Při nejvyšší vystřelené rychlosti dochází při dopadu k vymezení síly o hodnotě 40 kN.

Tab. 5 Hodnoty napětí a rázové síly.

Vzorek	v [ms^{-1}]	U [V]	F [kN]
001	125,94	11,83	23,66
002	168,63	17,50	35,00
003	188,32	20,30	40,60
901	125,79	12,80	25,60
902	163,39	14,40	28,80
903	184,84	18,20	36,40
451	124,38	11,80	23,60
452	164,47	15,40	30,80
453	184,84	20,10	40,20

Na obrázku 54 je graficky znázorněna závislost rázové síly na dopadové rychlosti, kde byla naměřená data proložena přímkou. Zde je možné si všimnout nejvýraznějšího růstu naměřené síly a zároveň i jejích nejvyšších hodnot u vzorků zatížených ve směru válcování, což je v kontrastu s výsledky síly při kvazistatické zkoušce. Růst síly pod úhlem 45° je obdobný. Pomalý nárůst získané síly při zvyšující se vystřelené rychlosti byl zaznamenán u vzorků zatížených kolmo vůči směru válcování, kde bylo naměřeno maximum síly pouhých $F_{R90} = 36$ kN. To je rozdíl 4 kN oproti rázovým silám F_{R0} a F_{R45} , které dosahovaly obdobné maximální hodnoty.



Obr. 54 Závislost rázové síly na dopadové rychlosti.

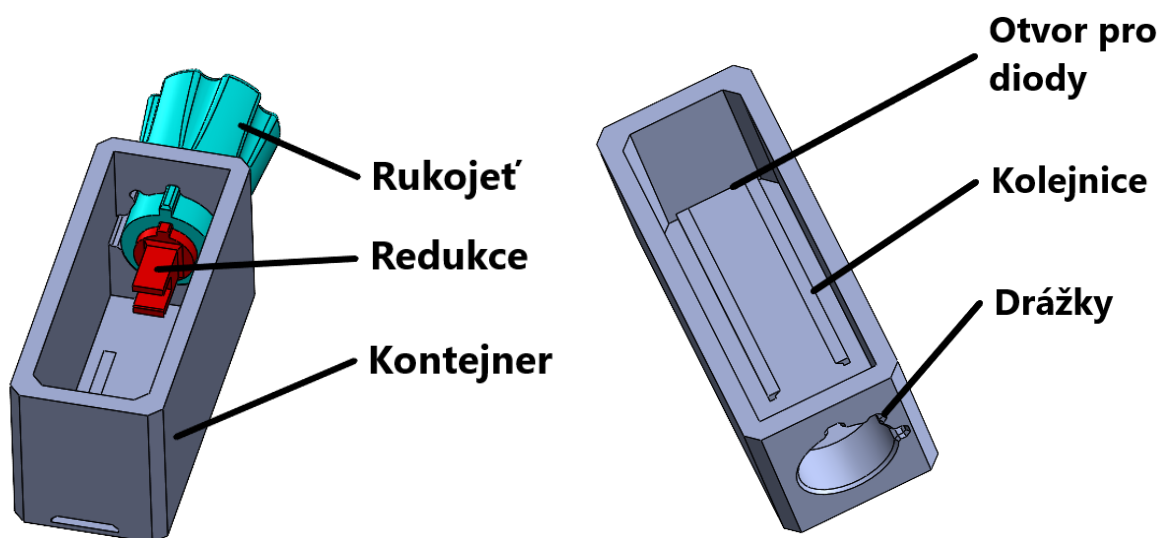
3.2.2 Vytvoření přípravku pro optické proměření

V rámci diplomové práce byl navržen a vyroben přípravek pro usazení vzorků při měření obrazovou analýzou. Při optickém proměření vzorku je důležité jeho upevnění a vytvoření příznivých světelných podmínek. Dále ustanovení umožňující opakovatelnost, díky čemuž je možné srovnání jednotlivých vzorků.

Pro navrhovaný přípravek byly stanoveny následující požadavky:

- Zamezení přístupu okolního světla.
- Vložení zdroje světla pro podsvícení vzorku.
- Upevnění světelného zdroje.
- Možnost natočení vzorku pod různými úhly.
- Univerzální užití i pro jiné tvary a rozměry.

Dle uvedených požadavků byl v programu SolidWorks navržen přípravek skládající se celkem ze tří částí, a to kontejneru, rukojeti a redukce, viz obrázek 55. Kontejner je uzavřený pro zamezení vstupu okolního světla a umožňuje vložení pásky s diodami přes otvor, viz obrázek 56, kde je posléze vymezen posuv pásky kolejnicemi. Za účelem možnosti natáčení vzorku v daných úhlech byly v otvoru pro vložení rukojeti vytvořeny drážky, které umožňují natočení na 0° , 45° a 90° .

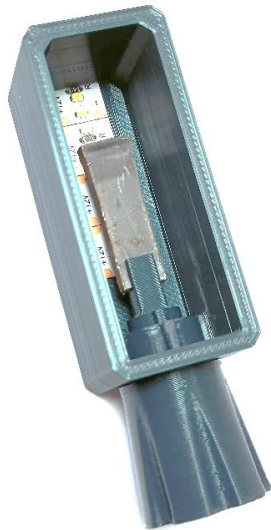


Obr. 55 Návrh sestavy přípravku.

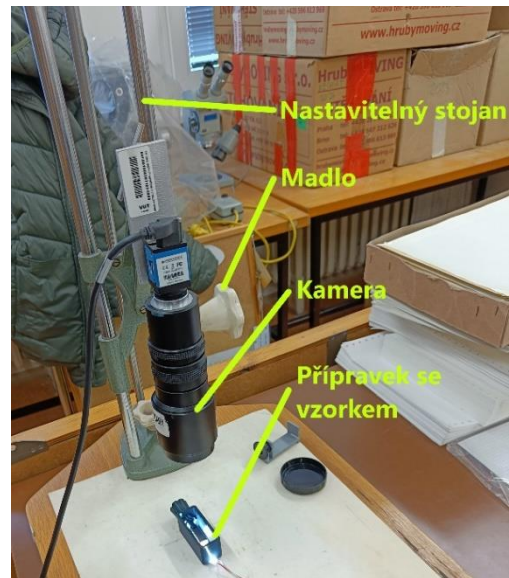
Obr. 56 Popis kontejneru.

Rukojeť slouží pro natočení a vložení redukce, která umožňuje upevnění měřeného tělesa. Představuje také malou součást, kterou lze lehce upravit a znovu vyrobit dle rozměrů a tvarů vzorku. Úchyt redukce byl vytvořen tak, aby byl užší než samotný vzorek, a tím dával možnost měřit celkovou délku tělesa. Všechny součásti jsou taktéž navrženy pro jejich snadnou výrobu na 3D tiskárně.

Po návrhu byly součásti vytištěny na 3D tiskárně Ender 3 V2 od firmy Creality z materiálu PLA. Sestavený přípravek i s vloženým vzorkem je vyobrazen na obrázku 57. Prvotně stanovené požadavky byly splněny a nyní je vše připraveno k provedení obrazové analýzy.



Obr. 57 Sestavený přípravek.



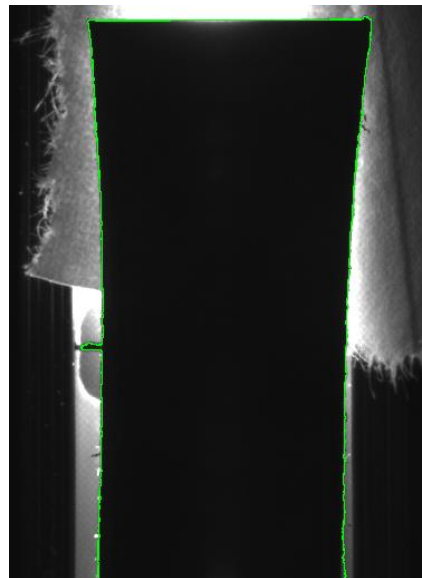
Obr. 58 Obrazová analýza.

3.2.3 Optické proměření kontury

Kontura byla proměřena kamerou v Laboratoři rychlých deformací a modelování tvářecích procesů na FSI VUT v Brně. Průběh zkoušky je možné vidět na obrázku 58. Měřený vzorek byl nejprve vložen do přípravku s rozsvícenými LED diodami. Poté byla madlem na nastavitelném stojanu měněna vertikální pozice kamery, čímž se nastavila optimální vzdálenost od vzorku. Při dostatečném zaostření byl vytvořen snímek, který byl dále zpracováván makrem pro vyhodnocení kontury v programu NIS-Elements od firmy Laboratory Imaging s.r.o. To funguje tím způsobem, že při označení požadované plochy, v tomto případě vzorku, vyplní makro oblast, kterou považuje za jedno těleso. Tuto oblast lze následně dle potřeby a přesnosti rozpoznání upravovat. Ukázka vyplněné oblasti je na obrázku 59. Zde je důležité správné podsvícení měřené kontury a vytvoření co nejvýraznějšího kontrastu, aby makro dokázalo přesně rozpoznat oblast vzorku. Po vytvoření oblasti znázorňující měřený vzorek makro převede okraje této plochy na data, která popisují danou konturu. Ty lze následně vyexportovat do programu Excel. Vyhodnocenou konturu můžeme vidět na obrázku 60, zde je možné si všimnout kontrastu mezi vzorkem a pozadím způsobeným LED diodami.

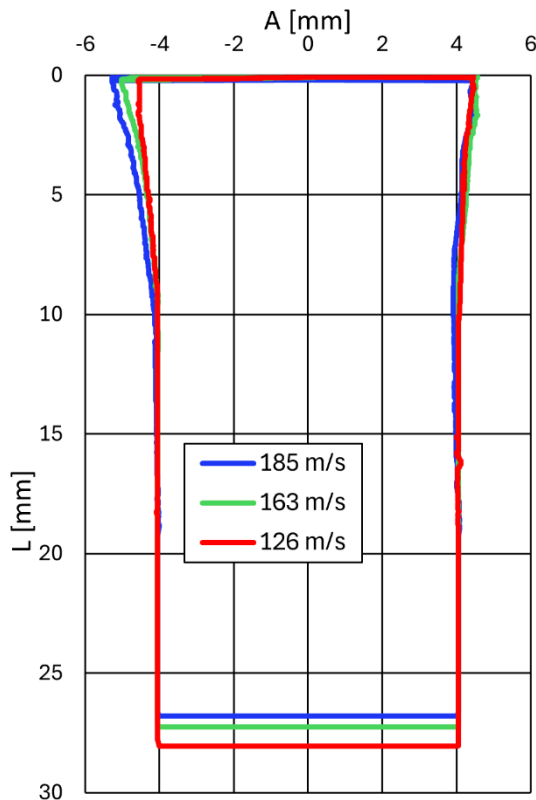


Obr. 59 Rozpoznaná oblast makrem.

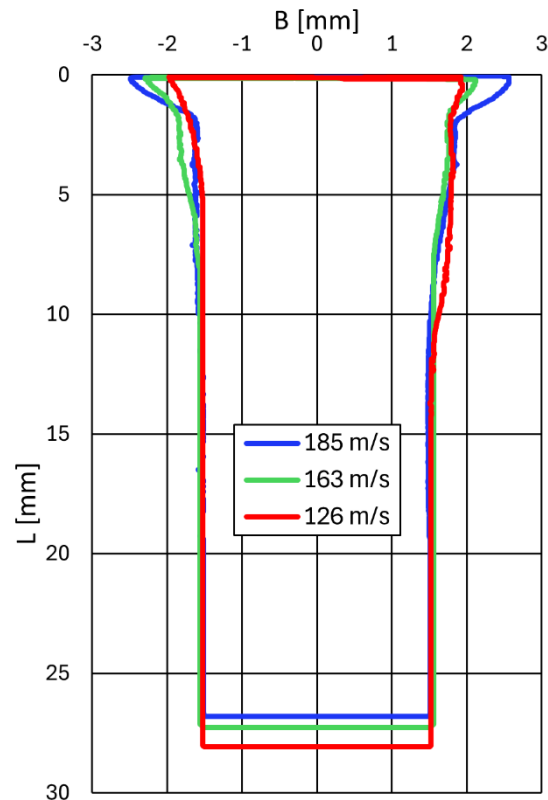


Obr. 60 Vyhodnocená kontura makrem.

Vyhodnocená data byla dále zpracována a kontury všech vzorků byly proměřeny, jak v rozměru šířky **A**, tak v tloušťce plechu **B**. Na obrázku 61 je vidět porovnání deformované kontury rozměru **A** pro jednotlivé dopadové rychlosti ve směru zatěžování 90° . Lze si všimnout zmenšující se konečné délky L_1 s rostoucí dopadovou rychlostí a nárůstu šířky na dopadové ploše A_1 . Je taktéž viditelné, že k výraznějšímu růstu šířky **A** docházelo především na jedné straně, v grafu v záporných hodnotách. Na obrázku 62 je vynesena změna kontury stejných vzorků proměřených v tloušťce plechu **B**. Zde je viditelná podstatně větší deformace a u rychlostí 163 m/s a 185 m/s vytvoření typického nýtového tvaru. Kontury všech vzorků jsou vyobrazeny v příloze 7.



Obr. 61 Kontura dle rychlosti rozměru A.



Obr. 62 Kontura dle rychlosti rozměru B.

Díky obrazové analýze bylo možné přesně určit délky plastické oblasti h a elastické oblasti x_e . Ty jsou důležité při výpočtech dynamické meze kluzu dle Taylora a Jonese. Naměřené hodnoty viz tabulka 6. Z hodnot je názorný předpokládaný růst délky plastické oblasti s vyšší dopadovou rychlostí. Z obrazové analýzy byly taktéž odečteny hodnoty šířky A_1 a tloušťky plechu B_1 na dopadové ploše, pomocí nichž bylo spočteno přetvoření průřezu ϕ_s dle vzorce 3.3. K nejnižšímu ϕ_s docházelo při směru zatížení 90° , což odpovídá i nejmenší změně délky z tabulky 4. Naopak nejvyšší přetvoření $\phi_s = 0,74$ bylo vyhodnoceno u směru zatížení 45° vůči směru válcování.

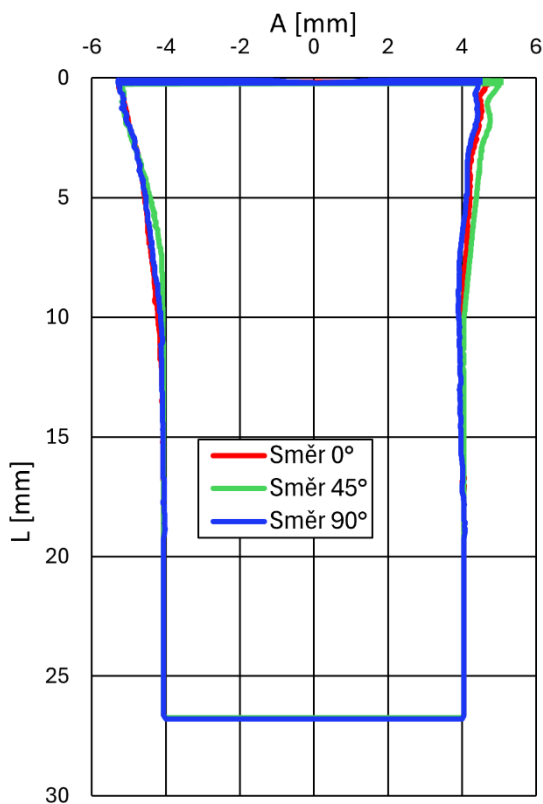
Tab. 6 Naměřené délky plastické a elastické oblasti.

Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
h [mm]	9,39	11,46	12,20	10,02	11,69	12,10	10,22	11,51	12,24
x_e [mm]	18,86	15,90	14,55	18,29	15,48	14,64	17,85	15,76	14,56
A_1 [mm]	8,95	9,68	10,01	9,34	9,89	10,23	9,04	9,60	9,81
B_1 [mm]	4,00	4,71	5,07	3,80	4,65	5,13	3,91	4,42	5,15
ϕ_s [-]	0,38	0,63	0,72	0,37	0,62	0,74	0,36	0,52	0,72

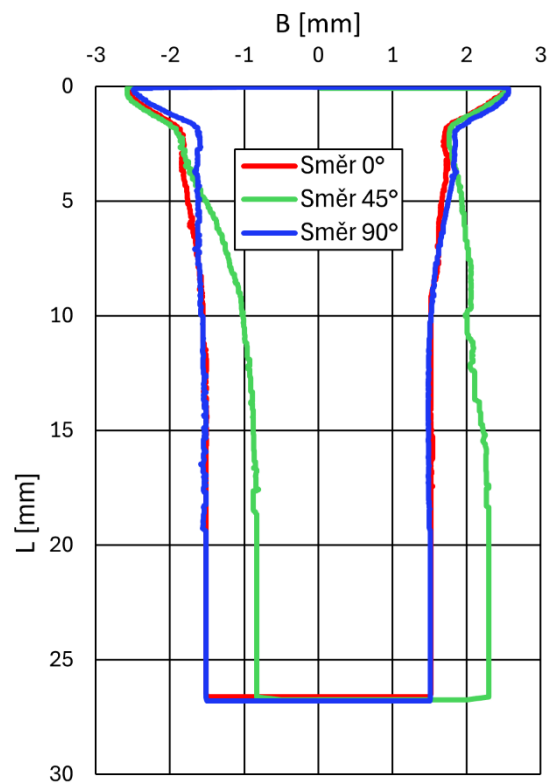
$$\varphi_S = \ln\left(\frac{S_1}{S_0}\right) = \ln\left(\frac{A_1 \cdot B_1}{A_0 \cdot B_0}\right), \quad (3.3)$$

kde: φ_S – přetvoření průřezu [-],
 A_1 – šířka deformovaného vzorku [mm],
 B_1 – tloušťka deformovaného vzorku [mm].

Na obrázcích 63 a 64 byl vyobrazen rozdíl kontur pro jednotlivé zatěžované směry za nejvyšší dosažené dopadové rychlosti $v = 185 \text{ ms}^{-1}$ v rozměru **A**, respektive **B**. Na obrázku 63 lze vidět nejmenší rozšíření rozměru **A** při zatížení v 90° . Na obrázku 64 je vidět, že na počátku plastické oblasti dochází k postupnému rozšiřování vzorku, následuje zhutnění materiálu a pokles tloušťky. Posléze vzniká část nýtu s výrazným nárůstem deformace. Zřetelná změna je u vzorků ve směru 45° , kde došlo při dopadu k vybočení. K tomuto fenoménu nastalo nejen za nevyšší dopadové rychlosti, ale i při $v = 165 \text{ ms}^{-1}$ u vzorku 452, viz příloha 7. Viditelné ovšem je, že oblast s nýtovým tvarem je u všech směrů velmi podobná a ani konečné rozměry se výrazně neliší. Jednou z možností, proč došlo ve směru 45° k vybočení vzorku, by mohlo být to, že při dopadu setrvačná síla poháněla zadní část vzorku směrem k dopadišti. Jelikož však již došlo k zastavení přední části vzorku, tak začalo docházet k prokluzu materiálu po orientované struktuře a vlákněch v tělese. Tím nastávalo postupné vybočení vzorku, dokud nedošlo k jeho celému zastavení.



Obr. 63 Kontura dle směru rozměru A.



Obr. 64 Kontura dle směru rozměru B.

3.2.4 Výpočet dynamické meze kluzu

V rámci práce bude vypočtena dynamická mez kluzu σ_f dle tří různých metod. Podle původní Taylorovy teorie, dle metody od Jonese a Gillise, a v poslední řadě pomocí principu Wilkinsona a Guiana. Srovnány budou výsledné hodnoty σ_f v různých zatěžovaných směrech a rozdíl jednotlivých přístupů k výpočtu.

Taylorův princip

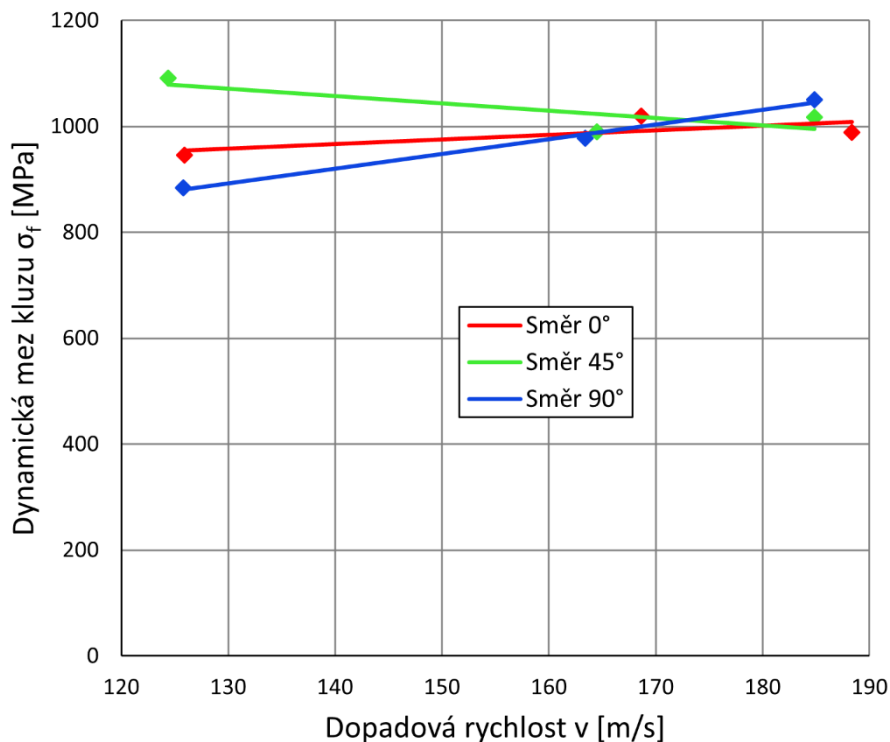
K výpočtu dynamické meze kluzu σ_f podle Taylora byl použit vzorec 2.42 závislý na dopadové rychlosti v , hustotě zkušební tělesa ρ a délkových rozměrů L_0 , L_1 a x_e . Vypočtené hodnoty pro jednotlivé zkoušené vzorky je možno vidět v tabulce 7. Dynamická mez kluzu dle Taylorova principu byla v průměru 996 MPa. Nejvyšší hodnota byla naměřena při směru 45° $\sigma_{f45} = 1\,091$ MPa. Naopak nejnižší v kolmém směru $\sigma_{f90} = 884$ MPa. Zajímavé je, že obě tyto hodnoty byly dosaženy za nejnižší zkoušené dopadové rychlosti. Ukázka výpočtu a dosazení pro vzorek 001:

$$\sigma_f = \frac{\rho \cdot v^2 \cdot (L_0 - x_e)}{2 \cdot (L_0 - L_1) \cdot \ln\left(\frac{L_0}{x_e}\right)} = \frac{7678,27 \cdot 125,94^2 \cdot (0,0298 - 0,0189)}{2 \cdot (0,0298 - 0,0283) \cdot \ln\left(\frac{0,0298}{0,0189}\right)} = 945 \text{ MPa}$$

Tab. 7 Hodnoty dynamické meze kluzu podle Taylora.

Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
v [ms^{-1}]	126	169	188	124	164	185	126	163	185
σ_f [MPa]	945	1 019	990	1 091	990	1 018	884	978	1 050

Na obrázku 65 byla vyobrazena závislost velikosti σ_f dle dopadové rychlosti v . Při zatěžovaném směru 0° dochází k velmi pomalému růstu σ_f . V kolmém směru dynamická mez kluzu postupně narůstá až do hodnoty $\sigma_f = 1\,050$ MPa. U vzorků zatížených 45° vůči směru válcování dochází k poklesu σ_f . Lze si všimnout, že s narůstající dopadovou rychlostí klesá rozdíl dynamické meze kluzu mezi jednotlivými směry.



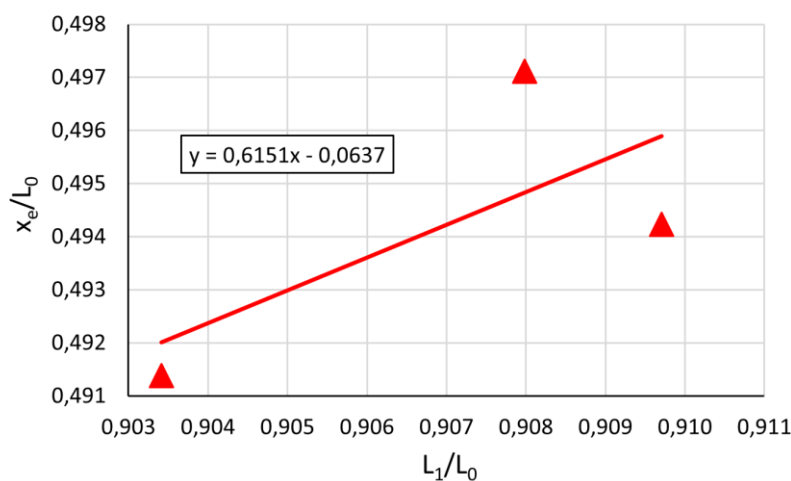
Obr. 65 Závislost dynamické meze kluzu dle Taylora na rychlosti.

Jonesův a Gillisův princip

Dynamická mez kluzu podle Jonese a Gillise byla vypočítána pomocí vztahu 2.48. K tomu bylo zapotřebí dopočítat hodnotu referenčního napětí σ_R a koeficient β . Referenční napětí se stanoví dle vztahu 3.4. [2]

$$\sigma_R = \frac{\sigma_k}{(1 - \varepsilon_L)}. \quad (3.4)$$

Koeficient rychlosti toku materiálu před a v plastické oblasti β se stanoví ze závislosti poměrů x_e/L_0 na L_1/L_0 . Získané hodnoty jsou posléze proloženy přímkou a směrnici této přímky je hledaný koeficient β . Na obrázku 66 je vyobrazena získaná přímka po proložení poměrů získaných ze vzorků testovaných za nejvyšší dopadové rychlosti 185 ms^{-1} . Koeficient byl stanoven na $\beta = 0,615$. [2]



Obr. 66 Závislost délkových poměrů pro získání koeficientu β .

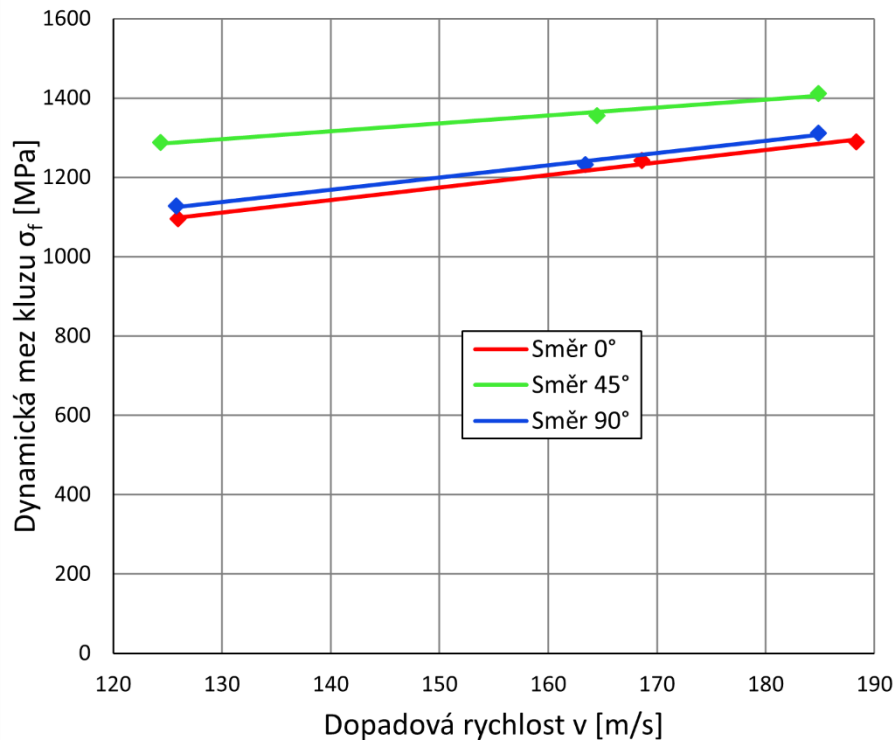
Nyní jsou známy všechny potřebné hodnoty a nezbyvá než dosadit do vztahu 2.48. Všechny vypočtené hodnoty σ_f dle Jonese můžeme vidět v tabulce 8. Průměrná hodnota dynamické meze kluzu při výpočtu touto metodou byla $1\,262 \text{ MPa}$. Nejvyšší hodnota $\sigma_f = 1\,412 \text{ MPa}$ byla vypočtena při maximální dopadové rychlosti $v = 185 \text{ ms}^{-1}$ ve směru 45° vůči válcování. Nejnižší hodnota byla $\sigma_f = 1\,095 \text{ MPa}$ ve směru kolmém při rychlosti $v = 126 \text{ ms}^{-1}$. Všechny použité hodnoty můžeme vidět v příloze 4. Ukázka dosazení pro vzorek 001:

$$\sigma_f = (1 + \varepsilon_L) \cdot \left[\sigma_R + \frac{(1 - \beta)^2}{\varepsilon_L} \cdot \rho \cdot v^2 \right] = (1 + 0,0517) \cdot \left[692 \cdot 10^6 + \frac{(1 - 0,615)^2}{0,0517} \cdot 7678 \cdot 126^2 \right] = 1\,095,05 \text{ MPa}$$

Tab. 8 Hodnoty dynamické meze kluzu podle Jonese a Gillise.

Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
$v \text{ [ms}^{-1}\text{]}$	126	169	188	124	164	185	126	163	185
$\sigma_f \text{ [MPa]}$	1 095	1 243	1 289	1 288	1 355	1 412	1 128	1 233	1 312

Stejně jako v předchozím případě byla na obrázku 67 vytvořena závislost σ_f na naměřené rychlosti pro všechny zatěžované směry. Na rozdíl od Taylorova principu lze vidět, že σ_f roste již u všech směrů. Hodnota dynamické meze kluzu pro směr 45° je výrazně větší než pro zbylé dva směry. Důvodem k tomu je, že pro výpočet referenčního napětí byla použita statická mez kluzu zjištěná v daném směru, kde pro směr 45° byla hodnota statické meze kluzu výrazně vyšší než pro ostatní směry.



Obr. 67 Závislost dynamické meze kluzu dle Jonese na rychlosti.

Wilkinsonův a Guinanův princip

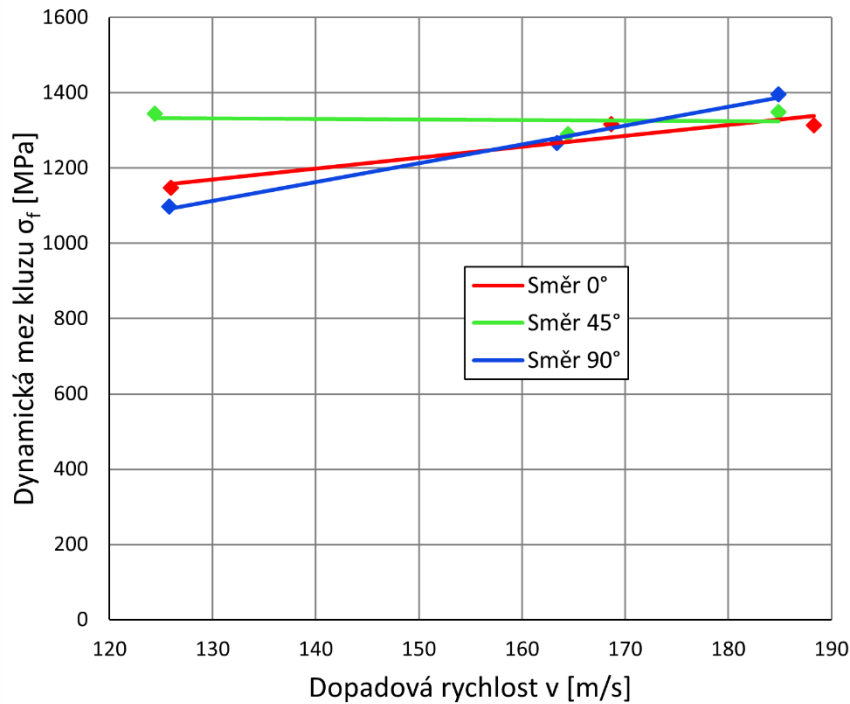
Dynamická mez kluzu dle Wilkinsona byla vypočtena dle vztahu 2.52. Opět byly všechny hodnoty vypsány v tabulce 9. Průměrná hodnota dosahovala $\sigma_f = 1\,280$ MPa. Maximální dosažená hodnota $\sigma_f = 1\,396$ MPa byla vypočtena při maximální rychlosti v kolmém směru a nejnižší $\sigma_f = 1\,097$ MPa při minimální rychlosti v kolmém směru. Dosazení do vztahu 2.52 pro vzorek 001:

$$\sigma_f = -\frac{\rho \cdot v^2}{2 \ln\left(\frac{L_1}{L_0}\right)} = -\frac{7\,678 \cdot 126^2}{2 \ln\left(\frac{0,028}{0,030}\right)} = 1\,147 \text{ MPa}$$

Tab. 9 Hodnoty dynamické meze kluzu podle Wilkinsona a Guiana.

Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
v [ms ⁻¹]	126	169	188	124	164	185	126	163	185
σ _f [MPa]	1 147	1 316	1 314	1 345	1 290	1 349	1 097	1 266	1 396

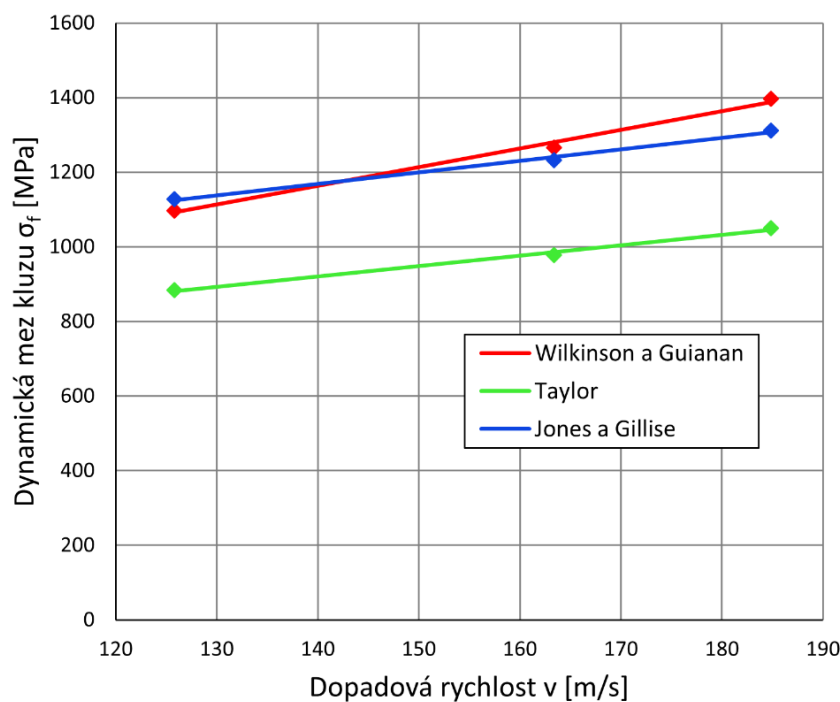
Obrázek 68 vyobrazuje závislost σ_f vypočítanou dle Wilkinsona a Guiana na v . Ve směru rovnoběžném s válcováním dochází k pomalému růstu jako u metody dle Taylora. Ve směru 45° se opět hodnota při minimální rychlosti výrazně liší od ostatních směrů a dochází k pomalému poklesu σ_f . Postupný růst lze pozorovat ve směru kolmém vůči válcování. Stejně jako u Taylorova principu je možné vidět postupné zmenšování rozdílu velikostí σ_f mezi jednotlivými směry.



Obr. 68 Závislost dynamické meze kluzu dle Wilkinsona na rychlosti.

Srovnání metod výpočtu

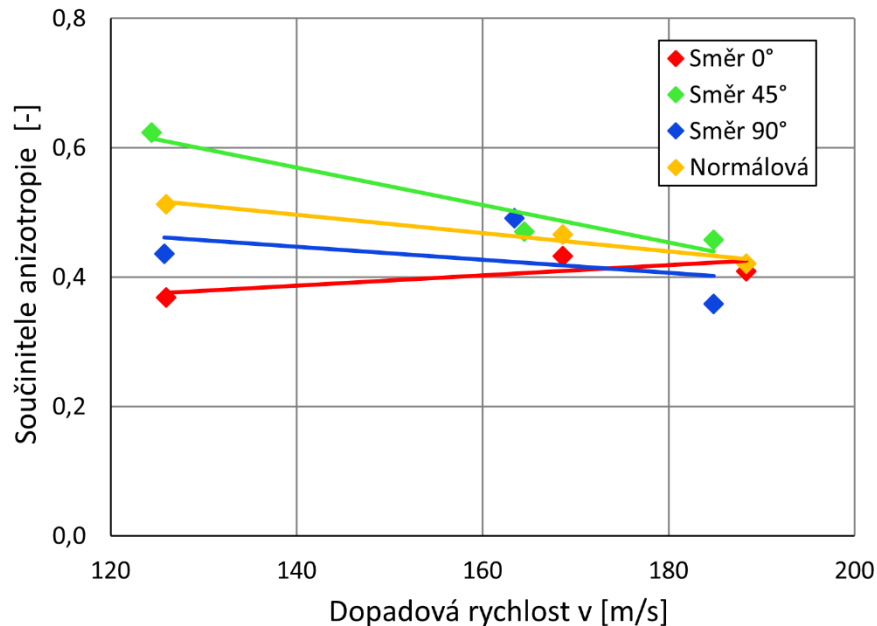
Velikosti hodnot dynamické meze kluzu všemi počítanými metodami byly srovnány na obrázku 69 pro kolmý zatěžovaný směr. Zde je vidět, že principem dle Wilkinsona a Jonese byly zpočátku získány téměř stejné hodnoty σ_f . Metoda dle Jonesa a Gillise měla však pomalejší nárůst a při nejvyšší dopadové rychlosti byla proto nejvyšší σ_f dle Wilkinsona a Guiana. Nejnižší meze kluzu byly vypočítány principem podle Taylora. Je možné si všimnout, že metody dle Taylora a Jonese mají velmi srovnatelný růst dynamické meze kluzu.



Obr. 69 Srovnání velikosti dynamické meze kluzu různých početních metod.

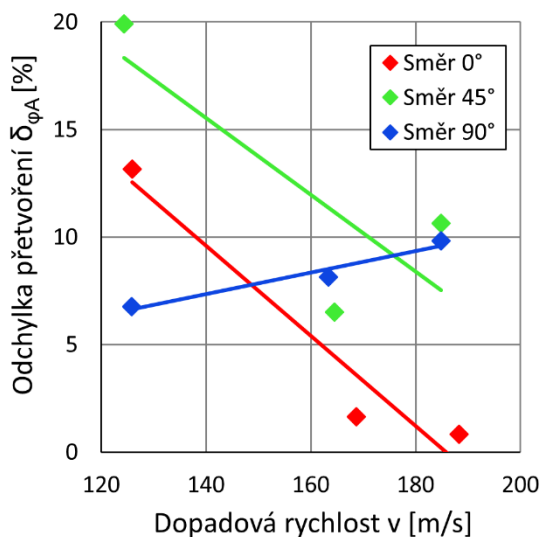
3.2.5 Vyhodnocení anizotropie u dynamického zatížení

U dynamické zkoušky bude anizotropie vyhodnocena stejným postupem, jako v případě kvazistatické zkoušky. Dle vzorců 2.27 a 2.28 byly vypočítány součinitele anizotropie, popisující poměr přetvoření šířky a tloušťky vzorku. Změna součinitelů anizotropie r_0 , r_{45} , r_{90} a Δr v závislosti na dopadové rychlosti je zobrazena na obrázku 70, kde byla naměřená data proložena přímkou. Na rozdíl od chování při kvazistatickém zatížení, kde se velikost jednotlivých součinitelů lišila, se při rázové zkoušce s navyšující dopadovou rychlostí rozdíl součinitelů zmenšuje, až začínají téměř splývat. Při maximální testované dopadové rychlosti $v = 185 \text{ ms}^{-1}$ se součinitele anizotropie blížily k hodnotě normálové anizotropie $\Delta r = 0,42$.

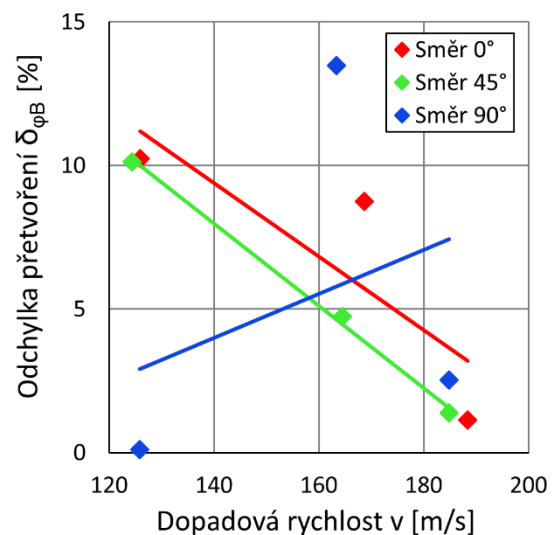


Obr. 70 Součinitele anizotropie v závislosti na dopadové rychlosti.

Dále byly vypočítány a porovnány odchylky přetvoření jednotlivých směrů oproti jejich průměrným hodnotám. Závislosti odchylek $\delta\varphi_A$ a $\delta\varphi_B$ na dopadové rychlosti jsou vyobrazeny na obrázcích 71 a 72. Zde je možné vidět, že až na výjimku u směru 90° dochází k poklesu odchylky přetvoření šířky a tloušťky od průměrné hodnoty s rostoucí dopadovou rychlostí.

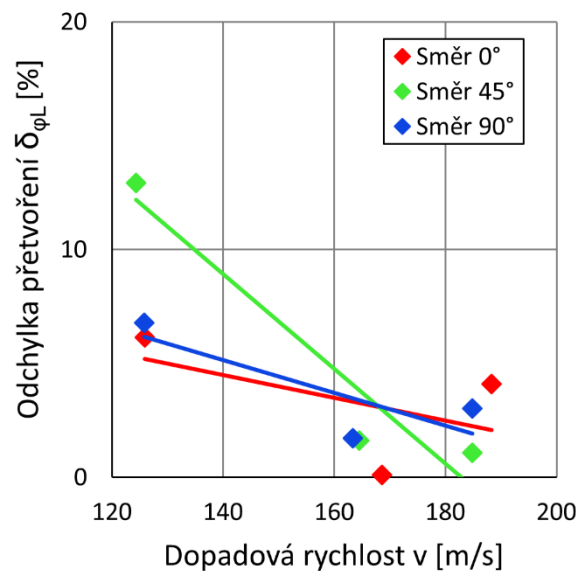


Obr. 71 Odchylka přetvoření šířky při TAT.



Obr. 72 Odchylka přetvoření tloušťky při TAT.

Pro ověření tohoto fenoménu byly dopočítány odchylky i pro přetvoření délky $\delta\phi_L$ a vynesena jejich závislost na dopadové rychlosti, viz obrázek 73. Zde je taktéž zřetelný pokles odchylek v závislosti na růstu dopadové rychlosti, tentokrát i v případě zatížení pod úhlem 90° .



Obr. 73 Odchylka přetvoření délky při TAT.

Z výsledků rázové zkoušky lze vyvozovat, že při dynamickém zatížení se anizotropní chování materiálu Strenx začíná minimalizovat. Toto stanovisko lze potvrdit i na průběhu dynamické meze kluzu z obrázků 65, 67 a 68, kde při vyšší rychlosti dochází, stejně jako u koeficientů anizotropie, k poklesu rozdílu hodnot mezi jednotlivými zatěžovanými směry. Taktéž oblast nýtového tvaru je na obrázku 64 pro všechny směry velmi obdobná. Jediný rozdíl spočívá ve vybočení vzorků směru 45° , ovšem rozměry a hodnoty přetvoření jsou podobné.

3.3 Simulace Taylorova testu

K popsání chování materiálu Strenx bude použit materiálový model JC, jehož přednosti tkví převážně v nízkém počtu materiálových konstant a věrohodném popisu chování za velkého rozsahu podmínek. Nevýhodou je nezahrnutí vlivu anizotropie. V předcházející kapitole ovšem bylo zjištěno, že při dynamickém namáhání dochází k poklesu anizotropního chování. Při simulaci Taylorova rázového testu nebude jeho zahrnutí tak důležité. Pokud by ovšem bylo žádoucí zahrnout anizotropii do simulačního procesu, bylo by možné použít materiálový model MAT_TABULATED_JOHNSON_COOK_ORTHO_PLASTICITY ze softwaru LS DYNA. Jedná se o ortotropní model JC, tedy se zahrnutým vlivem anizotropie ve třech hlavních osách. K jeho určení je však již nutné provedení výrazně většího množství experimentů pro získání závislostí napětí na přetvoření při tahovém a tlakovém zatížení, a to v různých směrech a za odlišných teplot.

