

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: P2301 Doktorský studijní program
Studijní obor: 3911V016 Materiálové inženýrství a strojírenská metalurgie

Dizertační práce
k získání akademického titulu doktor

**Vyhodnocování mechanických vlastností
konstrukčních materiálů pomocí miniaturních
zkušebních vzorků**

Autor: **Ing. Radek Procházka**
Školitel: **Prof. Ing. Ján Džugan, Ph.D.**

Plzeň, 2019

Prohlášení o autorství

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě písemnou práci na téma „Vyhodnocování mechanických vlastností konstrukčních materiálů pomocí miniaturních zkušebních vzorků“ ke státní doktorské zkoušce, zpracovanou na Fakultě strojní Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně, pod odborným dohledem školitele a s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce.

V Plzni dne:

.....

Podpis autora

Autorská práva

Podle zákona o právu autorském č. 35/1965 Sb. (175/1996 Sb. ČR), §17, a zákona o vysokých školách č. 111/1998 Sb., je využití a společné uplatnění této práce, včetně uvedených vědeckých a výrobně technických poznatků, nebo jakékoli nakládání s nimi možné pouze na základě smlouvy se souhlasem autora, autorů citovaných prací a Západočeské univerzity v Plzni.

Poděkování

V první řadě bych chtěl poděkovat mému školiteli Prof. Ing. Jánovi Džuganovi, Ph.D. za odborné vedení a konzultace v průběhu doktorského studia a za věcné rady a připomínky k předkládané disertační práci.

Dále bych chtěl poděkovat celému kolektivu zaměstnanců společnosti COMTES FHT a.s. a svým nejbližším kolegům za to, že mi byli lidskou a profesní oporou. Velký dík patří také vedení společnosti, která mi umožnila propojit studium se zaměstnáním.

V neposlední řadě děkuji své rodině a nejbližším za to, že mě podporovali celou dobu studia i v těch nejtěžších časech a měli se mnou trpělivost.

Anotace

Disertační práce se zabývá vývojem pokročilých technik v oblastech zkoušek nízko a vysokocyklové únavy s využitím miniaturních zkušebních vzorků, které jsou zamýšleny pro hodnocení stupně materiálové degradace provozovaných rozměrných komponent. Pro tyto účely byly provedeny verifikace výsledků širokého portfolia standardních a miniaturizovaných těles. Užitím pokročilých technik byl nalezen zcela nový přístup testování miniaturizovaných zkušebních těles v oblasti nízkokycklové únavy materiálu v režimu řízené deformace za pomoci digitální obrazové korelace a dále bylo docíleno zefektivnění stávajících zkušební postupů zkoušek vysokocyklové únavy při stanovení trvalé pevnosti s využitím pasivní termografie. Experimentální data byla proložena příslušnými regresními funkcemi za účelem porovnání regresních parametrů v rámci příslušného materiálu. Na základě výsledků monotónních a cyklických zkoušek, byla dále provedena konstrukce křivek životnosti pro příslušné průměry zkušebních těles, které pokrývají celý průběh únavového života.

Klíčová slova

Degradace materiálu, digitální obrazová korelace, miniaturizovaná zkušební tělesa, nízkokycklová únava, vysokocyklová únava, termografie

Annotation

The dissertation thesis deals with the development of advanced techniques in low and high cycle fatigue testing using miniature test specimens, which are intended to evaluate the degree of material degradation of large in service components. For these purposes, the results of a wide portfolio of standard and miniaturized test specimens have been investigated. Using the advanced techniques, a completely new approach in testing of miniaturized test specimens in strain controlled low cycle fatigue using digital image correlation was found and the existing approach for high cycle fatigue testing to the determination of endurance limit with the use of passive thermography was improved. An appropriate regression model was used to fit the experimental data in order to obtain and compare its regression parameters within the relevant material. Based on the results of the monotonic tensile and cyclic fatigue tests, the construction of full range stress – life curves were done for the corresponding diameter of the test specimens.