Z důvodu, že využití oceli Strenx zpravidla není vhodné pro použití za vyšších provozních teplot a výrobce upozorňuje na možnou ztrátu zaručovaných mechanických vlastností při ohřevu nad teplotu 180°C , viz příloha 1, bude užito modifikace modelu JC se zanedbáním tepelného změkčování, viz vztah 2.2. [9]

Ke stanovení modifikovaného modelu JC bude nutné vyhodnotit materiálové konstanty z kvazistatické zkoušky. Následně bude po vytvoření simulace optimalizován koeficient zpevnování vlivem rychlosti přetvoření C pomocí srovnávání rozměrů vzorků po TAT s výsledky simulace. Po vytvoření modelu budou srovnány vypočtené hodnoty s těmi získanými kvazistatickou a dynamickou zkouškou.

3.3.1 Vyhodnocení koeficientů z kvazistatické zkoušky

Využitím hodnot získaných z kvazistatické zkoušky byly nejprve určeny koeficienty pro materiálový model dle JC. Postup byl takový, že z modifikované rovnice JC 2.2 byla část pro popis závislosti na rychlosti přetvoření položena jako rovna nule:

$$\left(1 + C \ln \frac{\dot{\varphi}}{\dot{\varphi}_R}\right) = 0$$

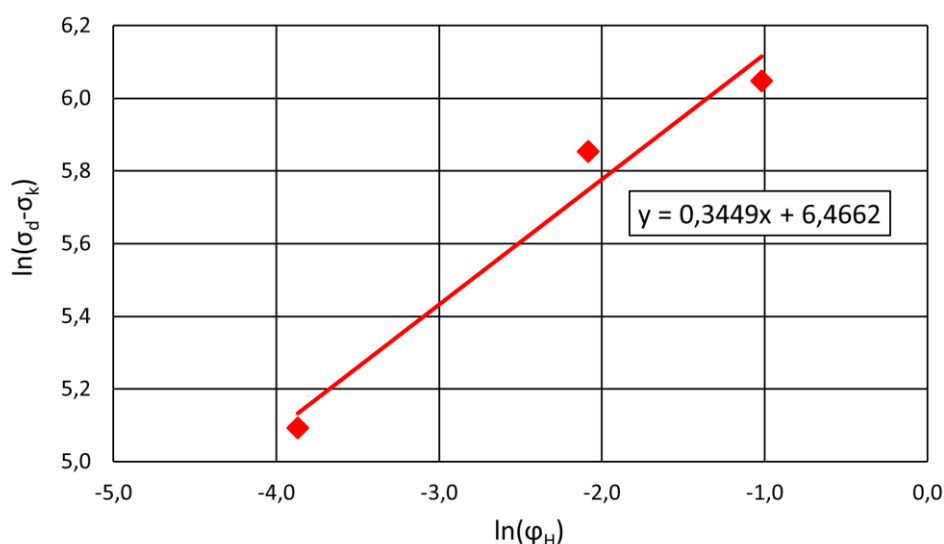
Díky tomu se konstitutivní rovnice změnila na tvar, který je možné postupně upravit a zlogaritmovat:

$$\sigma_d = \sigma_k + B' \varphi^n$$

$$\sigma_d - \sigma_k = B' \varphi^n$$

$$\ln(\sigma_d - \sigma_k) = \ln B' + n \cdot \ln \varphi$$

Tento vztah vyjadřuje rovnici přímky, kde neznámé hodnoty jsou pouze koeficient deformačního zpevnění B' a exponent deformačního zpevnění n . Hodnota průměrné statické meze kluzu pro všechny směry zatížení je již známa z vyhodnocené kvazistatické zkoušky a je rovna $\sigma_k = 728,25$ MPa. Pro vykreslení jsou použity tři hodnoty σ_d a φ_H , které jsou následně proloženy přímkou.



Obr. 74 Vytvořená přímka pro získání koeficientů JC.

Na obrázku 74 byla vykreslena přímka, z níž byly získány hodnoty exponentu deformačního zpevnění n a zlogaritmované hodnoty koeficientu B' , který je nutno ještě odlogaritmovat. Všechny hodnoty použité při tomto postupu lze vidět v tabulce 10.

Tab. 10 Vyhodnocení koeficientů JC.

φ_H [-]	σ_d [MPa]	σ_k [MPa]	$\ln(\sigma_d - \sigma_k)$ [MPa]	$\ln \varphi_H$ [-]	$\ln B'$ [MPa]	n [-]	B' [MPa]
0,02	891,06	728,25	5,09	-3,87	6,47	0,34	643,07
0,12	1 076,78		5,85	-2,09			
0,36	1 151,68		6,04	-1,02			

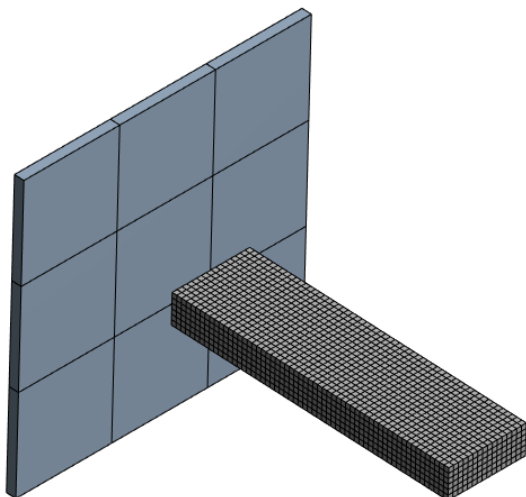
3.3.2 Vytvoření simulace

Simulace TAT byla vytvořena nástrojem Explicit Dynamics ze softwaru Ansys Workbench. Jako první byl vytvořen materiál pro ocel Strenx, a to vložením izotropní elasticity a poté modelu JC. Vyplněnou tabulku pro popis vysokopevnostní oceli Strenx je možné vidět na obrázku 75. Koeficient zpevnování vlivem rychlosti přetvoření byl prozatím nastaven na hodnotu $C=0,05$.

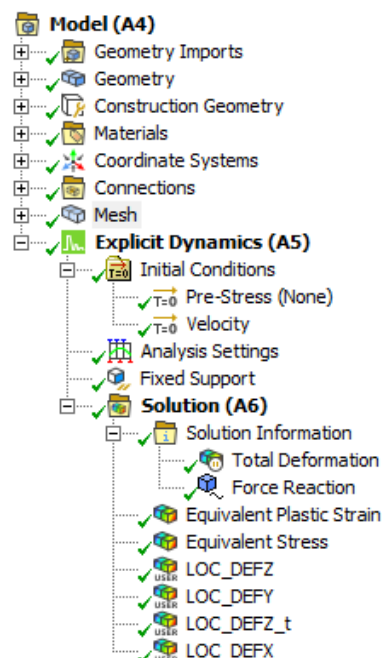
Material Field Variables	Table	
Density	7551	kg m ⁻³
Isotropic Elasticity		
Derive from	Young's Modulus and Poisson...	
Young's Modulus	200	GPa
Poisson's Ratio	0,3	
Bulk Modulus	1,6667E+11	Pa
Shear Modulus	7,6923E+10	Pa
Specific Heat Constant Pressure, C _p	500	J kg ⁻¹ C ⁻¹
Specific Heat Constant Volume, C _v	500	J kg ⁻¹ C ⁻¹
Johnson Cook Strength		
Strain Rate Correction	First-Order	
Initial Yield Stress	728	MPa
Hardening Constant	643	MPa
Hardening Exponent	0,3449	
Strain Rate Constant	0,05	

Obr. 75 Tabulka materiálu Strenx v Explicit Dynamics.

Dále byla vytvořena geometrie v podobě vzorku a dopadové plochy, viz obrázek 76, a pro jednotlivá tělesa byl přiřazen materiál a zafixována pozice dopadiště. Poté byla pro obě tělesa vytvořena síť. V případě vzorku byla velikost prvku nastavena na 0,5 mm a pro dopadiště 12 mm, jelikož zde menší velikost nepřinese přesnější výsledky. Vytvořená síť obsahovala 7 172 uzlů a 5 673 prvků. Následovala definice počátečních podmínek, tedy rychlosti, kterou se bude pohybovat vzorek a kontakt těles. Jako poslední byly nastaveny požadované výstupy ze simulace, kde nejdůležitější jsou efektivní plastické přetvoření a deformace kontury v jednotlivých osách, viz položky LOC_DEF na obrázku 77. Tímto byla simulace nastavena a již nezbyvá než optimalizovat hodnotu koeficientu C a porovnat simulaci s provedeným experimentem.



Obr. 76 Geometrie v Explicit Dynamics.



Obr. 77 Strom nastavených funkcí.

3.3.3 Optimalizace koeficientu C

Pro optimalizaci koeficientu C byly porovnávány simulované rozměry deformovaného vzorku s provedeným experimentem, při změně koeficientu v rozsahu $C = 0,01–0,05$ a intervalu $0,005$. Za účelem srovnání byla vždy vypočítána relativní chyba každého rozměru simulovaného vzorku a poté vytvořena průměrná relativní chyba. Koeficient C bude stanoven dle nejnižší hodnoty průměrné relativní chyby.

Porovnávány byly vzorky ze všech tří zatěžovaných směrů při nejvyšší dopadové rychlosti. Hodnoty chyb v závislosti na změně C jsou vyobrazeny na obrázku 78. Chyba tloušťky byla nejnižší $1,38\%$ při $C = 0,025$. Obdobně chyba délky byla nejnižší $0,15\%$ při hodnotě $C = 0,02$. Velmi odlišná byla chyba šířky, která se v oblasti $C = 0,02–0,03$ zdaleka neblížila svému minimu. Minimum průměrné chyby simulace vůči experimentu bylo $2,69\%$ při koeficientu $C = 0,025$.



Obr. 78 Chyba rozměrů v závislosti na koeficientu C.

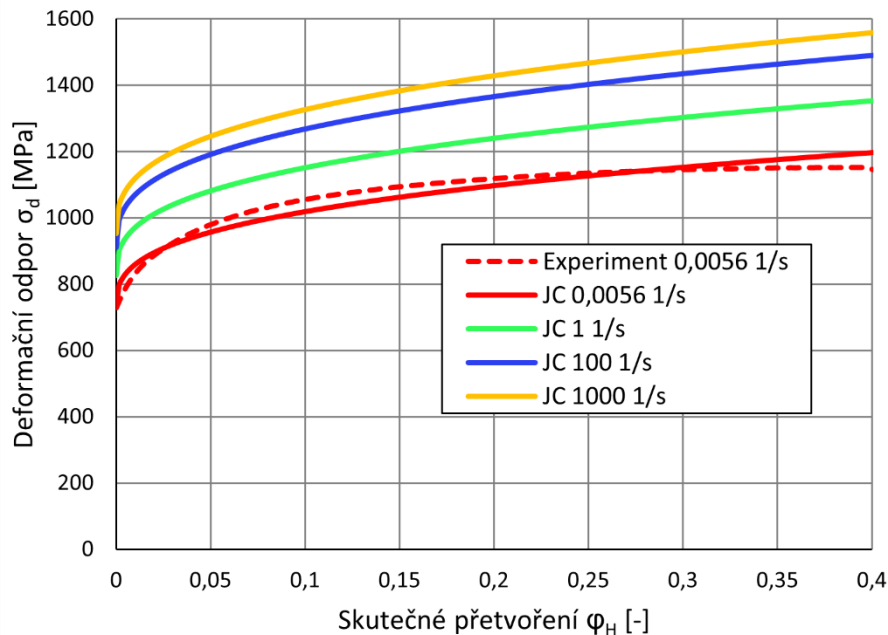
3.3.4 Porovnání výsledků modelu s kvazistatickou zkouškou

Po získání hodnoty koeficientu zpevnování vlivem rychlosti přetvoření C jsou již známy všechny konstanty pro JC model. Nyní budou porovnány průběhy deformačních odporů σ_{dexp} získané experimentem při kvazistatické zkoušce a σ_{dJC} vypočtené pomocí JC pro stejné hodnoty přetvoření φ_H . Porovnání bude provedeno jak bez zahrnutí vlivu anizotropie, tak pro jednotlivé zatěžované směry.

Za účelem kvantitativního srovnání budou využity nejčastěji používané statistické veličiny. A to relativní chyba δ , kde bude vyhodnocena její maximální hodnota δ_{max} a průměrná hodnota δ_m . Dále korelační koeficient R , který bude vypočten funkcí CORREL v programu MS Excel. Korelační koeficient R bude použit za účelem zhodnocení lineárního vztahu mezi srovnávanými daty, kde při hodnotě $R = 1$ lze považovat srovnávané soubory za plně lineárně závislé. Je ovšem nutné počítat s faktem, že R je silně ovlivňován extrémními hodnotami jak v maximu, tak v minimu. [19]

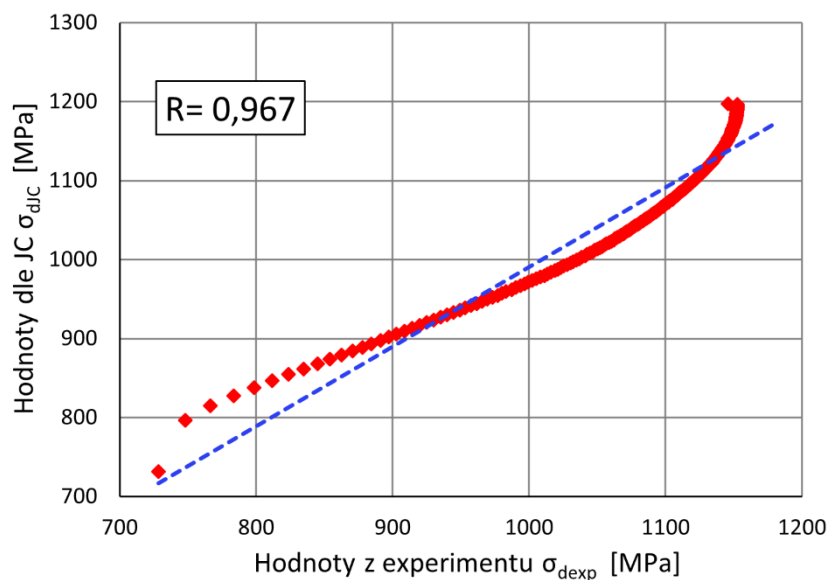
Přesnost modelu bez vlivu anizotropie

Porovnání modelu JC s experimentem je možné vidět na obrázku 79. Při nahlédnutí na křivky vynesené při referenční rychlosti přetvoření $\dot{\varphi}_R = 0,0056 \text{ s}^{-1}$, respektive dosažené při provedené kvazistatické zkoušce, lze vidět velmi srovnatelný průběh dat získaných experimenty a modelem JC. Pro vyobrazení citlivosti oceli Strenx na rychlosti přetvoření je možné vidět i vynesené křivky deformačního odporu pro vyšší rychlosti přetvoření.



Obr. 79 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC bez vlivu anizotropie.

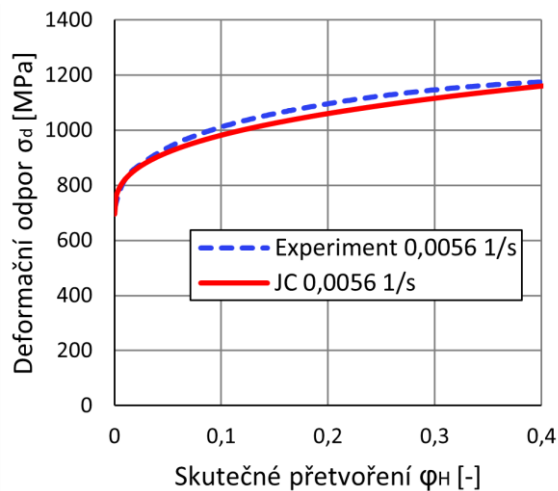
Na obrázku 80 bylo vyobrazeno srovnání hodnot získaných dle modelu JC σ_{dJC} a z provedených zkoušek σ_{dexp} pro stejné hodnoty přetvoření φ_H . Po proložení přímkou lze vidět dobrou shodu dat, tedy se směrnici přímky téměř rovnou 1. Korelační koeficient byl vypočten jako $R = 0,967$. Maximální a průměrná chyba dosahovala hodnot $\delta_{max} = 6,02 \%$, respektive $\delta_m = 2,19 \%$. Porovnání dokazuje velmi malou odlišnost vypočtených a experimentálních dat. Lze proto usoudit, že získaná rovnice dle JC dokáže věrohodně popsat chování oceli Strenx při kvazistatickém zatížení bez vlivu anizotropie.



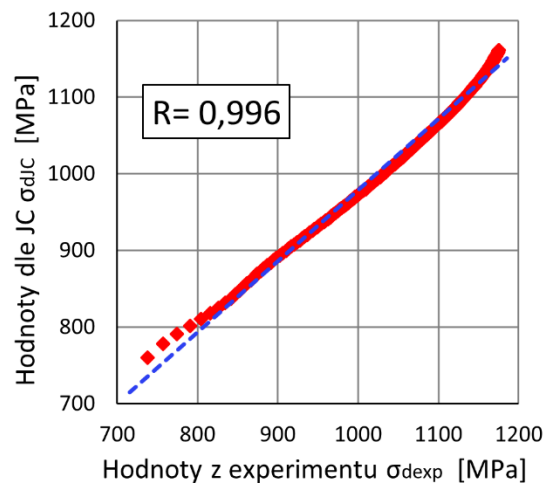
Obr. 80 Porovnání dat dle experimentu a JC bez vlivu anizotropie.

Přesnost modelu ve směru 0°

Pro vyhodnocení přesnosti modelu ve směru rovnoběžném s válčováním byla mez kluzu v JC rovnici nahrazena hodnotou naměřenou v daném směru $\sigma_{k0} = 692$ MPa. Výsledný průběh a srovnání s daty z experimentů lze vidět na obrázku 81, kde průběh křivky získané výpočty se velmi blíží reálné křivce z provedeného experimentu. To stvrzuje i korelační koeficient $R = 0,996$, jehož hodnota představuje ještě lepší závislost dat než při nezahrnutí anizotropie. Na obrázku 82 je vyobrazena shoda dat z modelu a experimentu pro jednotlivé hodnoty přetvoření. Při proložení přímkou je vidět téměř lineární růst dat. Z počátku je viditelná velmi dobrá totožnost, kde hodnoty experimentu σ_{dexp} a modelu JC σ_{dJC} při přetvoření $\varphi_H = 0,01$ dosahují stejné velikosti 825 MPa. Později však dochází k pomalejšímu růstu σ_{dJC} , kde například při $\varphi_H = 0,31$ dosahuje $\sigma_{dexp} = 1\,150$ MPa a $\sigma_{dJC} = 1\,121$ MPa. V tomto případě bylo dosaženo chyb $\delta_{max} = 3,38\%$ a $\delta_m = 2,51\%$.



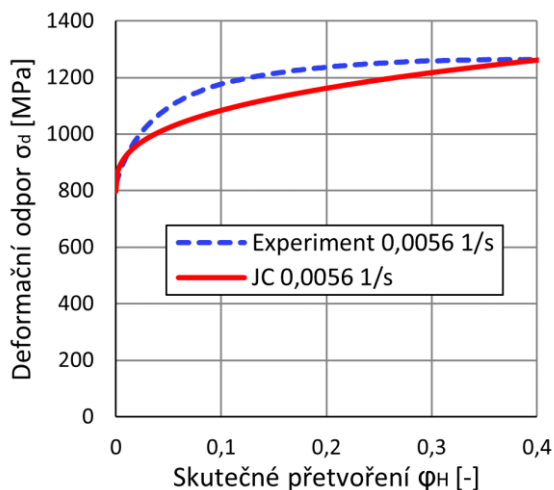
Obr. 81 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC ve směru 0°.



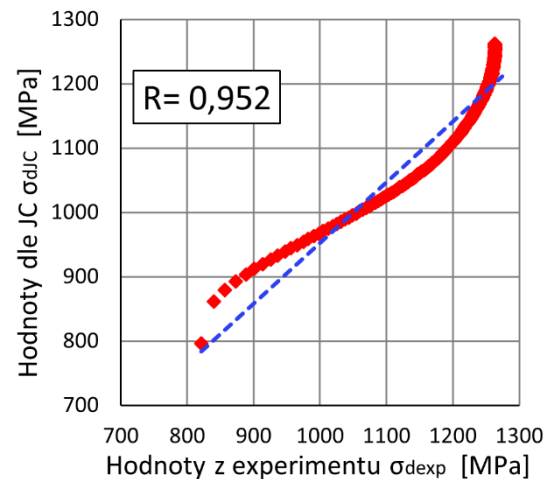
Obr. 82 Porovnání dat dle experimentu a JC ve směru 0°.

Přesnost modelu ve směru 45°

Pro výpočet deformačního odporu byla nyní použita mez kluzu ze směru 45° $\sigma_{k45} = 793$ MPa. Získané křivky lze vidět na obrázku 83. Zde je vidět výrazně prudší nárůst deformačního odporu dle experimentu σ_{dexp} v počátku průběhu. Při konečné hodnotě přetvoření však dosahují vypočítaná a reálná data přibližně stejné hodnoty 1 260 MPa.



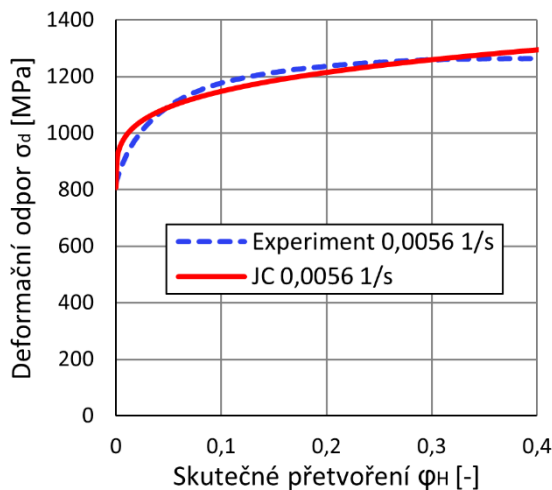
Obr. 83 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC ve směru 45°.



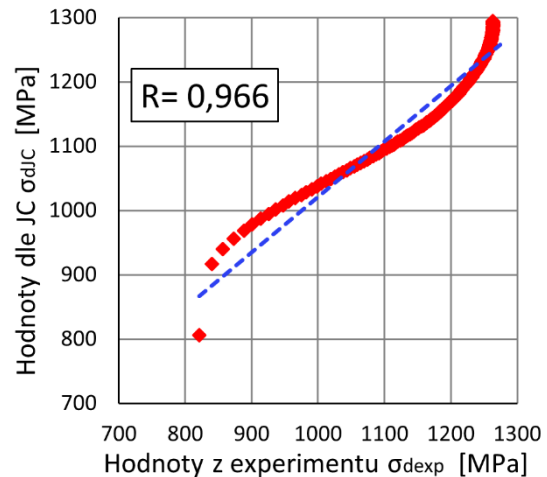
Obr. 84 Porovnání dat dle experimentu a JC ve směru 45°.