Key words

Material degradation, digital image correlation, miniature specimens, low cycle fatigue, high cycle fatigue, thermography

Obsah

1	Úvod.....	10
2	Teoretická část.....	13
2.1	Zkouška tahem	13
2.1.1	Deformační zpevnění.....	14
2.1.2	Korelace výsledků jednoosých zkoušek v tahu s únavovou pevností	16
2.2	Cyklická únava.....	17
2.2.1	Nízkocyklová únava	18
2.2.2	Vysokocyklová únava	24
2.3	Matematická analýza křivek životnosti	25
2.4	Faktory ovlivňující výsledky únavového života.....	26
2.4.1	Vliv středního napětí	26
2.4.2	Vliv součinitele tvaru	27
2.4.3	Vliv absolutní velikosti zkušební tělesa	29
2.4.4	Vliv jakosti povrchu zkušební tělesa	29
2.4.5	Vliv frekvence zatěžování a pracovní teploty	30
2.4.6	Vliv nesouososti zkušební stroje	31
2.5	Miniaturizace zkušebních těles.....	33
2.5.1	Velikostní faktor.....	34
2.6	Digitální obrazová korelace.....	38
2.7	Infračervená termografie	41
2.8	Odběrné zařízení.....	45
3	Experimentální část	47
3.1	Přehled experimentální části.....	47
3.2	Experimentální materiál	47
3.2.1	Odběr zkušebních těles.....	49
3.2.2	Metalografická analýza	49
3.3	Návrh zkušebních těles.....	55
3.3.1	Návrh aktivní části těles NCÚ.....	55
3.3.2	Návrh aktivní části těles VCÚ.....	56
3.3.3	Návrh celkové geometrie těles NCÚ a VCÚ.....	57
3.3.4	Stanovení součinitele tvaru těles VCÚ	59
3.3.5	Měření drsnosti povrchu těles VCÚ	62
3.4	Zkouška tahem	64
3.5	Zkoušení únavy	66

3.6	Zkoušky NCÚ.....	66
3.6.1	Návrh zkušebního řetězce pro zkoušky NCÚ mini těles.....	68
3.6.2	Výsledky zkoušek NCÚ	72
3.6.3	Optimalizace metodiky testování miniaturizovaných těles vyrobených z BST	87
3.7	Zkoušky vysokocyklové únavy	89
3.7.1	Zkušební metody a postupy.....	89
3.7.2	Konvenční zkoušky VCÚ.....	89
3.7.3	Nekonvenční zkoušky VCÚ s využitím termografie.....	89
3.7.4	Výsledky konvenčních zkoušek VCÚ.....	92
3.7.5	Výsledky nekonvenčních zkoušek VCÚ s využitím termografie.....	97
3.8	Matematická analýza celé únavové životnosti s využitím KV funkce.....	98
4	Diskuse výsledků.....	100
4.1	Charakterizace experimentálního materiálu a zkušebních těles	100
4.2	Zkoušky nízkocyklové únavy.....	102
4.3	Zkoušky vysokocyklové únavy	103
4.4	Aproximace celého únavového života.....	107
5	Závěr.....	110
6	Seznam literatury.....	112
7	Publikační činnost autora	118
7.1	Seznam publikací	118
7.2	Seznam technických zpráv	121
7.3	Zapojení v projektech.....	123
8	Výsledky aplikovaného výzkumu	124
9	Pedagogická činnost.....	125

Seznam použitých symbolů a zkratek

BST	Boat Sample Technique (technika odebírání vzorků ve tvaru loďky)
CEN	Comité Européen de Normalisation (evropský výbor pro normalizaci)
DIC	Digital Image Correlation (digitální obrazová korelace)
DPI	Dots Per Inch
EDSE	Electric Discharge Sampling Equipment (elektroerozivní odběrové zařízení)
HG	Hourglass (zkušební těleso tvaru přesýpacích hodin)
LV, PV, OV	levá větev, pravá větev, obě větve Luongova rozdělení
KV	čtyřparametrická Kohout – Věchetova funkce
MKP	metoda konečných prvků
NCÚ	nízkocyklová únava
PID	Proportional-Integral-Derivative regulátor
RB	Round-Bar (kruhová tyč)
ROI	Region of Interest (oblast zájmu)
SEM	Size Effect Model (matematický model velikostního faktoru)
SPT	Small Punch Test
VCÚ	vysokocyklová únava
VAMAS	Versailles Project on Advanced Materials and Standards

a	[-]	průměrná osová deformace
a'	[-]	exponent únavové pevnosti
A, A_5	[%]	tažnost
A_g	[%]	tažnost odpovídající mezi pevnosti
b	[-]	exponent únavové pevnosti
b'	[MPa]	součinitel únavové pevnosti
b^*	[-]	exponent KV funkce
b_i	[-]	lokální deformace
b_{max}	[-]	maximální ohybová deformace
$b_{max,mc}$	[$\mu\varepsilon$]	maximální ohybová deformace
d, D	[mm]	průměr
d_0	[mm]	počáteční průměr
B	[-]	konstanta ohybu KV funkce v oblasti nízkocyklové únavy
C	[-]	konstanta ohybu KV funkce v oblasti trvalé pevnosti
E	[GPa]	modul pružnosti v tahu
E_{eff}	[GPa]	efektivní modul pružnosti
E_v	[mm]	průměrná velikost zrna
E_K	[GPa]	modul pružnosti při kompresním půlcyklu
E_T	[GPa]	modul pružnosti při tahovém půlcyklu
F	[N]	síla
$F_{p,m}$	[N]	síla na mezi kluzu, respektive pevnosti
G	[MPa]	gradient napětí v kořeni vrubu
k	[-]	exponent
k_p	[-]	součinitel proporcionality
K	[MPa]	součinitel zpevnění
K'	[MPa]	součinitel cyklického zpevnění
L	[mm]	délka
L_0	[mm]	počáteční měřená délka
L_u	[mm]	prodloužení
L_N	[mm]	prodloužení
m	[-]	exponent objemové závislosti velikosti těles
m_D	[-]	parametr přímky teplotní závislosti
m_k	[-]	křivka časové pevnosti miniaturizovaných vzorků

n'	[-]	exponent cyklického zpevnění
n_k	[-]	křivka časové pevnosti konvenčních vzorků
n_m	[-]	exponent monotónního zpevnění
n_z	[-]	počet zrn
N	[-]	počet cyklů
N_L	[-]	počet tětiv na jednotku délky
N_i, N_{is}	[-]	počet cyklů do iniciace, předpokládaný poloviční počet cyklů do iniciace
N_f	[-]	počet cyklů do lomu
N_c	[-]	počet cyklů odpovídající trvalé mezi únavy
N_N	[-]	počet cyklů odpovídající časové (smluvní) mezi únavy
$2N$	[-]	počet půlcyklů
$2N_t$	[-]	tranzitní počet půlcyklů
q	[°C]	součinitel přírůstku teploty
r	[mm]	poloměr
r_k	[-]	křivka časové pevnosti reálných komponent
r_N	[mm]	rádus přechodu těles s válcovým průměrem
r_v	[mm]	rádus zkušební části těles s proměnným průřezem
R	[-]	součinitel asymetrie cyklu
R_a	[μm]	střední aritmetická odchylka profilu
R_e	[MPa]	mez kluzu (výrazná)
R_p	[MPa]	smluvní mez kluzu trvalé deformace
R_p'	[MPa]	cyklická smluvní mez kluzu
R_m	[MPa]	mez pevnosti
R_z	[μm]	největší výška profilu
R_t	[μm]	největší hloubka profilu
S	[mm ²]	průřez
S_0	[mm ²]	počáteční průřez
S_u	[mm ²]	průřez po zkoušce
SD	[%]	směrodatná odchylka (standard deviation)
t	[mm]	tloušťka
t_α	[-]	kritická hodnota
T	[°C]	teplota
V	[mm ³]	objem velkého vzorku
V_0	[mm ³]	objem etalonu
w	[mm]	šířka
x	[-]	souřadnice bodu na ose x
y	[-]	souřadnice bodu na ose y
Z	[%]	kontrakce
α	[-]	součinitel tvaru vrubu
β	[%]	procentuální ohyb vzorku
β'	[-]	součinitel vrubu na mezi únavy
β'_N	[-]	součinitel vrubu obecného počtu cyklů
μ	[-]	emisivita
η_p	[-]	součinitel jakosti povrchu
γ	[-]	pravděpodobnost
γ_G	[-]	poměrný gradient napětí
ε	[-]	deformace
ε_1	[%]	hlavní deformace
$\bar{\varepsilon}$	[-]	skutečná deformace
ε_f	[-]	skutečná lomová deformace
ε'_f	[-]	součinitel únavové tažnosti
ε_{ae}	[-]	elastická složka amplitudy deformace
ε_{ap}	[-]	plastická složka amplitudy deformace
$\bar{\varepsilon}_{pl}$	[-]	skutečná plastická deformace Hollomonova vztahu