Při srovnání JC s experimentem na obrázku 84 je opět jasně viditelný rychlejší růst hodnot z experimentu oproti těm z JC. I korelační koeficient dosahuje již nižší hodnoty $R = 0,952$. Maximální chyba modelovaných dat dle JC oproti experimentu byla $\delta_{\max} = 8,65 \%$ a průměrně bylo dosaženo chyby $\delta_m = 5,24 \%$.

Za účelem lepší věrohodnosti počítaných dat byly stanoveny koeficienty pro rovnici JC pouze pro data ze směru 45° , a to stejným postupem, jako v přecházející kapitole, viz obrázek 74. Nově byly pro výpočet použity hodnoty $B' = 630 \text{ MPa}$ a $n = 0,25$. Na obrázku 85 je opět vidět porovnání křivek deformačních odporů a již na první pohled je jejich shoda výrazně lepší. Dle obrázku 86 je viditelná i větší podobnost experimentálních a vypočtených dat s korelačním koeficientem $R = 0,966$. Zde narozdíl od směru 0° dochází k lepší totožnosti dat při vyšším přetvoření. Naopak při počátku křivky se experimentální a vypočítané hodnoty liší o 80 MPa. Průměrná chyba modelu JC klesla na $\delta_m = 1,93 \%$, maximální však zůstala téměř stejná $\delta_{\max} = 8,79 \%$.



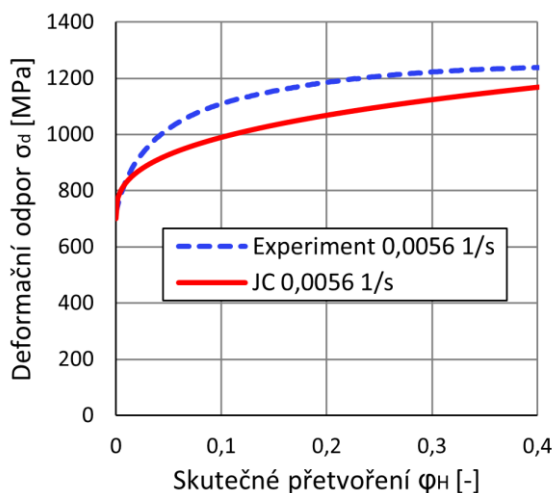
Obr. 85 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC ve směru 45° po úpravě.



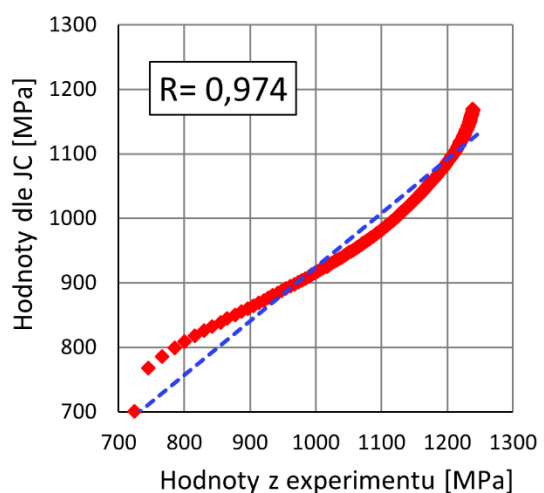
Obr. 86 Porovnání dat dle experimentu a JC ve směru 45° po úpravě.

Přesnost modelu ve směru 90°

Stejně jako u směru 45° lze podle obrázků 87 a 88 vidět výraznější chybovost dat získaných výpočtem z rovnice JC. Chyby modelované závislosti dosahovaly hodnot $\delta_{\max} = 12,13 \%$ a $\delta_m = 9,42 \%$.

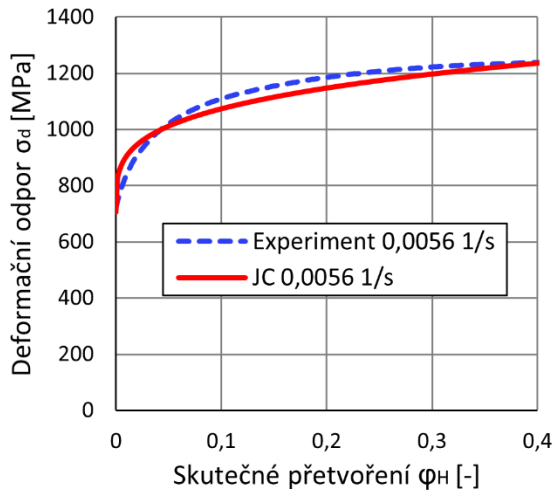


Obr. 87 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC ve směru 90° .

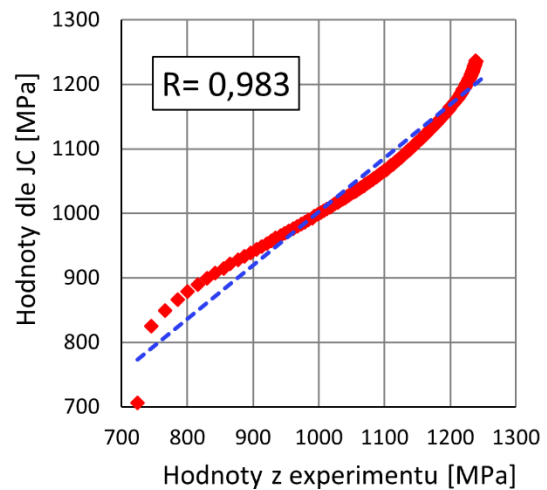


Obr. 88 Porovnání dat dle experimentu a JC ve směru 90° .

Z tohoto důvodu budou i pro směr 90° upraveny koeficienty rovnice JC, a to nyní $B' = 681$ MPa a $n = 0,26$. Dle obrázku 89 a 90 je možné vidět výrazně vyšší shodu experimentálních hodnot s těmi vypočítanými pomocí JC. Změnou koeficientů B' a n bylo dosaženo snížení maximální chyby na $\delta_{\max} = 8,94$ %, průměrné na $\delta_m = 2,63$ % a zlepšení korelačního koeficientu na $R = 0,983$.



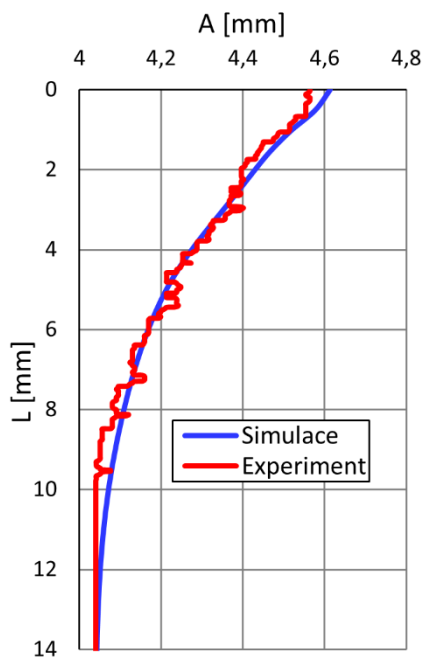
Obr. 89 Křivky deformačních odporů dle experimentu a JC ve směru 45° po úpravě.



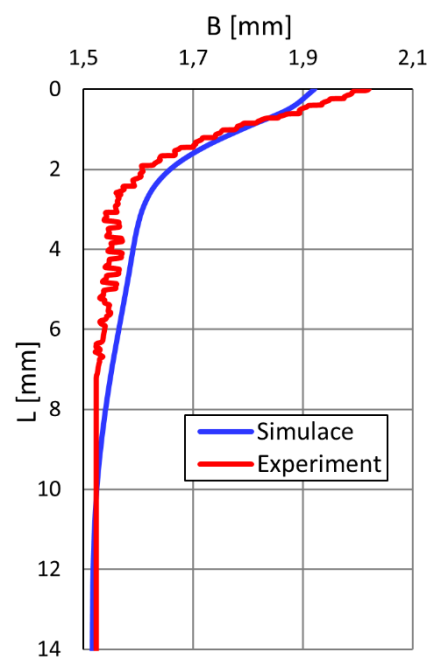
Obr. 90 Porovnání dat dle experimentu a JC ve směru 45° po úpravě.

3.3.5 Porovnání simulace s Taylorovým rázovým testem

Pro porovnání simulace s experimentem bude zhodnocena totožnost deformované kontury všech skutečných a simulovaných vzorků. Na obrázku 91 a 92 je vyobrazeno toto srovnání pro vzorek 001 (dopadová rychlost $v = 126$ ms^{-1}) v šířce **A**, respektive tloušťce **B**. Porovnána je pouze deformovaná část kontury. Je vidět velmi dobrá shoda ve směru šířky, kde maximální a průměrná chyba simulace byly $\delta_{\max} = 1,10$ %, a $\delta_m = 0,51$ %. V tloušťce byla chybovost větší $\delta_{\max} = 4,91$ % a $\delta_m = 2,13$ %, k maximální chybě došlo přímo na dopadové ploše s rozdílem tloušťky 0,1 mm.

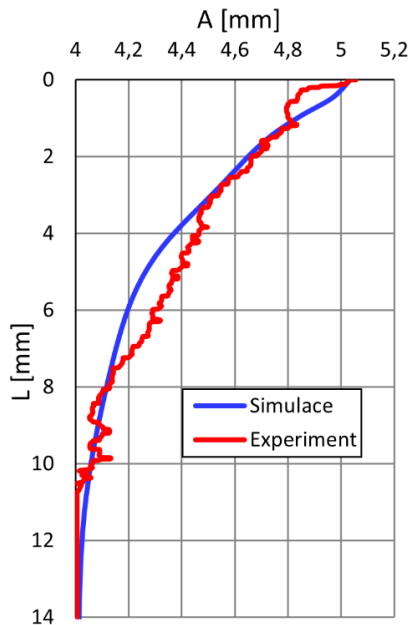


Obr. 91 Srovnání kontury v šířce pro 001.

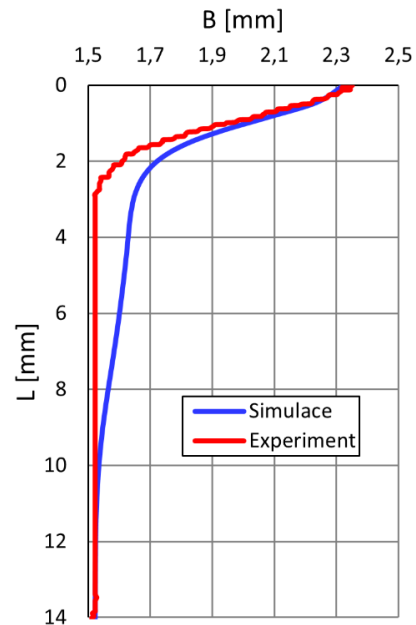


Obr. 92 Srovnání kontury v tloušťce pro 001.

Na obrázcích 93 a 94 je vidět srovnání kontur při vyšší dopadové rychlosti $v = 169 \text{ ms}^{-1}$ opět ve směru 0° . Jak v šířce, tak v tloušťce lze vidět o něco horší shodu simulace s experimentem než v případě vzorku 001. V šířce **A** je zejména viditelné větší rozšíření skutečného vzorku v délce $L = 4\text{--}8 \text{ mm}$. Maximální chyba šířky v simulaci oproti skutečnému vzorku dosahovala $\delta_{\max} = 2,98 \%$ a průměrná $\delta_m = 1,23 \%$. V tloušťce **B** je u skutečného vzorku vidět menší délka deformované oblasti. U dopadové plochy lze vidět dobrou shodu nýtového tvaru. Kontura v tloušťce simulovaného TAT dosahovala chybovosti $\delta_{\max} = 8,27 \%$ a $\delta_m = 4,16 \%$.

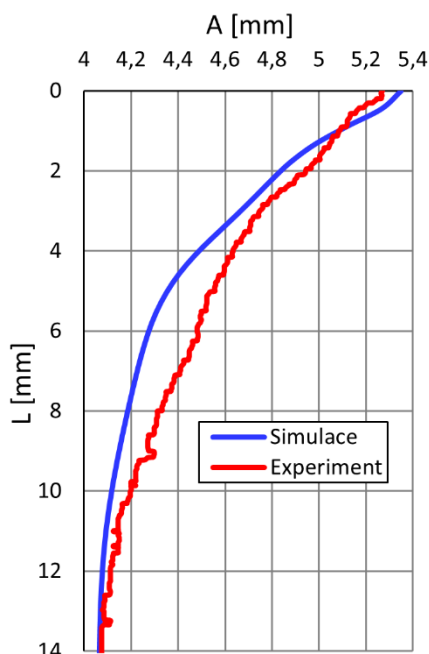


Obr. 93 Srovnání kontury v šířce pro 002.

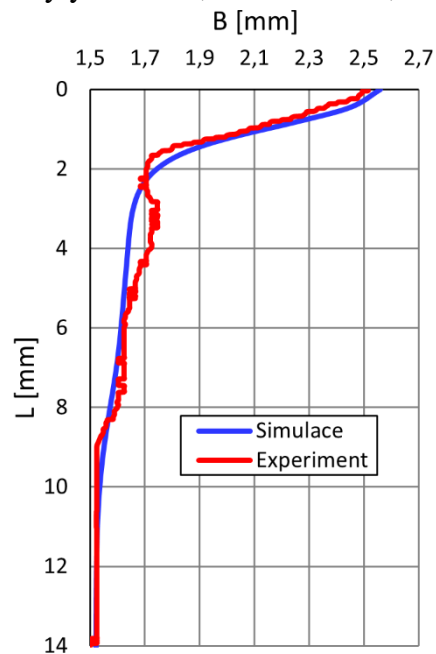


Obr. 94 Srovnání kontury v tloušťce pro 002.

Dále je na obrázku 95 a 96 vyobrazeno stejné porovnání pro vzorek 003 při nejvyšší zkoumané dopadové rychlosti $v = 188 \text{ ms}^{-1}$. Zde je v šířce **A** opět viditelná největší neshoda simulace v oblasti $L = 4\text{--}8 \text{ mm}$. Proměřené chyby této kontury dosahovaly $\delta_{\max} = 4,60 \%$ a $\delta_m = 2,38 \%$. Naopak v tloušťce je poměrně uspokojující shoda simulace s experimentem, zejména v počátku nýtového tvaru v délce $L = 0\text{--}2 \text{ mm}$. Chyby v tloušťce byly $\delta_{\max} = 5,01 \%$ a $\delta_m = 2,33 \%$.



Obr. 95 Srovnání kontury v šířce pro 003.



Obr. 96 Srovnání kontury v tloušťce pro 003.

V příloze 8 je možné nahlédnout na srovnání kontur všech testovaných vzorků. V tabulce 11 jsou dále vypsané dosažené chyby pro všechny porovnávané kontury v šířce **A**. Zde je uspokojivá nízká hodnota průměrných chyb δ_m , které dosáhly nejvyšší hodnoty 3,23 % u vzorku 902. I maximální zjištěná chyba δ_{max} se pohybovala v hodnotě 5 %, což se dá považovat za uspokojivé.

Tab. 11 Hodnoty chyb simulovaných kontur v šířce A.

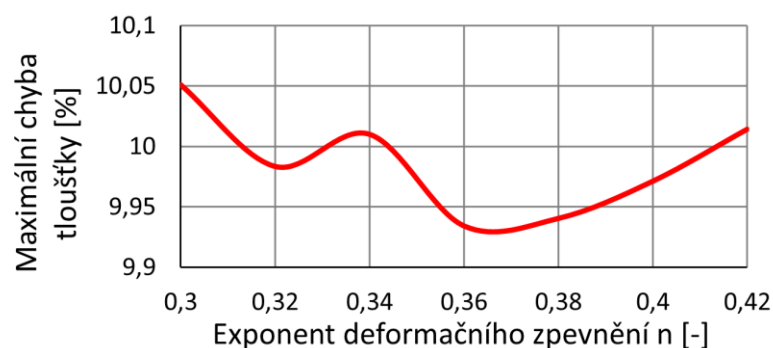
Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
δ_{max} [%]	1,10	2,98	4,60	1,11	4,62	3,44	2,01	1,78	4,57
δ_m [%]	0,51	1,23	2,38	0,39	2,93	1,73	1,16	0,57	2,44

V tabulce 12 je možné vidět stejný výčet chyb pro porovnání kontur v tloušťce **B**. Velikosti chyb jsou pro tyto kontury zřetelně vyšší než při předchozím porovnávání šířky **A**. Největších chyb bylo dosaženo u vzorků 452 a 453, důvodem je zaznamenané vybočení vzorku. Při pohledu do přílohy 8 je proto sice vidět dobrá shoda v oblasti nýtového tvaru, ale velký nárůst chyby při postupu dále po délce vzorku. Při opomenutí vzorků ve směru 45° došlo k největší maximální chybě u vzorku 903, ovšem průměrná chyba se stále držela pod 3 %.

Tab. 12 Hodnoty chyb simulovaných kontur v tloušťce B.

Vzorek	001	002	003	451	452	453	901	902	903
δ_{max} [%]	4,91	8,27	5,01	4,78	18,92	23,97	3,43	8,82	10,01
δ_m [%]	2,13	4,16	2,33	2,83	6,60	11,86	1,62	2,81	2,92

Jelikož se u vzorku 903 objevila největší maximální chyba, aniž by docházelo k vybočení, bylo vyzkoušeno upravit koeficienty JC pro zlepšení přesnosti. Nejprve byla použita hodnota meze kluzu pro daný směr $\sigma_{k90} = 700$ MPa. Po provedení simulace bylo zjištěno malé zvýšení chyby tloušťky $\delta_{max} = 10,16$ %. Z důvodu zvýšení maximální chyby byla ponechána původní hodnota $\sigma_k = 728$ MPa. Poté byl znovu optimalizován koeficient **C** na hodnotu **C** = 0,020 a opět vyhodnocena simulace a nová kontura. Nyní došlo ke značnému navýšení chyby na hodnotu $\delta_{max} = 11,24$ %. Jelikož nastalo navýšení chyby tloušťky, byl ponechán **C** = 0,025. Dále byl optimalizován exponent deformačního zpevnění **n**, viz obrázek 97. Zde se projevilo nepatrné snížení maximální chyby na hodnotu $\delta_{max} = 9,93$ % při použití **n** = 0,36. Pokles maximální chyby byl po provedené úpravě minimální, koeficienty byly proto ponechány na původních hodnotách.



Obr. 97 Změna maximální chyby tloušťky v závislosti na exponentu deformačního zpevnění.

V příloze 9 byl porovnán řez deformovaného vzorku ze simulace s fotografií skutečného vzorku, a i zde je vidět podobnost simulace s provedeným experimentem. Na řezu ze simulace byla taktéž vynesena barevná mapa plastického efektivního přetvoření φ_{ef} . Při nejnižší dopadové rychlosti $v = 125$ ms⁻¹ byla maximální hodnota přibližně $\varphi_{ef} = 0,4$, při $v = 165$ ms⁻¹ byla $\varphi_{ef} = 0,8$ a při nejvyšší dopadové rychlosti $v = 185$ ms⁻¹ bylo maximální přetvoření přibližně $\varphi_{ef} = 1,1$. Maximální hodnoty φ_{ef} se vyskytovaly uprostřed dopadové plochy.

ZÁVĚR

Diplomová práce se zabývala popisem mechanického chování vysokopevnostní oceli Strenx za kvazistatických a dynamických podmínek. Výstupem provedených testů bylo sestavení konstitutivní rovnice, tedy materiálového modelu popisujícího závislost napětí na přetvoření při různých rychlostí deformace. Jedním z důležitých bodů této práce bylo taktéž zaměření na zhodnocení anizotropního chování zkoušeného materiálu a porovnání vlivu anizotropie při kvazistatickém a dynamickém zatížení. V rámci vypracování bylo dosaženo následujících cílů a výstupů:

- Chování za kvazistatických podmínek bylo popsáno provedením pěchovací zkoušky s využitím metody DIC za účelem získání co největšího množství informací. Pro popsání vlivu anizotropie byla zkouška realizována na vzorcích vyrobených ve směrech 0° , 45° a 90° vůči směru válcování. Při porovnání výstupů pro jednotlivé směry byly nejvyšší hodnoty zatížení naměřeny ve směru 45° jako síla, viz obrázek 32, a přetvárné odpory, viz obrázky 39 a 40. Naopak nejnižší hodnoty byly dosaženy ve směru 0° . Pro směr 45° byla taktéž zjištěna vyšší mez kluzu $\sigma_{k45} = 793$ MPa oproti hodnotám v ostatních směrech $\sigma_{k0} = 692$ MPa a $\sigma_{k90} = 700$ MPa. Nejvýraznější anizotropní chování bylo vyhodnoceno ve směru 45° i v rámci deformací, viz obrázek 42. Ten zobrazuje odlišný průběh součinitele anizotropie r_{45} od ostatních zatěžovaných směrů v průběhu stlačování vzorků. V tomto směru taktéž docházelo k největší odchylce skutečného přetvoření šířky a tloušťky od průměrné hodnoty, viz obrázky 43 a 44.
- Počinání materiálu za dynamických podmínek bylo vyhodnoceno pomocí Taylorova rázového testu. Použity byly opět vzorky s obdélníkovou základnou ve směrech 0° , 45° a 90° vůči směru válcování. Pro každý směr byly vystřeleny tři vzorky pro dopadové rychlosti 125 ms^{-1} , 165 ms^{-1} a 185 ms^{-1} . Při srovnání vyhodnocených hodnot rázové síly v jednotlivých směrech, viz obrázek 54, se pouze průběh síly ve směru 90° lišil od zbývajících dvou směrů.
- Pro optické proměření kontury deformovaných vzorků po TAT byl navržen a vyroben přípravek pro uchycení a správné nasvětlení vzorku. Přípravek splňoval předem stanovené podmínky. Pro další úpravu by však bylo vhodné přemístit vstup diodové pásky zároveň se vstupem pro proměřovaný vzorek, aby nedocházelo k přesvětlení dopadové plochy.
- Po vytvoření přípravku byly proměřeny deformované kontury vzorků ve směru šířky i tloušťky. Zajímavostí bylo vybočení vzorku, ke kterému docházelo pouze ve směru 45° , viz příloha 7. K tomuto mohlo dojít z důvodu skluzu materiálu po orientované struktuře a vlákněch během zpomalování zadní části tělesa. Bylo by vhodné tuto teorii potvrdit v následujících pracích a výzkumech proměřením deformované struktury a testu dalších vzorků pro ověření, že k tomuto nastává pouze ve směru 45° .
- Dále byla vypočítána dynamická mez kluzu použitím metod dle Taylora, Jonese a Gillise, a Wilkinsona a Guinana. Srovnání metod bylo vyobrazeno na obrázku 69, kde bylo nejnižších hodnot dosaženo výpočtem podle Taylora. Při porovnání velikostí dynamické meze kluzu mezi jednotlivými směry, viz obrázky 65, 67 a 68, byl pozoruhodný zejména pokles rozdílu hodnot s narůstající dopadovou rychlostí.
- Při posouzení anizotropie při rázovém zatížení byly porovnány součinitele anizotropie, viz obrázek 70, a velikost odchylek přetvoření jednotlivých rozměrů od průměrné hodnoty, viz obrázky 71–73. V závislosti na růstu dopadové rychlosti došlo k poklesu odchylek a téměř ke splynutí průběhů součinitelů anizotropie. Na základě těchto výsledků lze uvažovat, že s dynamickým zatížením dochází k minimalizaci

anizotropního vlivu. Toto stanovisko lze potvrdit i klesajícím rozdílem dynamické meze kluzu mezi jednotlivými směry. Pro ověření tohoto mínění by bylo opět žádoucí v navazujícím výzkumu vyhodnotit struktury deformovaných vzorků s rostoucí dopadovou rychlostí. Dále si lze povšimnout, že pouze v případě vzorků ve směru 90° nedocházelo k poklesu odchylek přetvoření šířky a tloušťky. Stejně tak se pouze v tomto směru lišil již zmíněný průběh rázové síly. Bylo by vhodné ověřit, zda se jedná o výjimku, chybu měření, nebo pravidelné chování materiálu.