ε_{ac}	[-]	amplituda celkové deformace
σ	[MPa]	napětí
$\bar{\sigma}$	[MPa]	skutečné napětí
σ_a, σ_A	[MPa]	amplituda napětí
σ_{as}	[MPa]	amplituda napětí odpovídající předpokládanému N_{is}
σ_{sat}	[MPa]	saturovaná odezva amplitudy napětí
σ_c	[MPa]	trvalá mez únavy
σ_{hc}	[MPa]	trvalá mez únavy v míjivém cyklu
σ'_c	[MPa]	trvalá mez únavy vzorků s povrchovou únavou
σ^x_c	[MPa]	trvalá mez únavy vzorků s vrubem
σ_N	[MPa]	časová mez únavy
σ'_f	[MPa]	součinitel únavové pevnosti
σ_f	[MPa]	napětí při lomu
$\bar{\sigma}_f$	[MPa]	skutečné napětí při lomu
σ_{fi}	[MPa]	fiktivní napětí
σ_m	[MPa]	střední napětí
σ_∞	[MPa]	asymptota hodnoty trvalé pevnosti KV funkce
θ_i^c	[°]	změna úhlu natočení
ψ		funkce deformace fazety v ose x
ϕ		funkce deformace fazety v ose x
Δ		rozkmit

1 Úvod

Naprostá většina dnes dlouhodobě provozovaných strojních zařízení je zatěžována časově proměnlivými (stochasticky) vnějšími faktory, které mají původ v mechanickém, tepelném či chemickém namáhání nebo jejich kombinaci. Důsledkem jejich působení dochází k degradaci materiálových vlastností, tj. zvyšování sklonu materiálu k porušování křehkým lomem. Na procesu degradace kovových materiálů se ale dále může podílet nespočet faktorů, jako např. tlak, radiace, tečení, koroze anebo dynamika těchto jevů. Následný střet některého z degračních faktorů s degračním mechanismem tak může vyvolat tzv. synergetický účinek, který však nemusí být zahrnut ve stádiu návrhu strojní součásti [1; 2; 3]. Nejen takováto interakce však může mít fatální vliv na projektovanou životnost komponenty.