- Z hodnot získaných z kvazistatických a dynamických experimentů byl popsán modifikovaný materiálový model dle Johnsona a Cooka a byla vytvořena simulace Taylorova rázového testu nástrojem Explicit Dynamics v softwaru Ansys Workbench. Věřohodnost materiálového modelu za kvazistatických podmínek byla vyhodnocena porovnáním hodnot deformačního odporu získaných experimentem a výpočtem, a to pomocí relativní chyby a koeficientu korelace. Vytvořený model dosahoval velmi malé chybovosti při nezahrnutí vlivu anizotropie a ve směru 0° , viz obrázky 79–82. Zde se průměrné chyby pohybovaly pod 3 %. V případě směrů 45° a 90° bylo nutné kvůli vyšší chybovosti, 5 % a 10 %, upravit materiálové koeficienty v konstitutivní rovnici. Po úpravě bylo dosaženo uspokojivých výsledků chyb pod 3 %.
- Spolehlivost vytvořeného materiálového modelu za dynamických podmínek byla ověřena porovnáním tvaru deformovaných kontur získaných ze simulace a skutečných vzorků po Taylorově rázovém testu. Největších chyb tvaru kontury bylo dosaženo u dvou vzorků ve směru 45° . To je ovšem očekávatelné skrze již zmíněné vybočení vzorku. To simulace nedokáže předpokládat, jelikož nezahrnuje anizotropní chování. U ostatních vzorků, viz tabulky 11 a 12, bylo dosaženo uspokojivých hodnot průměrné chyby pohybujících se okolo 2–3 %.

V rámci diplomové práce bylo popsáno chování materiálu Strenx za kvazistatických i dynamických podmínek se silným důrazem na anizotropii. Vytvořený materiálový model dosahoval velmi uspokojivých výsledků a při ověření byl spolehlivý jak za nízkých, tak za vysokých rychlostí deformace. Při vypracovávání bylo předneseno několik názorů a teorií, jejichž korektnost bude ověřena dalšími navazujícími výzkumy v Laboratoři rychlých deformací a modelování tvářecích procesů na FSI VUT v Brně.

SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

1. MEYERS, Marc A. *Dynamic Behavior of Materials*. New York: John Wiley, 1994. ISBN 0-471-58262-X.
2. CAO, ZHIYI. *INVESTIGATION OF TAYLOR IMPACT TEST OF ISOTROPIC AND ANISOTROPIC MATERIAL THROUGH GEOMETRICAL CHARACTERISTICS OF SPECIMENS*. A Thesis. TUSCALOOSA, ALABAMA: The University of Alabama, 2010.
3. KUNČICKÁ, Lenka; JOPEK, Miroslav; KOCICH, Radim a DVOŘÁK, Karel. Determining Johnson-Cook Constitutive Equation for Low-Carbon Steel via Taylor Anvil Test. Online. *Materials*. 2021, roč. 14, č. 17, s. 1-15. ISSN 1996-1944. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/ma14174821>. [cit. 2024-03-25].
4. SEIDT, Jeremy D.; MICHAEL PEREIRA, J.; GILAT, Amos; REVILOCK, Duane M. a NANDWANA, Kapil. Ballistic impact of anisotropic 2024 aluminum sheet and plate. Online. *International journal of impact engineering*. 2013, roč. 62, s. 27-34. ISSN 0734-743X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2013.06.001>. [cit. 2024-05-03].
5. LAFOREST, Audrey. *EVs build on crash tests for gas-powered cars*. Online. Automotive News. C1996-2024. Dostupné z: <https://www.autonews.com/regulation-safety/evs-build-crash-tests-gas-powered-cars>. [cit. 2024-05-06].
6. *Parola Tank Museum 086 - 57mm penetration*. Online. Wikimedia Commons. Dostupné z: https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Parola_Tank_Museum_086_-_57mm_penetration_No_10_%2838538665842%29.jpg. [cit. 2024-05-06].
7. *Rotary swaging*. Online. FELSS. Dostupné z: <https://www.felss.com/en/technologies/rotary-swaging/>. [cit. 2024-05-06].
8. *Explosive Hydroforming*. Online. Thomasnet. C2024. Dostupné z: <https://www.thomasnet.com/articles/custom-manufacturing-fabricating/explosive-hydroforming/>. [cit. 2024-05-06].
9. SSAB. Online. 2024. Dostupné z: <https://www.ssab.com/cs-cz>. [cit. 2024-03-25].
10. JOPEK, Miroslav. *Modelování mechanického chování ocelí za vyšších rychlostí deformace*. Brno, 2003.
11. SEN, Subhajit; BANERJEE, Biswanath a SHAW, Amit. Taylor impact test revisited: Determination of plasticity parameters for metals at high strain rate. Online. *International journal of solids and structures*. 2020, roč. 193-194, s. 357-374. ISSN 0020-7683. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2020.02.020>. [cit. 2024-02-13].
12. KLEISER, Jeremy; REVIL-BAUDARD, Benoit a PASILIAO, Crystal L. High strain-rate plastic deformation of molybdenum: Experimental investigation, constitutive modeling and validation using impact tests. Online. *International journal of impact engineering*. 2016, roč. 96, s. 116-128. ISSN 0734-743X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2016.05.019>. [cit. 2024-02-13].
13. KITAMURA, K. a TERANO, M. Determination of local properties of plastic anisotropy in thick plate by small-cube compression test for precise simulation of plate forging. Online. *CIRP annals*. 2014, roč. 63, č. 1, s. 293-296. ISSN 0007-8506. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2014.03.038>. [cit. 2024-02-13].
14. CONWAY, Jennifer; O'BRIEN, Kory; BARKEY, Mark a JONES, Stanley. TAYLOR CYLINDER TESTING OF ANISOTROPIC MATERIALS. Online. *Proceedings of the ASME 2012 Pressure Vessels and Piping Conference*. 2013, č. 4, s. 157-166. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1115/PVP2012-78705>. [cit. 2024-03-05].

15. MCCORMICK, Nick a LORD, Jerry. Digital Image Correlation. Online. *Materials today (Kidlington, England)*. 2010, roč. 13, č. 12, s. 52-54. ISSN 1369-7021. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S1369-7021\(10\)70235-2](https://doi.org/10.1016/S1369-7021(10)70235-2). [cit. 2024-04-15].
16. HUH, Hoon; PARK, Lee Ju; PIAO, Ming Jun; KIM, Hyung Won a LEE, Ik Jin. Validation of the Hardening Behaviors for Metallic Materials at High Strain Rate and Temperature by Using the Taylor Impact Test. Online. *Key Engineering Materials*. 2016, roč. 715, s. 153-158. ISBN 9783038355601. ISSN 1013-9826. Dostupné z: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.715.153>. [cit. 2024-03-25].
17. MOAVENI, Saeed. *Finite element analysis: theory and application with ANSYS*. 3rd ed. New Jersey: Prentice Hall, 2008. ISBN 978-0-13-189080-0.
18. HUEBNER, Kenneth H; THORNTON, Earl A a BYROM, Ted G. *The finite element method for engineers*. Third edition. New York ; Chichester ; Brisbane ; Toronto ; Singapore: John Wiley, 1995. ISBN 0-471-54742-5.
19. SAMANTARAY, Dipti; MANDAL, Sumantra a BHADURI, A.K. A comparative study on Johnson Cook, modified Zerilli–Armstrong and Arrhenius-type constitutive models to predict elevated temperature flow behaviour in modified 9Cr–1Mo steel. Online. *Computational materials science*. 2009, roč. 47, č. 2, s. 568-576. ISSN 0927-0256. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2009.09.025>. [cit. 2024-02-13].
20. KHAN, A S a LIANG, R. A critical review of experimental results and constitutive models. Online. *International journal of plasticity*. 1999, roč. 15, č. 9, s. 963-980. ISSN 0749-6419. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0749-6419\(99\)00021-2](https://doi.org/10.1016/S0749-6419(99)00021-2). [cit. 2024-02-13].
21. LIM, Hojun; JONG BONG, Hyuk; CHEN, Shuh Rong; RODGERS, Theron M.; BATTAILE, Corbett C. et al. Developing anisotropic yield models of polycrystalline tantalum using crystal plasticity finite element simulations. Online. *Materials science & engineering. A, Structural materials: properties, microstructure and processing*. 2018, roč. 730, č. C, s. 50-56. ISSN 0921-5093. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.05.096>. [cit. 2024-02-13].
22. FU, Jiawei; YANG, Zefei; NIE, Xiangfan; TANG, Yuyuan; CAI, Yahui et al. A VFM-based identification method for the dynamic anisotropic plasticity of sheet metals. Online. *International journal of mechanical sciences*. 2022, roč. 230, s. 107550. ISSN 0020-7403. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2022.107550>. [cit. 2024-02-13].
23. KUMAR REDDY SIRIGIRI, Vasu; YADAV GUDIGA, Vinith; SHANKAR GATTU, Uday; SUNEESH, G. a MOHAN BUDDARAJU, Krishna. A review on Johnson Cook material model. Online. *Materials Today: Proceedings*. 2022, roč. 62, s. 3450-3456. ISSN 2214-7853. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.04.279>. [cit. 2024-02-13].
24. BOŘKOVEC, Jan a SUCHÁNEK, Miroslav. *Výpočtové modely tvárného porušování kovů v simulaci technologických procesů. Závěrečná zpráva projektu*. Brno: Vysoké učení technické v Brně Fakulta strojního inženýrství, 2006.
25. MARTIN, Morgana; MISHRA, Anuj; MEYERS, Marc a THANDHANI, Naresh. Instrumented anvil-on-rod tests for constitutive model validation and determination of strain-rate sensitivity of ultrafine-grained copper. Online. *Materials Science and Engineering: A*. 2007, č. 464, s. 202–209. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.01.147>. [cit. 2024-03-05].
26. CHAPMAN, D.J.; RADFORD, D.D. a WALLEY, S.M. *A History of the Taylor Test and Its Present Use in the Study of Lightweight Materials*. 2005.

27. GAO, Song; YU, Xianshun; LI, Qihan; SUN, Yingli; HAO, Zhaopeng et al. Research on dynamic deformation behavior and constitutive relationship of hot forming high strength steel. Online. *Journal of materials research and technology*. 2024, roč. 28, s. 1694-1712. ISSN 2238-7854. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2023.12.096>. [cit. 2024-04-20].
28. BANERJEE, A.; DHAR, S.; ACHARYYA, S.; DATTA, D. a NAYAK, N. Determination of Johnson cook material and failure model constants and numerical modelling of Charpy impact test of armour steel. Online. *Materials science & engineering. A, Structural materials: properties, microstructure and processing*. 2015, roč. 640, s. 200-209. ISSN 0921-5093. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.msea.2015.05.073>. [cit. 2024-04-22].
29. NEUVONEN, Riku; SKRIKO, Tuomas a BJÖRK, Timo. Use of the quasi-static Johnson-Cook model in the failure assessment of tensile specimens with metallurgical constraints. Online. *European journal of mechanics, A, Solids*. 2020, roč. 82, s. 104011. ISSN 0997-7538. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2020.104011>. [cit. 2024-04-22].
30. ZERILLI, Frank J. a ARMSTRONG, Ronald W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. Online. *Journal of applied physics*. 1987, roč. 61, č. 5, s. 1816-1825. ISSN 0021-8979. Dostupné z: <https://doi.org/10.1063/1.338024>. [cit. 2024-04-22].
31. KHAN, Akhtar S. a HUANG, Sujian. Experimental and theoretical study of mechanical behavior of 1100 aluminum in the strain rate range 10-10s. Online. *International journal of plasticity*. 1992, roč. 8, č. 4, s. 397-424. ISSN 0749-6419. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(92\)90057-J](https://doi.org/10.1016/0749-6419(92)90057-J). [cit. 2024-04-20].
32. ESMAEILPOUR, Rasoul; KIM, Hyunki; PARK, Taejoon; POURBOGHRAT, Farhang a MOHAMMED, Bassam. Comparison of 3D yield functions for finite element simulation of single point incremental forming (SPIF) of aluminum 7075. Online. *International journal of mechanical sciences*. 2017, roč. 133, s. 544-554. ISSN 0020-7403. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.09.019>. [cit. 2024-03-05].
33. BARLAT, F.; ARETZ, H.; YOON, J.W.; KARABIN, M.E.; BREM, J.C. et al. Linear transformation-based anisotropic yield functions. Online. *International journal of plasticity*. 2005, roč. 21, č. 5, s. 1009-1039. ISSN 0749-6419. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2004.06.004>. [cit. 2024-03-05].
34. DRASTÍK, František a ELFMARK, Jiří. *Plastometry a tvařitelnost kovů*. Praha: SNTL - Nakladatelství technické literatury, 1977.
35. SKÁLOVÁ, Jana; KOVAŘÍK, Rudolf a BENEDIKT, Vladimír. *Základní zkoušky kovových materiálů*. 4. vyd. Plzeň: Západočeská univerzita, 2005. ISBN 80-7043-417-1.
36. DOROŻYŃSKI, J.; NOWACKI, J. a SAJEK, A. Impact Tests of UHSS Steel Welded Joints Using the Drop - Tower Impact Drop Method. Online. *Advances in materials science*. 2019, roč. 19, č. 3, s. 19-31. ISSN 2083-4799. Dostupné z: <https://doi.org/10.2478/adms-2019-0014>. [cit. 2024-03-09].
37. PEROGAMVROS, N.; MITROPOULOS, T. a LAMPEAS, G. Drop Tower Adaptation for Medium Strain Rate Tensile Testing. Online. *Experimental mechanics*. 2016, roč. 56, č. 3, s. 419-436. ISSN 0014-4851. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/s11340-015-0112-3>. [cit. 2024-03-09].

38. VOLKOV, Grigori; BORODIN, Elijah a BRATOV, Vladimir. Numerical simulations of Taylor anvil-on-rod impact tests using classical and new approaches. Online. In: *Procedia Structural Integrity*. Elsevier B.V, 2017, s. 330-335. ISSN 2452-3216. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2017.11.050>. [cit. 2024-02-13].
39. HO, C. S.; MOHD NOR, M. K.; AB RANI, M. A.; MA'AT, N.; HAMEED SULTAN, M. T. et al. Plastic anisotropic and damage evolution analysis of recycled aluminium alloy AA6061 at high rate of strain. Online. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*. 2020, roč. 14, č. 4, s. 7589-7599. ISSN 2289-4659. Dostupné z: <https://doi.org/10.15282/jmes.14.4.2020.23.0597>. [cit. 2024-03-05].
40. EAKINS, D. a THADHANI, N.N. Analysis of dynamic mechanical behavior in reverse Taylor anvil-on-rod impact tests. Online. *International journal of impact engineering*. 2007, roč. 34, č. 11, s. 1821-1834. ISSN 0734-743X. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2006.11.001>. [cit. 2024-03-05].
41. CHEN, Weinong W. *Split Hopkinson (Kolsky) Bar: Design, Testing and Applications*. Netherlands: Springer Nature, 2010. ISBN 1441979824. ISSN 0941-5122. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/978-1-4419-7982-7>.
42. KAISER, Michael. *Advancements in the Split Hopkinson Bar Test*. Thesis. Blacksburg, Virginia: Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, 1998.
43. LANGE KURT. *Handbook of Metal Forming*. Society of Manufacturing Engineers (SME), 1985. ISBN 0872634574.
44. FOREJT, Milan. *Teorie tváření*. Vyd. 2. Brno: CERM, 2004. ISBN 80-214-2764-7.
45. PEŠINA, Eugen. *Základy užité teorie plasticity*. Praha: Státní nakladatelství technické literatury ; Slovenské vydavateľ'stvo technickej literatúry, 1966.
46. ARMSTRONG, R. W. a WALLEY, S. M. High strain rate properties of metals and alloys. Online. *International materials reviews*. 2008, roč. 53, č. 3, s. 105-128. ISSN 0950-6608. Dostupné z: <https://doi.org/10.1179/174328008X277795>. [cit. 2024-02-13].
47. LU, Guoxing; WANG, Bin a ZHANG, Tieguang. Taylor impact test for ductile porous materials—Part 1: theory. Online. *International journal of impact engineering*. 2001, roč. 25, č. 10, s. 981-991. ISSN 0734-743X. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/S0734-743X\(01\)00027-6](https://doi.org/10.1016/S0734-743X(01)00027-6). [cit. 2024-02-13].
48. HAWKYARD, J.B. A theory for the mushrooming of flat-ended projectiles impinging on a flat rigid anvil, using energy considerations. Online. *International journal of mechanical sciences*. 1969, roč. 11, č. 3, s. 313,IN3,325-324,IN4,333. ISSN 0020-7403. Dostupné z: [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(69\)90049-6](https://doi.org/10.1016/0020-7403(69)90049-6). [cit. 2024-03-05].
49. WILKINS, Mark L. a GUINAN, Michael W. Impact of cylinders on a rigid boundary. Online. *Journal of applied physics*. 1973, roč. 44, č. 3, s. 1200-1206. ISSN 0021-8979. Dostupné z: <https://doi.org/10.1063/1.1662328>. [cit. 2024-03-05].

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

Symoly

Označení	Legenda	Jednotka
A	šířka vzorku	[mm]
A ₀	počáteční šířka	[mm]
A ₁	šířka deformovaného vzorku	[mm]
A ₈₀	tažnost	[%]
A _{min}	šířka na kontaktní ploše	[mm]
a'	korekční koeficient	[-]
a _{kr}	exponent krystalické mřížky	[-]
B	tloušťka vzorku	[mm]
B'	koeficient deformačního zpevnění	[MPa]
B ₀	počáteční tloušťka	[mm]
B ₁	tloušťka deformovaného vzorku	[mm]
B _{min}	tloušťka na kontaktní ploše	[mm]
C	koeficient zpevnění vlivem rychlosti přetvoření	[-]
C'	matice anizotropních koeficientů	[-]
C''	matice anizotropních koeficientů	[-]
C ₁	koeficient tepelného a rychlostně deformačního efektu	[MPa]
C ₂	koeficient průměrné velikosti zrna	[MPa]
C ₃	koeficient tepelné aktivace	[°K ⁻¹]
C ₄	koeficient efektu na rychlost deformace	[°K ⁻¹]
C ₅	koeficient preexponenciálního faktoru	[MPa]
D	parament poškození	[-]
D ₀	počáteční průměr	[mm]
D ₁	koeficient vlivu triaxiálního napětí	[-]
D ₂	koeficient vlivu triaxiálního napětí	[-]
D ₃	koeficient vlivu triaxiálního napětí	[-]
D ₄	koeficient vlivu rychlosti přetvoření	[-]
D ₅	koeficient vlivu teploty	[-]
D _{min}	průměr na kontaktní ploše	[mm]
D _{si}	střední průměr pro daný okamžik	[mm]
d	průměrná velikost zrna	[mm]
dh	změna délky plastické oblasti	[m]
dL	změna délky	[m]
dr	rozměr objemového elementu v radiálním směru	[mm]
dt	změna času	[s]
dte	čas za zpětné odražení elastické vlny	[s]
du	změna rychlosti zadní části	[ms ⁻¹]
dv	změna dopadové rychlosti	[ms ⁻¹]
dx	rozměr objemového elementu v ose x	[mm]
dx _e	změna délky elastické oblasti	[m]
E _∞	sklon tečny	[MPa]
F'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
F ₀	síla ve směru ve směru 0°	[kN]
F ₄₅	síla ve směru ve směru 45°	[kN]
F ₉₀	síla ve směru ve směru 90°	[kN]
F _i	tvářecí síla pro daný okamžik	[kN]
F _R	rázová síla	[kN]
F _{R0}	rázová síla ve směru 0°	[kN]

Označení	Legenda	Jednotka
F_{R45}	rázová síla ve směru 45°	[kN]
F_{R90}	rázová síla ve směru 90°	[kN]
f	součinitel tření	[-]
G'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
g_1	funkce popisující nárůst napětí vlivem přetvoření	[-]
g_2	funkce popisující nárůst napětí vlivem rychlosti přetvoření	[-]
H	výška vzorku	[mm]
H'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
H_0	počáteční výška	[mm]
H_1	výška deformovaného vzorku	[mm]
H_i	výška pro daný okamžik	[mm]
ΔH	stlačení	[mm]
h_s	výška stlačovaného vzorku	[mm]
k	intenzita napětí	[MPamm ^{1/2}]
L'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
L_0	původní délka vzorku	[m]
L_1	délka deformovaného vzorku	[m]
ΔL	změna délky	[m]
M'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
m	exponent teplotního změkčení	[-]
m_v	hmotnost vzorku	[g]
N'	anizotropní koeficient Hillova kritéria	[-]
n	exponent deformačního zpevnění	[-]
R	korelační koeficient	[-]
R_0	původní poloměr vzorku	[m]
R_1	poloměr deformovaného vzorku	[m]
R_m	mez pevnosti	[MPa]
R_{min}	minimální vnitřní poloměr ohybu	[mm]
$R_{p0,2}$	minimální mez kluzu daná výrobcem	[MPa]
r_0	součinitel anizotropie ve směru 0°	[-]
r_{45}	součinitel anizotropie ve směru 45°	[-]
r_{90}	součinitel anizotropie ve směru 90°	[-]
r_{p45}	součinitel anizotropie v příčné rovině ve směru 45°	[-]
r_{T45}	součinitel anizotropie v rovině tloušťky ve směru 45°	[-]
r_α	součinitel anizotropie	[-]
Δr	normálová anizotropie	[-]
S	okamžitý průřez	[mm ²]
S_0	průřez původního vzorku	[m ²]
S_1	průřez deformovaného vzorku	[m ²]
S_i	ideální průřez	[mm ²]
\tilde{S}_i	diagonální hodnoty transformovaného deviátoru napětí	[MPa]
\tilde{S}_j	diagonální hodnoty transformovaného deviátoru napětí	[MPa]
ΔS	změna průřezu	[m ²]
s	vzdálenost mezi čidly	[m]
\tilde{s}'	lineárně transformovaný deviátor napětí	[MPa]
\tilde{s}''	lineárně transformovaný deviátor napětí	[MPa]
T	okamžitá teplota	[°K]
T^*	homologická teplota	[-]
T'	transformační matice	[-]

Označení	Legenda	Jednotka
t	čas od nárazu po zastavení	[s]
t _o	čas na osciloskopu	[ms]
t _p	čas plnění	[s]
t _v	doba průletu	[s]
t _z	čas zkoušky	[s]
Δt	změna času	[s]
U	napětí	[V]
u	rychlost zadní části vzorku	[ms ⁻¹]
u _e	rychlost toku materiálu v elastické oblasti	[ms ⁻¹]
u _p	rychlost toku materiálu v plastické oblasti	[ms ⁻¹]
V	objem vzorku	[mm ³]
v	dopadová rychlost	[ms ⁻¹]
v _c	rychlost elastických vln	[ms ⁻¹]
v _p	rychlost šíření plastické oblasti	[ms ⁻¹]
x _e	délka elastické oblasti	[m]
α	úhel zatížení vůči směru válcování	[°]
α'	korekční exponent	[-]
β	koeficient závislosti rychlosti toku materiálu před a v plastické oblasti	[-]
Δσ	změna napětí	[Pa]
Δσ _R	změna referenčního napětí	[Pa]
Δφ _{ef}	přírůstek efektivního plastického přetvoření	[-]
δ	relativní chyba	[%]
δ _m	průměrná relativní chyba	[%]
δ _{max}	maximální relativní chyba	[%]
δφ	relativní odchylka přetvoření	[%]
δφ _A	relativní odchylka přetvoření šířky	[%]
δφ _{A0}	relativní odchylka přetvoření šířky ve směru 0°	[%]
δφ _{A45}	relativní odchylka přetvoření šířky ve směru 45°	[%]
δφ _{A90}	relativní odchylka přetvoření šířky ve směru 90°	[%]
δφ _B	relativní odchylka přetvoření tloušťky	[%]
δφ _{B0}	relativní odchylka přetvoření tloušťky ve směru 0°	[%]
δφ _{B45}	relativní odchylka přetvoření tloušťky ve směru 45°	[%]
δφ _{B90}	relativní odchylka přetvoření tloušťky ve směru 90°	[%]
δφ _L	relativní odchylka přetvoření délky	[%]
ε	poměrná deformace	[-]
ε _A	poměrná deformace šířky	[-]
ε _B	poměrná deformace tloušťky	[-]
ε _H	poměrná deformace výšky	[-]
ε _L	poměrná deformace délky	[-]
ρ	hustota	[kgm ⁻³]
σ	napětí	[Pa]
σ' ₀	průsečík tečny s osou napětí	[MPa]
σ _d	deformační odpor	[MPa]
σ _{d0}	deformační odpor ve směru 0°	[MPa]
σ _{d45}	deformační odpor ve směru 45°	[MPa]
σ _{d90}	deformační odpor ve směru 90°	[MPa]
σ _{dexp}	deformační odpor stanovený experimentem	[MPa]

Označení	Legenda	Jednotka
σ_{dJC}	deformační odpor vypočtený dle materiálového modelu	[MPa]
σ_{ef}	efektivní napětí	[MPa]
σ_f	dynamická mez kluzu	[Pa]
σ_{f0}	dynamická mez kluzu ve směru 0°	[MPa]
σ_{f45}	dynamická mez kluzu ve směru 45°	[MPa]
σ_{f90}	dynamická mez kluzu ve směru 90°	[MPa]
σ_k	statická mez kluzu	[MPa]
σ_{k0}	statická mez kluzu ve směru 0°	[MPa]
σ_{k45}	statická mez kluzu ve směru 45°	[MPa]
σ_{k90}	statická mez kluzu ve směru 90°	[MPa]
σ_m	střední napětí	[MPa]
σ_p	přirozený přetvárný odpor	[MPa]
σ_{p0}	přirozený přetvárný odpor ve směru 0°	[MPa]
σ_{p45}	přirozený přetvárný odpor ve směru 45°	[MPa]
σ_{p90}	přirozený přetvárný odpor ve směru 90°	[MPa]
σ_{pi}	přirozený přetvárný odpor pro daný okamžik	[MPa]
σ_R	referenční napětí	[Pa]
σ_T	tenzor napětí	[MPa]
σ_x	normálové napětí ve směru x	[MPa]
σ_y	normálové napětí ve směru y	[MPa]
σ_z	normálové napětí í ve směru z	[MPa]
$d\sigma_x$	přírůstek napětí v ose x	[MPa]
$d\sigma_z$	přírůstek napětí v ose z	[MPa]
τ	Coloumbovo tření	[MPa]
τ_{xy}	smykové napětí ve směru yz	[MPa]
τ_{yz}	smykové napětí ve směru yz	[MPa]
τ_{zx}	smykové napětí ve směru zx	[MPa]
φ	skutečné přetvoření	[-]
φ_A	skutečné přetvoření šířky	[-]
φ_{Am}	průměrné skutečné přetvoření šířky	[-]
φ_B	skutečné přetvoření tloušťky	[-]
φ_{Bm}	průměrné skutečné přetvoření tloušťky	[-]
φ_{ef}	efektivní přetvoření	[-]
φ_f	efektivní plastické přetvoření při porušení	[-]
φ_H	skutečné přetvoření výšky	[-]
φ_{Hi}	skutečné přetvoření výšky pro daný okamžik	[-]
φ_m	průměrné skutečné přetvoření	[-]
φ_S	skutečné přetvoření průřezu	[-]
$\dot{\varphi}$	rychlost přetvoření	[s ⁻¹]
$\dot{\varphi}_H$	rychlost přetvoření výšky	[s ⁻¹]
$\dot{\varphi}_R$	referenční rychlost přetvoření	[s ⁻¹]
$\dot{\varphi}_{max}$	maximální rychlost přetvoření	[s ⁻¹]

Zkratky

Označení	Legenda
DIC	digital image correlation
MKD	metoda konečných diferencí
MKP	metoda konečných prvků
JC	materiálový model dle Johnsona a Cooka
ZA	materiálový model dle Zerilli a Armstronga
FCC	face-centred cubic
BCC	body-centred cubic
KH	materiálový model dle Khana Huanga
TAT	Taylor anvil test
VISAR	velocity interferometer system for any reflector
SHPB	split Hopkinson pressure bar

SEZNAM PŘÍLOH

- Příloha 1 Materiálový list oceli Strenx 700
- Příloha 2 Závislosti síly na stlačení při kvazistatické zkoušce
- Příloha 3 Křivky přetvárných odporů
- Příloha 4 Hodnoty zkoušky TAT
- Příloha 5 Fotografie vzorků po TAT
- Příloha 6 Závislost rázové síly na čase
- Příloha 7 Kontury deformovaných vzorků
- Příloha 8 Porovnání skutečných a simulovaných kontur
- Příloha 9 Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením



Strenx® 700 CR

Obecný popis produktu

Vysokopevnostní konstrukční ocel s pevností 700 MPa

Strenx® 700 CR je za studena válcovaná konstrukční ocel s minimální pevností v kluzu 700 MPa. Je určena pro výrobu pevných a lehkých konstrukcí Ocel Strenx® 700 CR je dodávána jako svitky a plechy řezané na délku. Tento materiál se obvykle používá v různých komponentech a dílech, například v nosných konstrukcích.

Interval rozměrů

Materiál Strenx® 700 CR je k dispozici v tloušťkách 0.70 - 2.10 mm, šířkách do 1 500 mm a v délkách do 8.5 metru, je-li dodáván jako řezané listy.

Mechanické vlastnosti

Pevnost v kluzu R _{p0.2} (min MPa)	Pevnost v tahu R _m (MPa)	Tažnost A ₈₀ (min %)	Min. vnitřní poloměr ohybu pro 90° ohyb ¹⁾ (x t)
700	1000 - 1200	7	2.0

¹⁾ V podélném i příčném směru.

Mechanické vlastnosti jsou testovány podélním směrem.

Chemické složení (páneví analýza)

C (max %)	Si (max %)	Mn (max %)	P (max %)	S (max %)	Al (min %)	Nb+Ti (max %)
0.16	0.40	1.80	0.020	0.010	0.015	0.10

Uhlíkový ekvivalent CET(CEV)

Tloušťka (mm)	0.7 - 2.1
Obvyklá hodnota CET(CEV)	0.29 (0.40)

$$CET = C + \frac{Mn + Mo}{10} + \frac{Cr + Cu}{20} + \frac{Ni}{40} \quad CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Cu + Ni}{15}$$

Tolerance

Další informace najdete v brožurách společnosti SSAB brožura Zaručené hodnoty materiálu Strenx® nebo na www.ssab.com.

Tloušťka

Tolerance odpovídají zaručeným hodnotám tloušťky plechu Strenx®.

Tolerance zaručených hodnot tloušťky plechu Strenx® odpovídají normě EN 10131.

Délka a šířka

Tolerance podle EN 10131. Na přání jsou k dispozici užší tolerance podle normy SSAB.

Délkové tolerance platí pouze pro plechy řezané na požadovanou délku.

Rovinnost

U plechů Strenx® tolerance rovinnosti odpovídají zaručené rovinnosti třídy B.

Přičemž tolerance zaručených hodnot rovinnosti materiálu Strenx® jsou užší než hodnoty v normě EN 10131.

Tolerance rovinnosti platí pouze pro plechy řezané na požadovanou délku.

Dodací podmínky

Za studena válcovaná ocel. Ocel Strenx® CR je k dispozici s řezanými nebo opracovanými hranami.

Požadavky na dodání najdete v brožurě společnosti Strenx® Guarantees nebo na www.ssab.com.

Zpracování a ostatní doporučení

Svařování, ohýbání a opracovávání

Strenx® CR se dobře tváří za studena, svařuje a dělí.

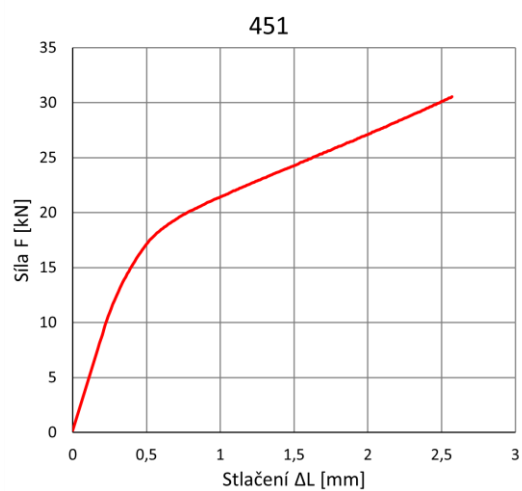
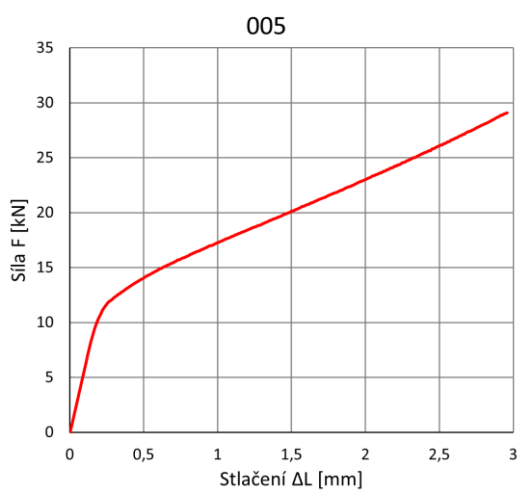
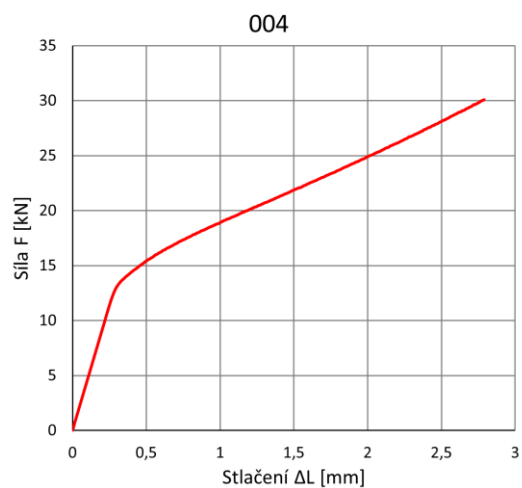
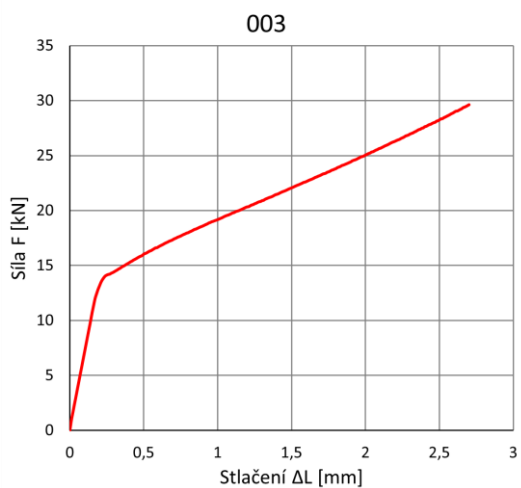
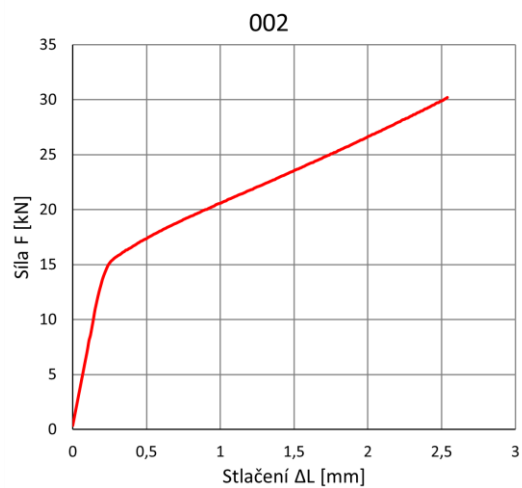
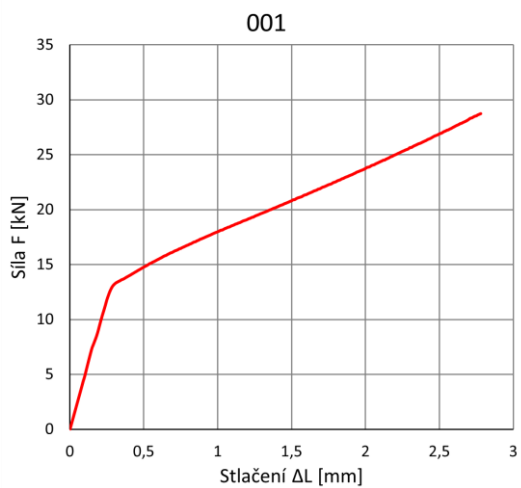
Strenx® CR není vhodný pro zakázky vyžadující tepelné zpracování při teplotách nad 180°C, jelikož může dojít ke ztrátě zaručených vlastností materiálu.

Informace k výrobě najdete v brožurách společnosti SSAB na stránkách www.ssab.com, nebo můžete kontaktovat technickou podporu.

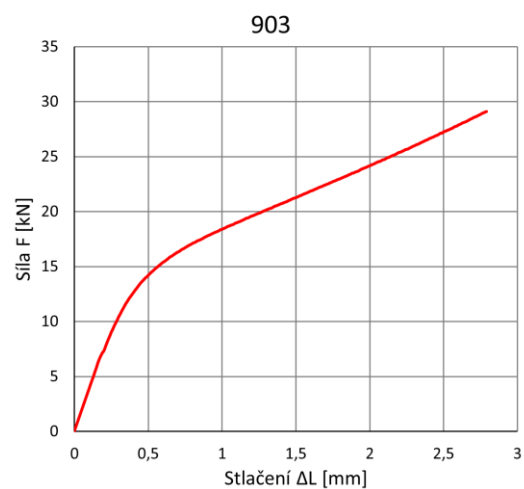
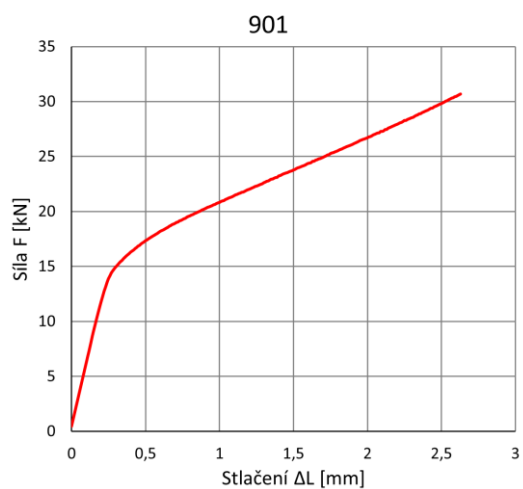
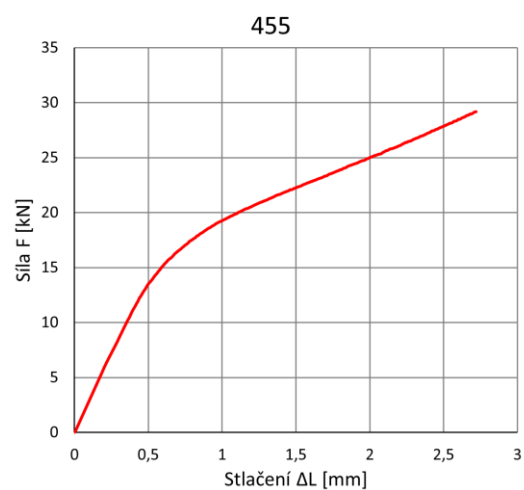
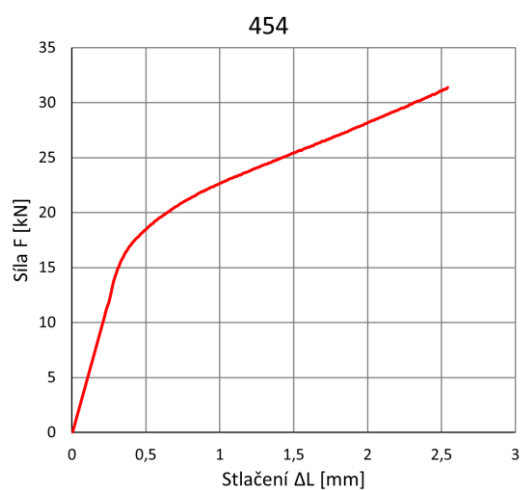
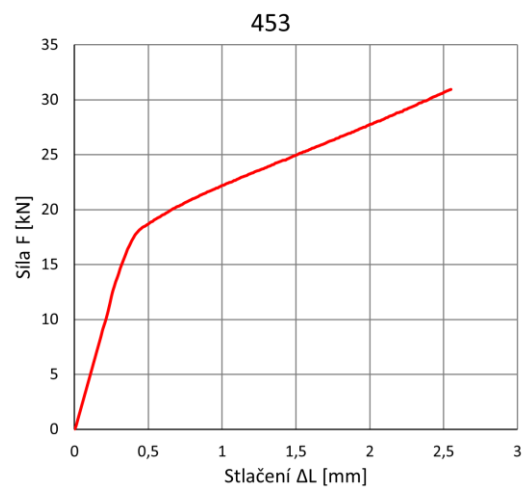
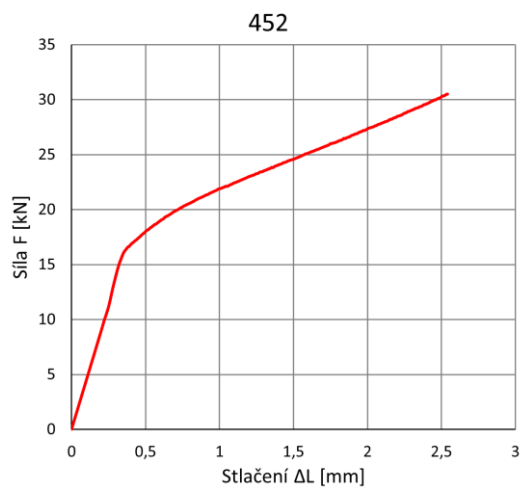
Při ohýbání, svařování, řezání, broušení a jiné práci na výrobku je nutné podniknout vhodná opatření zaměřená na ochranu zdraví a bezpečnost při práci.