Během konstrukčního návrhu strojní součásti dochází k mnohým zjednodušením. Mnohdy se jedná o zjednodušení časově proměnlivých namáhání, které se převádí na harmonické bez účasti vlivu prostředí, anebo je vliv prostředí zahrnut jako tabulkový koeficient odpovídající podmínkám prostředí. Vlivem proměnlivého namáhání dochází ke střídání velikosti amplitudy deformace v průběhu všech etap únavového procesu. Výskyt vysoké amplitudy deformace sice snižuje únavovou životnost v případě nukleace trhliny, nicméně nemusí být nutně zdrojem snížení životnosti ve stádiu šíření trhliny, kdy může dojít ke zvýšení prahové hodnoty rozkmitu faktoru intenzity napětí. Šíření trhliny se pod touto hodnotou zastaví a životnost komponenty se tím prodlouží. Konstrukční návrhy tak nemusí nutně reflektovat reálné provozní podmínky a jejich důsledky, což má vliv na bezpečnost a spolehlivost provozu. Naopak tomu může být při využití vysokého bezpečnostního koeficientu, což vede k naddimenzování součásti. Dalším případem přílišného dimenzování může být projekční návrh, který a priori zahrnuje výskyt degračních faktorů, které se ale během provozu mohou ukázat jako marginální. V obou případech tak může být životnost součásti prodloužena řádově až o desítky procent oproti původnímu projekčnímu návrhu [4]. Například prodloužení životnosti jaderné elektrárny závisí např. na stupni degradace její nejpodstatnější součásti, kterou je tlaková nádoba reaktoru. Pomocí vhodné kombinace inspekčních technik lze zdokumentovat a následně predikovat vývoj degradace materiálových vlastností pro následný provoz těchto elektráren z původních 30 let až na dvojnásobek [5]. To v opodstatněných případech může vést k nemalým finančním úsporám, které by jinak byly vynaloženy na generální opravy.

Důkladné pochopení procesu degradace materiálových vlastností přináší optimalizaci životního cyklu strojní součásti. Přínos těchto znalostí tkví zejména v samotném prvotním návrhu komponenty, ale také v predikci zbytkové životnosti již provozované součásti. Během životního cyklu dynamicky namáhané komponenty dochází k degradaci strukturálních a mechanických vlastností, kterým lze přiřadit určitý stupeň degradace a stanovit tak maximální stupeň degradace, který je stále přípustný pro bezpečný provoz.

Existuje řada přístupů pro hodnocení zbytkové životnosti komponent, mezi které patří především hodnocení na základě výsledků zkoušek tahem, únavových zkoušek (Wöhler, Manson-Coffin), tečení, přechodové teploty vrubové houževnatosti nebo lomové houževnatosti. Nicméně tento způsob hodnocení má značné nároky na množství experimentálního materiálu, což limituje oblast použitelnosti těchto metod.

Tato skutečnost byla motivací pro miniaturizaci zkušebních těles určených pro hodnocení materiálových vlastností. Dosud nejznámější zkouška využívající miniaturních vzorků je protlačovací zkouška Small Punch Test (SPT) [6]. Metoda je založena na empiricky stanovených korelacích získaných srovnáním výsledků s konvenčními testy. Během posledních bezmála tří dekád byla tato metoda vyvíjena a testována po celém světě v celé řadě výzkumných institucí. V roce 2007

započaly pokusy o její standardizaci Evropskou komisí pro standardizaci CEN [7], jejímž cílem bylo zajistit sjednocení zkušebních postupů a metodiky vyhodnocování, které by vedlo ke zvýšení reprodukovatelnosti výsledků mezi nezávislými institucemi. Přesto tato metoda slouží spíše k odhadu materiálových parametrů, přičemž její přesnost silně závisí na kvalitě a rozmanitosti materiálové databáze. Z důvodu nemožnosti nalezení obecně platných korelačních vztahů, představuje tento proces hodnocení materiálových charakteristik časově nesmírně náročnou a nákladnou aktivitu, od které se v posledních letech upouští. Z těchto důvodů jsou vyvíjeny metodiky měření na miniaturních vzorcích při maximální snaze o zachování stejných zatěžovacích podmínek jako u standardních zkoušek.