Kontaktní informace

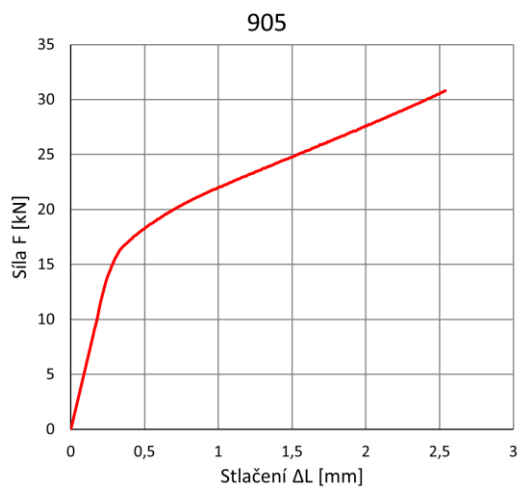
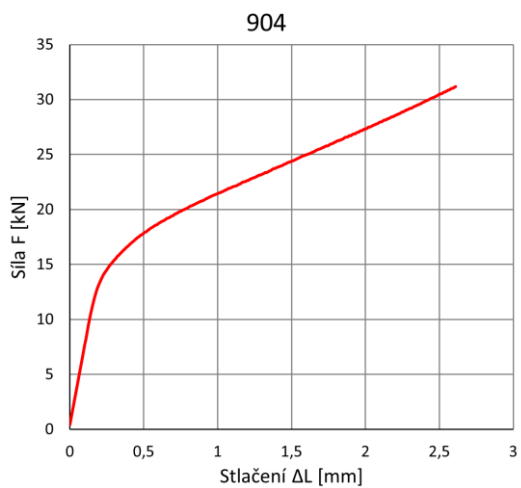
www.ssab.com/contact

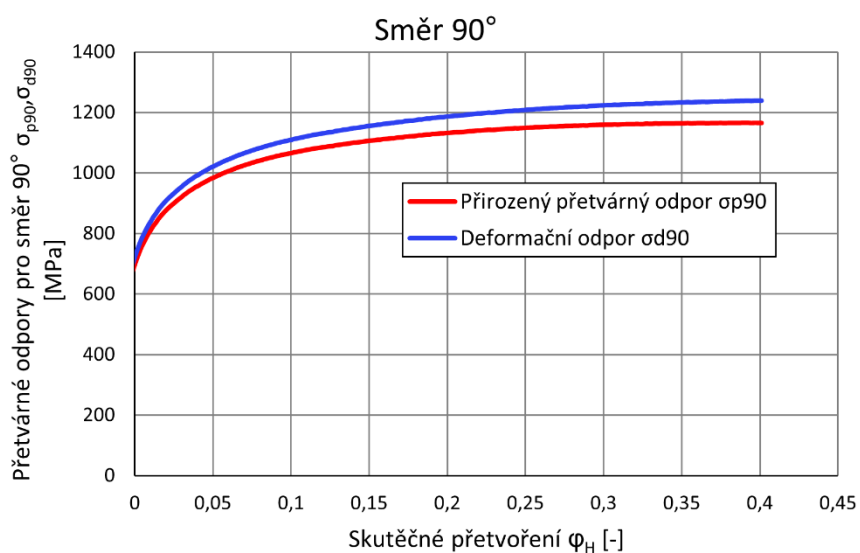
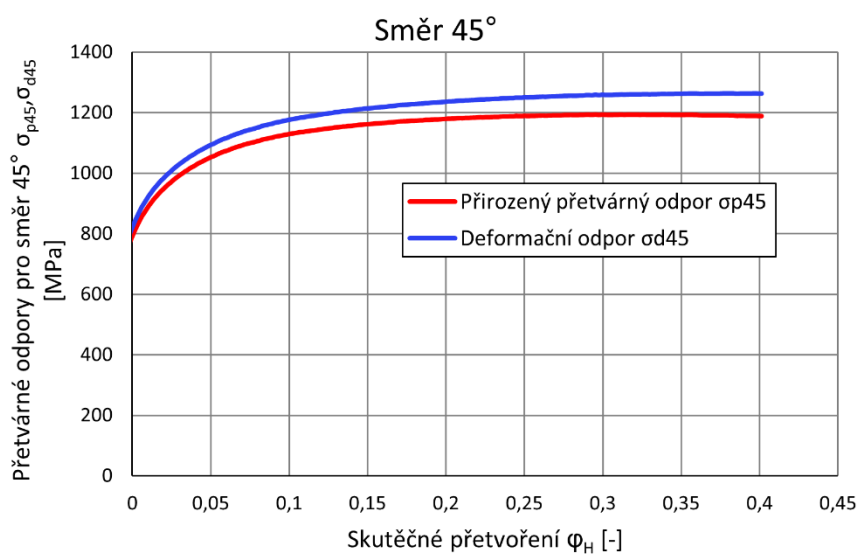
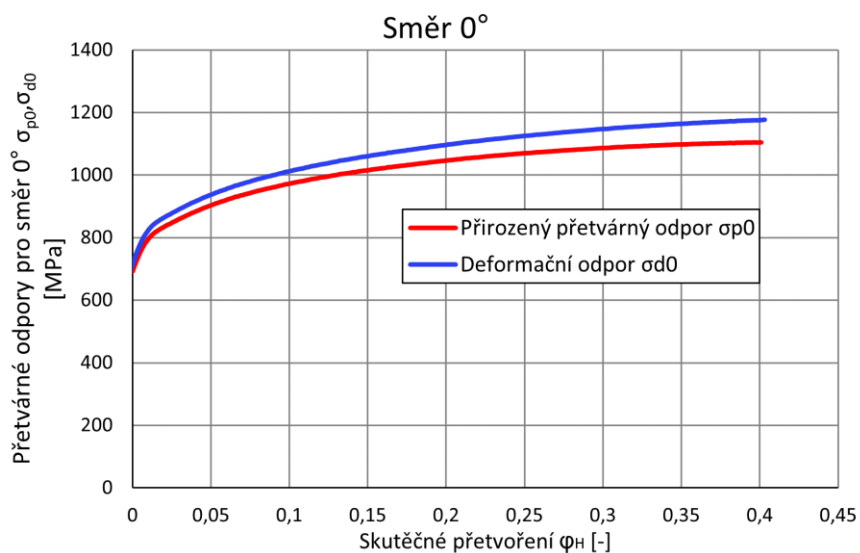


Závislosti síly na stlačení při kvazistatické zkoušce



Závislosti síly na stlačení při kvazistatické zkoušce





		Vzorek								
		001	002	003	451	452	453	901	902	903
A₀	[mm]	8,08	8,01	8,12	8,11	8,11	8,10	8,10	8,09	8,11
B₀	[mm]	3,03	3,04	3,04	3,03	3,05	3,08	3,04	3,12	3,03
L₀	[mm]	29,79	29,62	29,61	29,57	29,45	29,45	29,61	29,48	29,46
m_v	[g]	5,60	5,30	5,50	5,50	5,60	5,60	5,40	5,50	5,60
V	[mm ³]	729,33	721,26	730,92	726,63	728,46	734,72	729,12	744,10	723,93
ρ	[kgm ⁻³]	7678,27	7348,26	7524,79	7569,16	7687,45	7621,97	7406,22	7391,49	7735,56
t_p	[s]	60,00	130,00	200,00	60,00	130,00	200,00	60,00	130,00	200,00
v	[ms ⁻¹]	125,94	168,63	188,32	124,38	164,47	184,84	125,79	163,39	184,84
A₁	[mm]	8,95	9,68	10,01	9,34	9,89	10,23	9,04	9,60	9,81
B₁	[mm]	4,00	4,71	5,07	3,80	4,65	5,13	3,91	4,42	5,15
L₁	[mm]	28,25	27,36	26,75	28,31	27,17	26,74	28,07	27,27	26,80
ΔL	[mm]	-1,54	-2,26	-2,86	-1,26	-2,28	-2,71	-1,54	-2,21	-2,66
F_R	[kN]	23,66	35,00	40,60	23,60	30,80	40,20	25,60	28,80	36,40
h	[mm]	9,39	11,46	12,20	10,02	11,69	12,10	10,22	11,51	12,24
x_e	[mm]	18,86	15,90	14,55	18,29	15,48	14,64	17,85	15,76	14,56
x_e/L₀	[-]	0,63	0,54	0,49	0,62	0,53	0,50	0,60	0,53	0,49
L₁/L₀	[-]	0,95	0,92	0,90	0,96	0,92	0,91	0,95	0,93	0,91
ε_L	[-]	-0,05	-0,08	-0,10	-0,04	-0,08	-0,09	-0,05	-0,07	-0,09
φ_S	[-]	0,38	0,63	0,72	0,37	0,62	0,74	0,36	0,52	0,72
φ_A	[-]	0,10	0,19	0,21	0,14	0,20	0,23	0,11	0,17	0,19
φ_B	[-]	0,28	0,44	0,51	0,23	0,42	0,51	0,25	0,35	0,53
φ_L	[-]	-0,05	-0,08	-0,10	-0,04	-0,08	-0,10	-0,05	-0,08	-0,09
σ_R	[MPa]	692,22	749,16	765,99	828,29	859,55	873,37	738,40	756,73	769,48

001 (125 ms⁻¹)



Směr 0°
002 (165 ms⁻¹)



003 (185 ms⁻¹)



451 (125 ms⁻¹)



Směr 45°
452 (165 ms⁻¹)



453 (185 ms⁻¹)



901 (125 ms⁻¹)

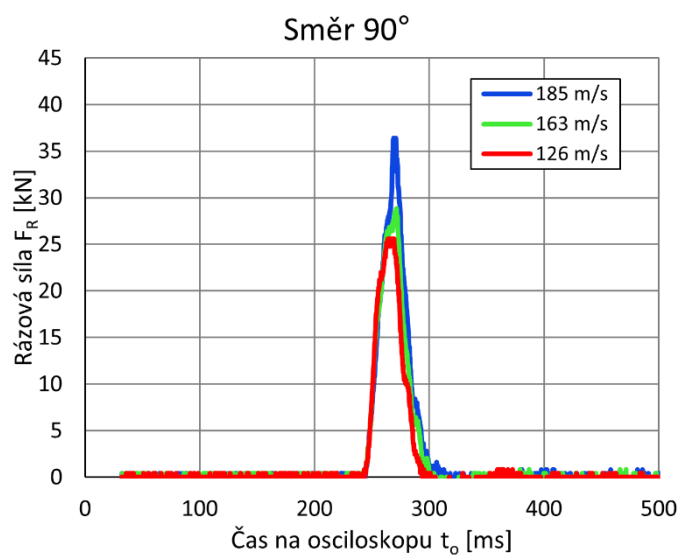
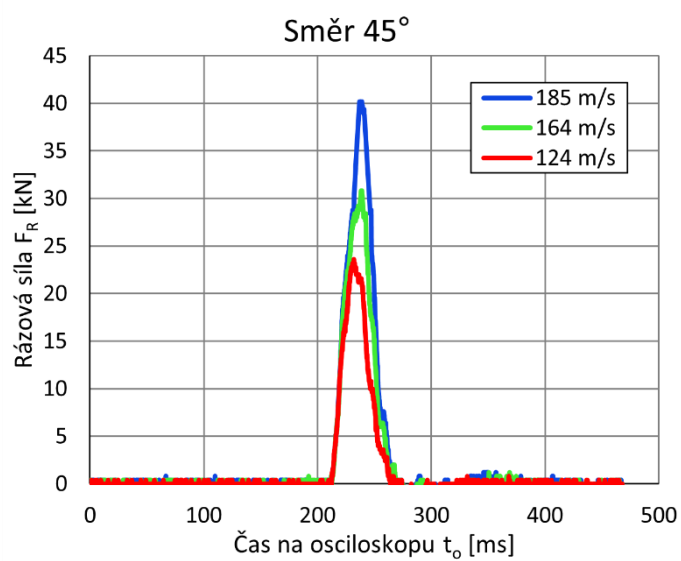
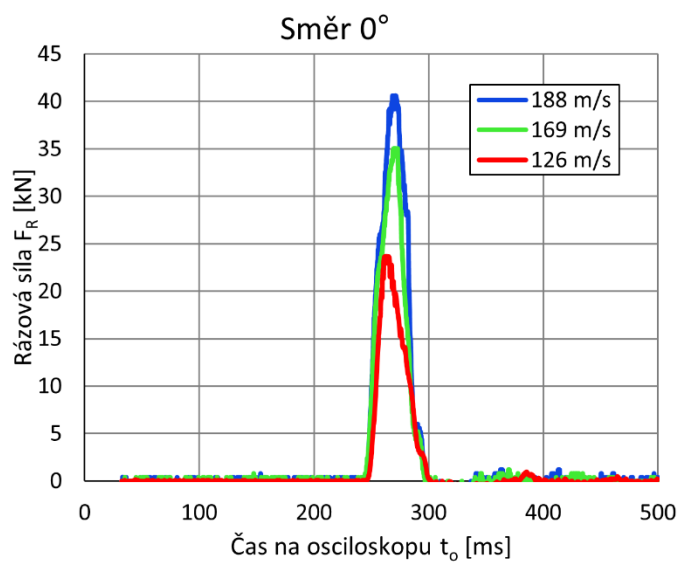


Směr 90°
902 (165 ms⁻¹)

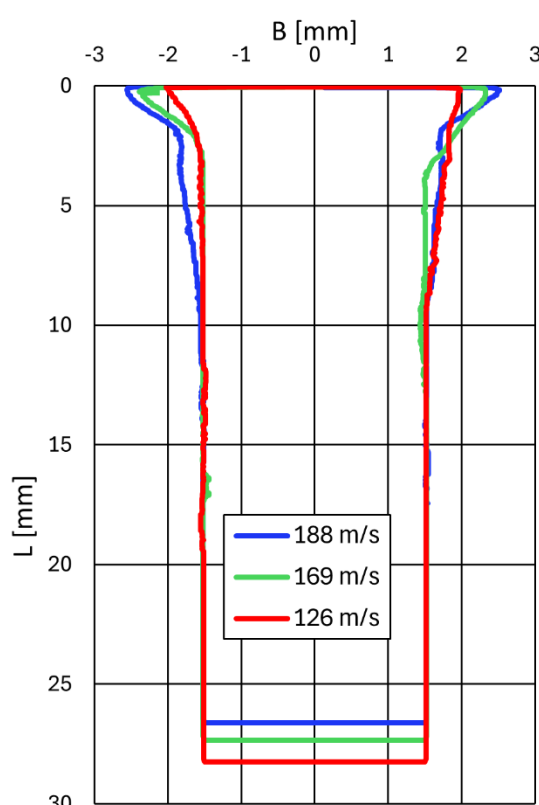
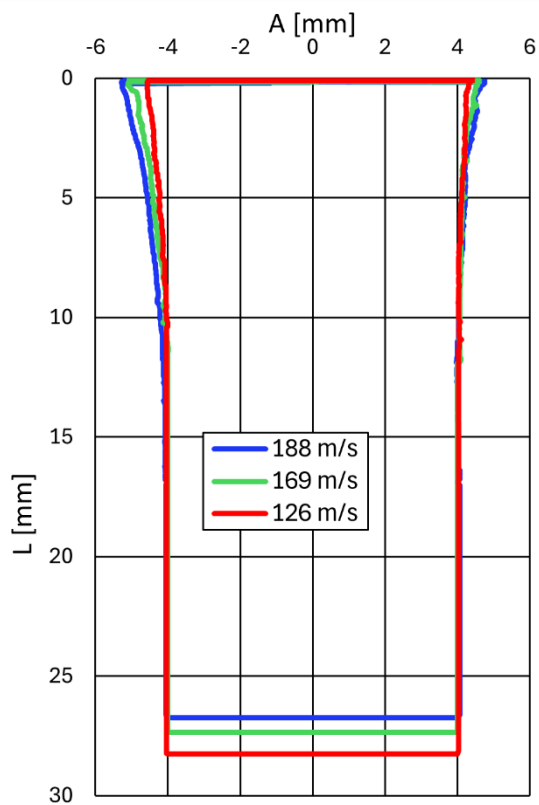


903 (185 ms⁻¹)

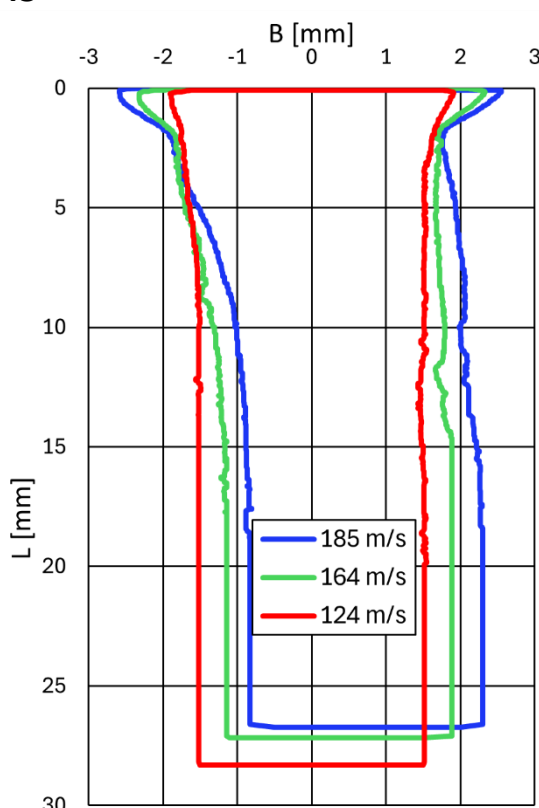
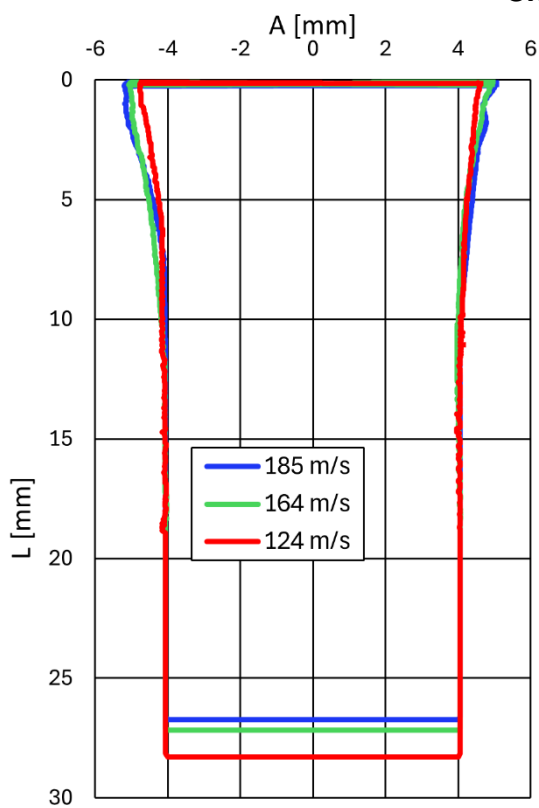




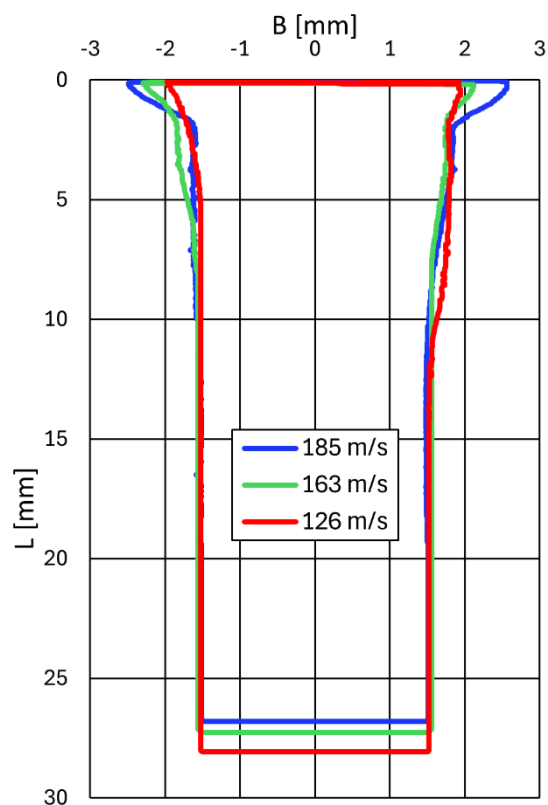
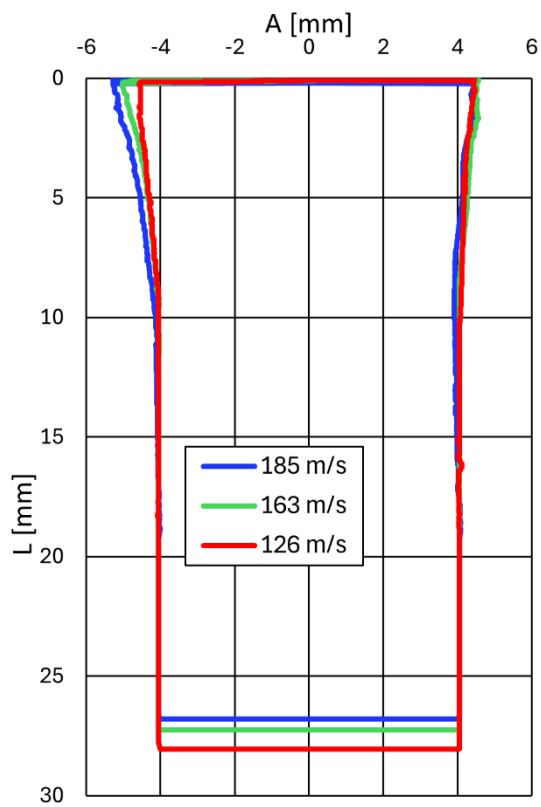
Směr 0°



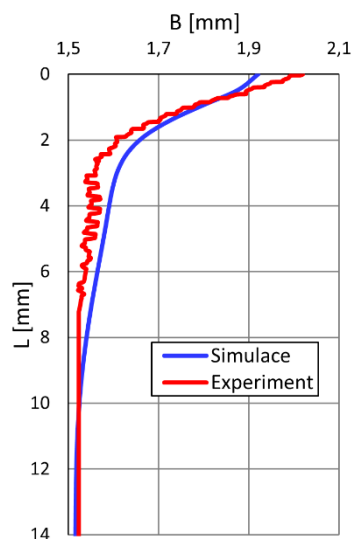
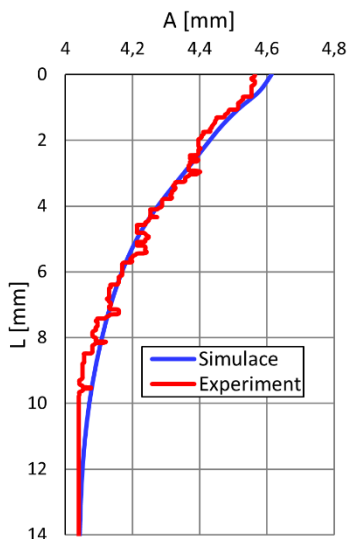
Směr 45°



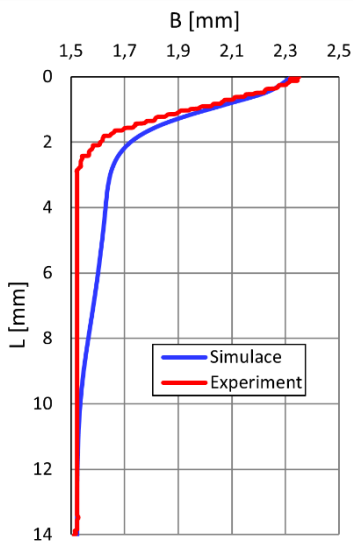
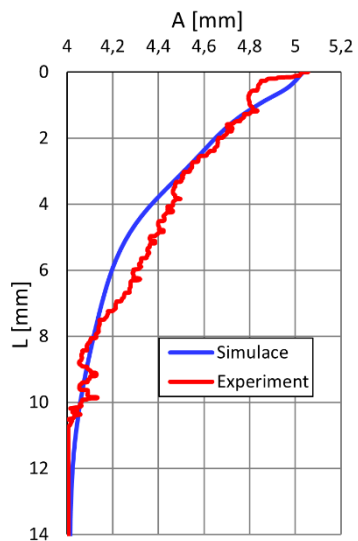
Směr 90°



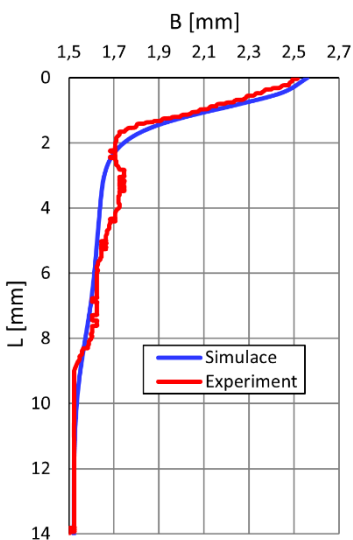
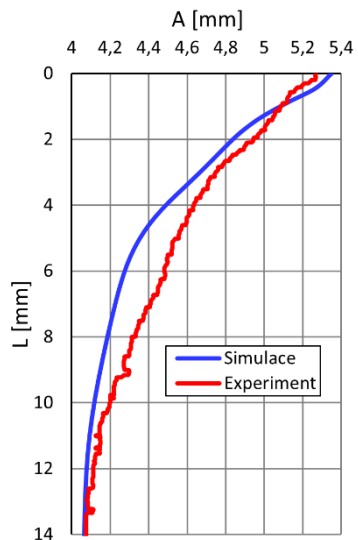
Vzorek 001



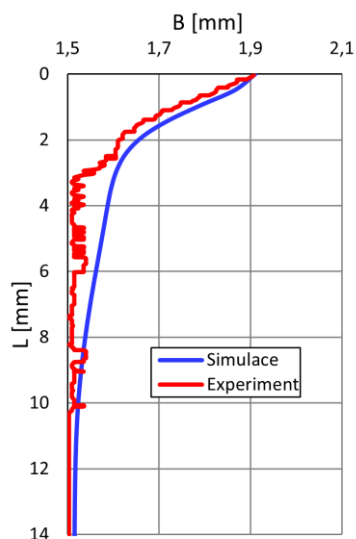
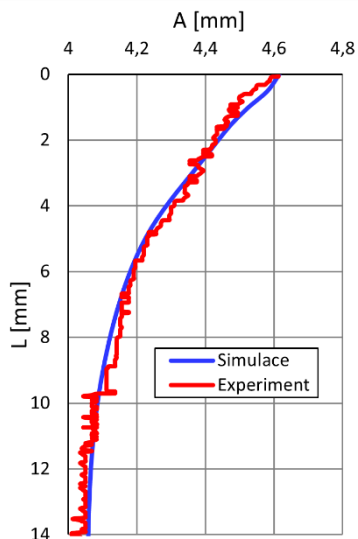
Vzorek 002



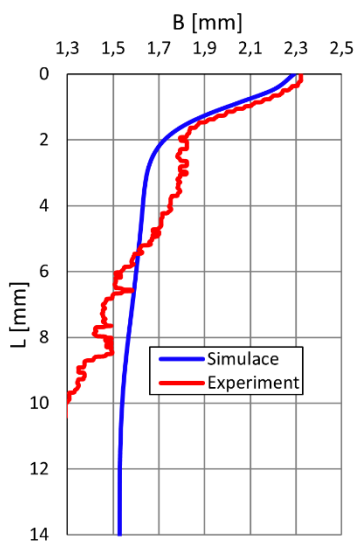
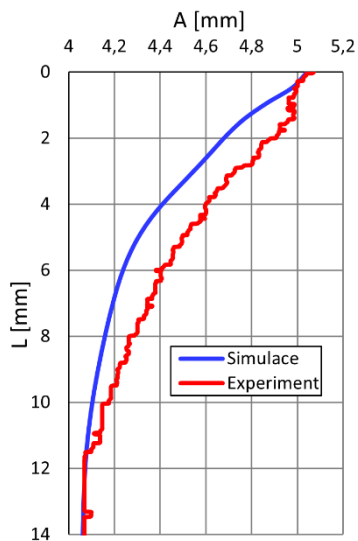
Vzorek 003



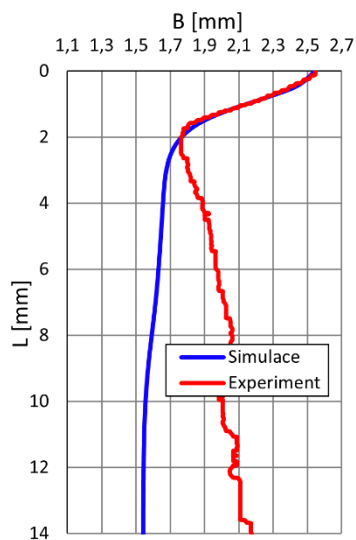
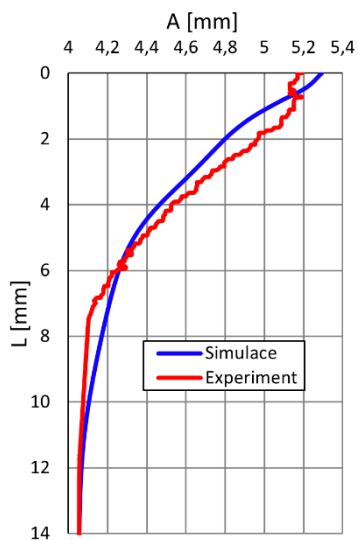
Vzorek 451



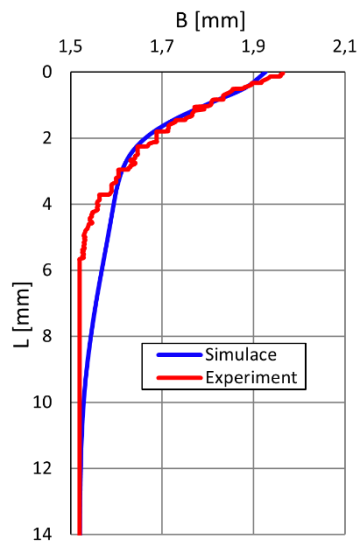
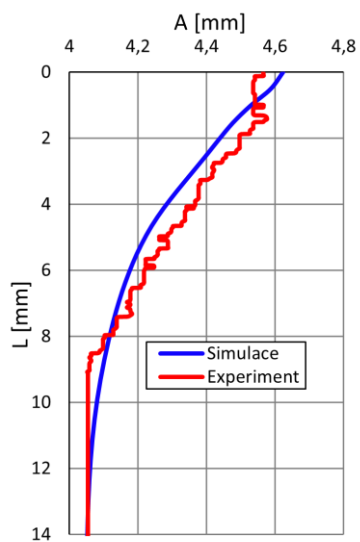
Vzorek 452



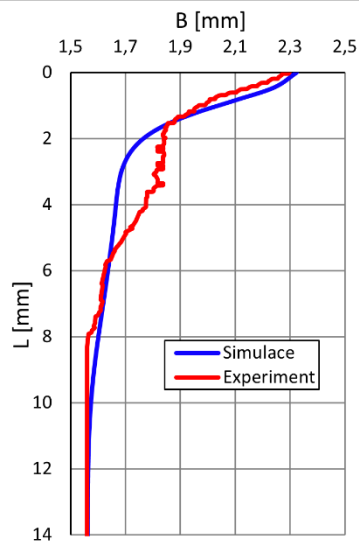
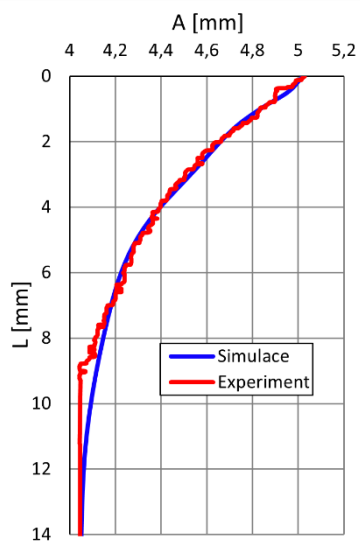
Vzorek 453



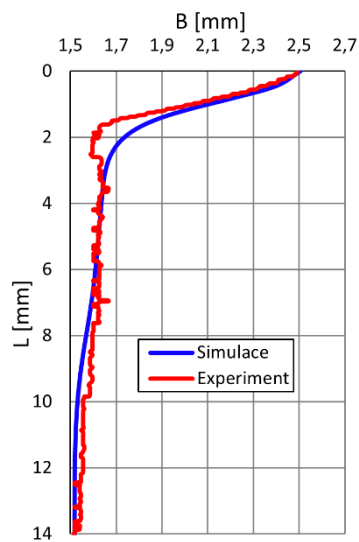
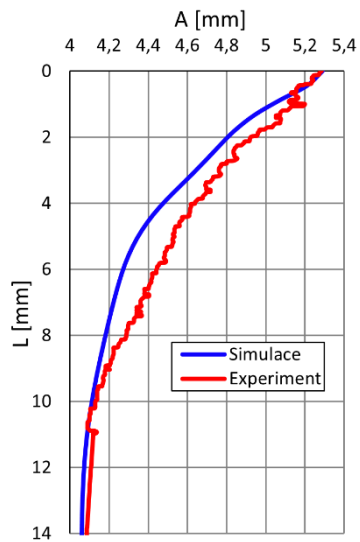
Vzorek 901



Vzorek 902

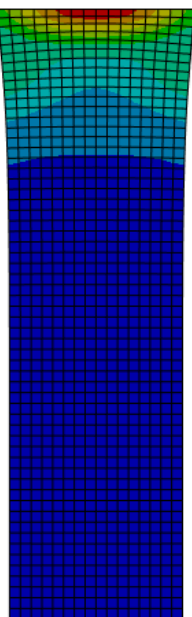
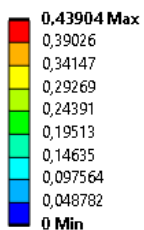


Vzorek 903



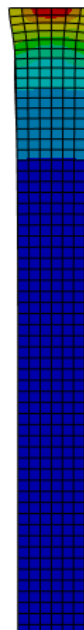
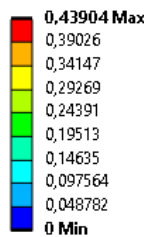
Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením

001 Šířka



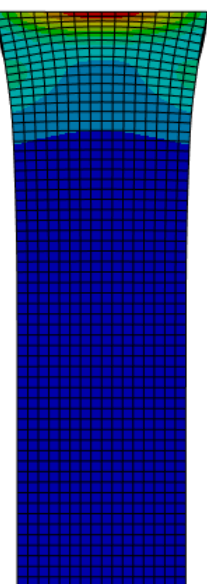
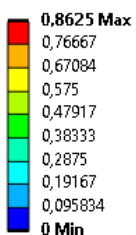
5 mm

001 Tloušťka



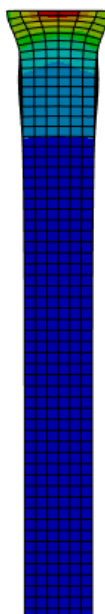
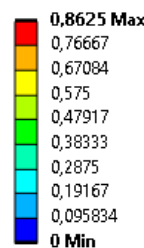
5 mm

002 Šířka



5 mm

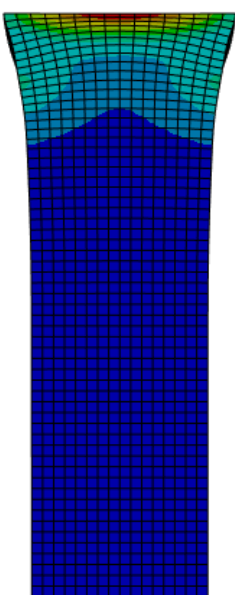
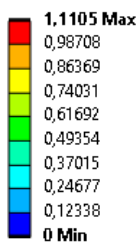
002 Tloušťka



5 mm

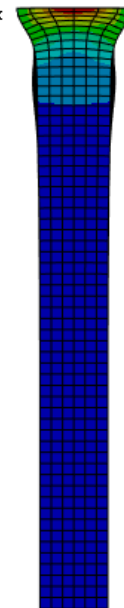
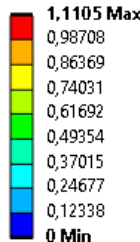
Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením

003 Šířka



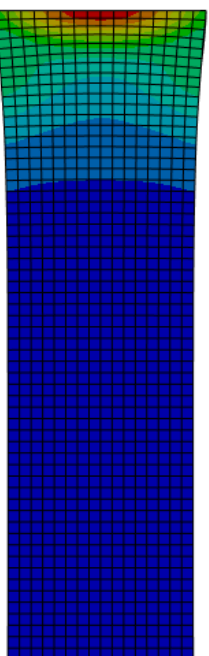
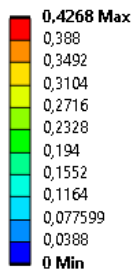
5 mm

003 Tloušťka



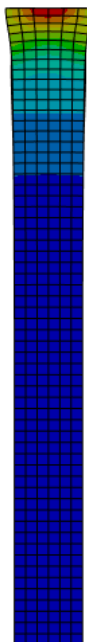
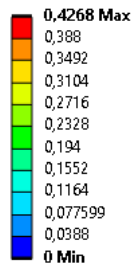
5 mm

451 Šířka



5 mm

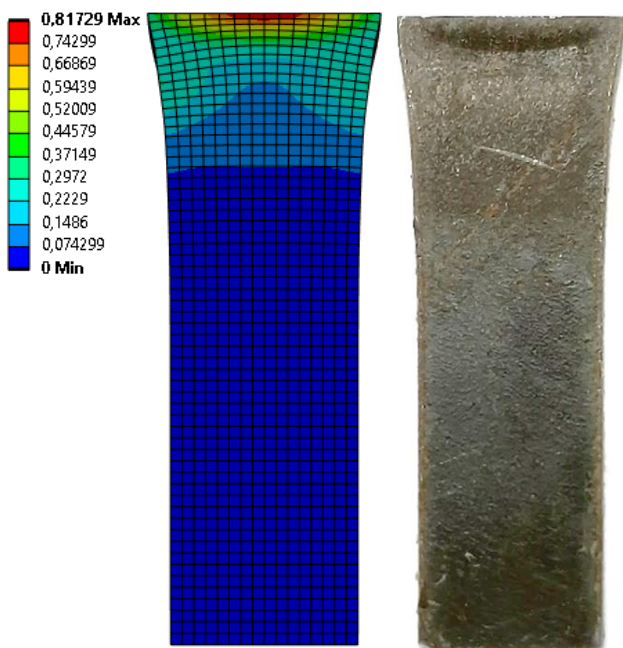
451 Tloušťka



5 mm

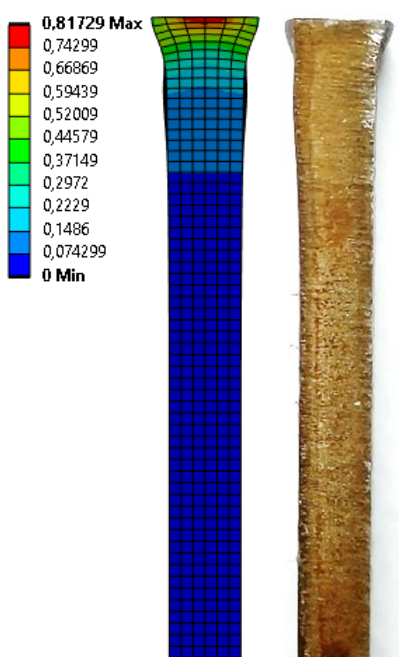
Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením

452 Šířka



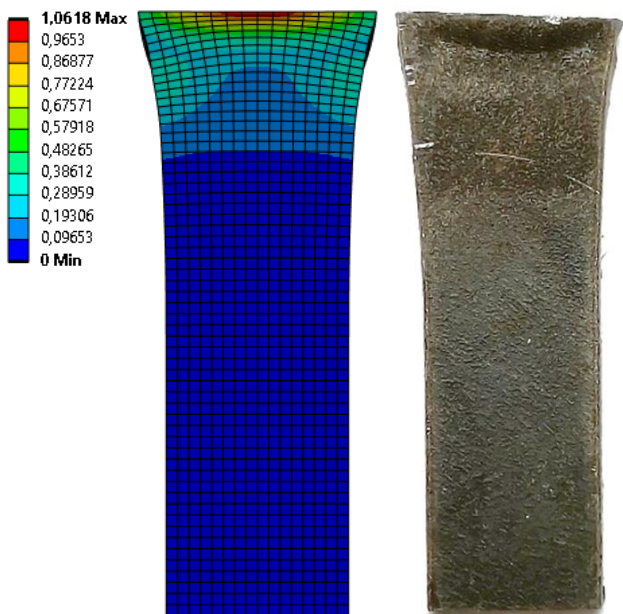
5 mm

452 Tloušťka



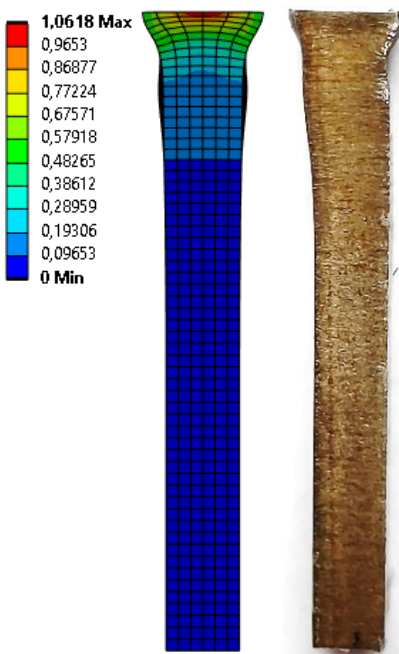
5 mm

453 Šířka



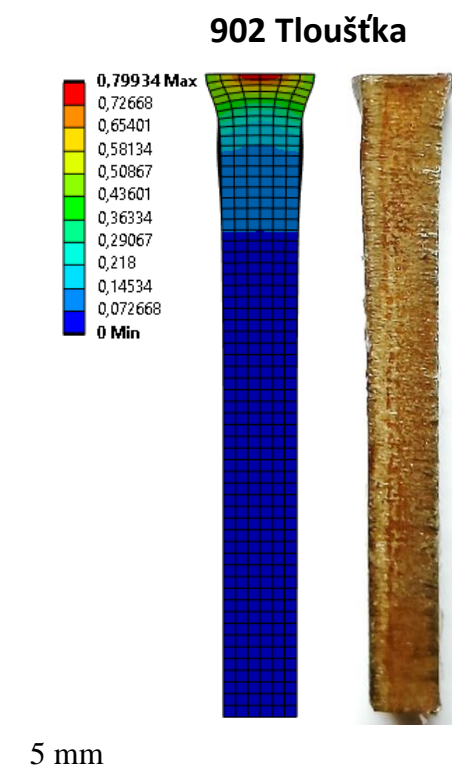
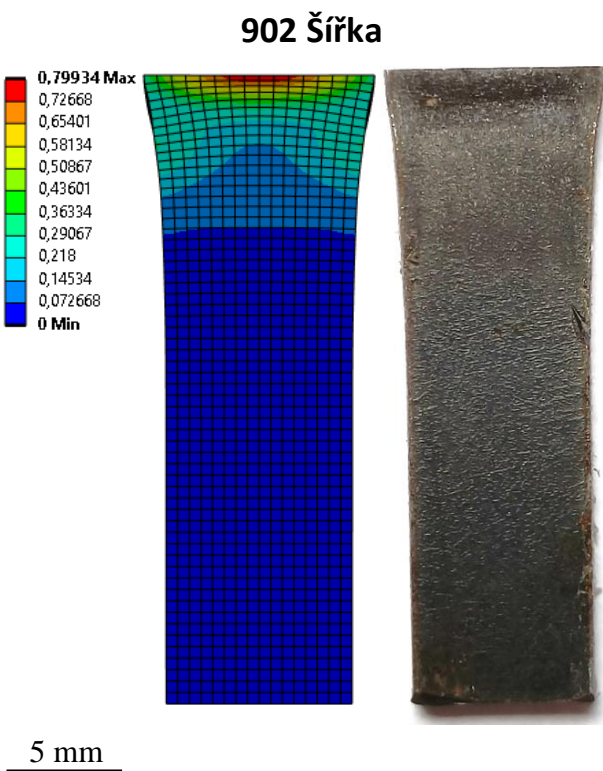
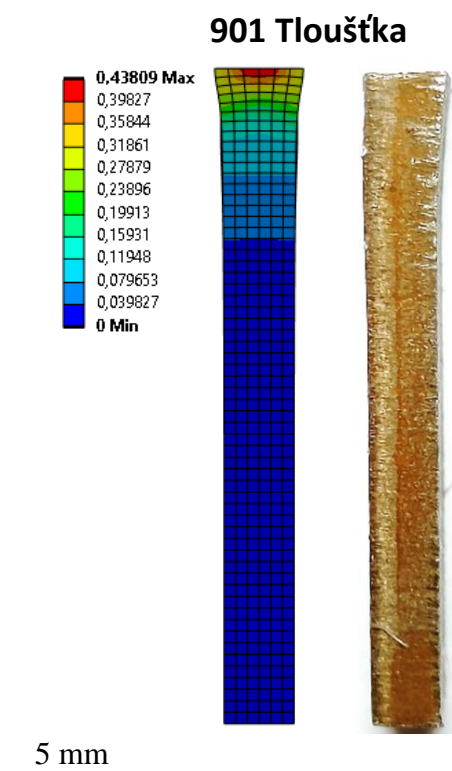
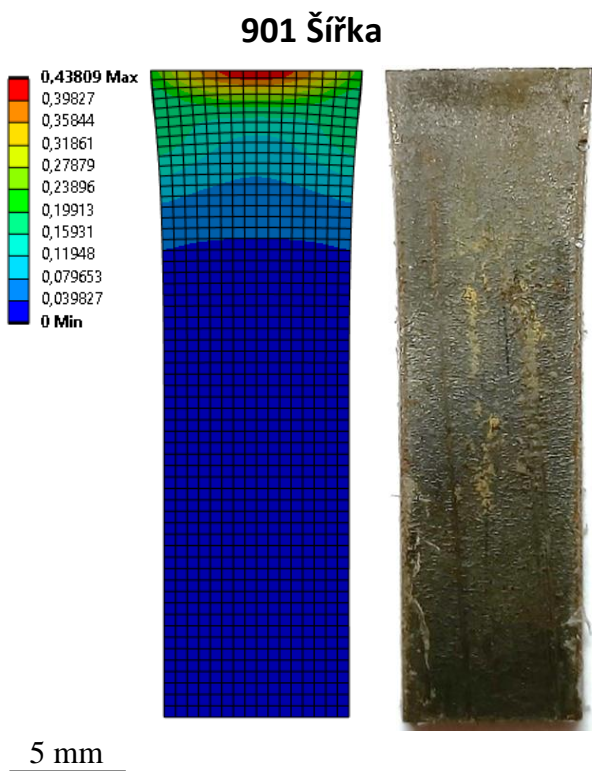
5 mm

453 Tloušťka



5 mm

Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením



Srovnání fotografie vzorků s řezy simulací s efektivním plastickým přetvořením