Současný nástup progresivních technologií napomáhá reflektovat nově vznikající potřeby při testování miniaturizovaných zkušebních těles rozličných velikostí, které mohou být dále vystaveny agresivnímu prostředí. Mezi tyto progresivní metody patří mimo jiné i měření deformace s využitím optických systémů. S nástupem digitální obrazové korelace (DIC) lze dokumentovat distribuci deformace přímo na povrchu zatěžovaného tělesa v režimu 2D a 3D, a to v reálném čase s vysokou citlivostí. DIC systém se uplatní nejen v oblasti ověření MKP modelů v průběhu návrhu miniaturních zkušebních těles, ale také v oblasti deformačně řízených zkoušek. To de facto přináší možnost použití libovolné velikosti zkušebního tělesa o miniaturním objemu v závislosti na dostupné optice, mikrostruktúře materiálu, možnostech zkušebního stroje a povaze polotovaru pro výrobu zkušebních tyčí.

V případě cyklického namáhání, které je ve více jak 80 % případů viníkem poškození komponent [8], lze materiály hodnotit na základě odolnosti vůči cyklické deformaci a cyklickému napětí, což pro realizaci zkoušek vyžaduje značné množství experimentálního materiálu. Současné trendy proto vedou k úvahám o možnosti hodnotit materiálovou degradaci pomocí semi-destruktivních zkoušek deformačně řízené nízkocyklové únavy a vysokocyklové únavy přímo z provozované komponenty bez narušení její integrity na základě miniaturizace konvenčních zkušebních těles. Předpoklad těchto miniaturizací je, že se zachová způsob zatěžování zkušebního tělesa, což povede ke snížení potřeby znát příslušné korekční vztahy mezi konvenčním a miniaturizovaným tělesem, a tedy i k mnohem spolehlivějším výsledkům. Ověření vlivu velikostního faktoru zkušebních těles na výsledky únavových zkoušek bude provedeno na široké škále zkušebních těles s kruhovými průřezy od 1 do 150 mm², které poslouží k posouzení objektivitu výsledků získaných pomocí miniaturizovaných zkušebních těles.

Další oblast výzkumu bude ověřovat možnost stanovení trvalé pevnosti v oblasti VCÚ za pomoci bezkontaktního, do jisté míry i nedestruktivního, hodnocení s využitím termografie. Současně používané metodiky ukazují, že není potřeba uvažovat o relaci mezi zkušební frekvencí a frekvencí záznamu, tedy že vývoj vnitřního tepla zatěžovaného tělesa je možné brát jako průměrnou hodnotu v čase a nikoliv jako funkci průběhu zatěžovacího cyklu. Tato metoda se jeví jako vysoce univerzální s potencionálním využitím na miniaturizovaných zkušebních vzorcích. Po splnění předchozích bodů bude provedena matematická analýza příslušných regresních parametrů pro konstrukci křivek životnosti dle Kohout - Věchetovy (KV) funkce, a to pro příslušný průměr zkušebních těles a materiál. Cílem bude porovnat křivky životnosti získaných na základě výsledků zkušebních těles standardních a miniaturizovaných rozměrů.

Jako doprovodné zkoušky budou provedeny standardní tahové zkoušky, jež ověří homogenitu materiálových vlastností příslušných experimentálních materiálů a dále poslouží při konstrukci křivek životnosti dle KV funkce.

Cílem disertační práce je vyvinout a ověřit nekonvenční metodiky zkoušek využívající miniaturizovaná zkušební tělesa pro hodnocení mechanických vlastností v oblastech nízkocyklové únavy (NCÚ) v režimu řízené deformace a napětově řízené vysokocyklové únavy (VCÚ) při stanovení trvalé pevnosti, přičemž zkušební tělesa bude možné odebrat z provozované komponenty s použitím speciálního odběrného zařízení. Cílem práce je postihnout změny mechanických vlastností materiálu výše uvedenými zkušebními metodami a výsledky dát do kontextu s již standardně používanými metodami. Jako experimentální materiál byly vybrány oceli třídy 16, konkrétně 34CrNiMo6 a 22CrMoNiWV 8-8 ve stavu zušlechťeném na 1000 MPa, respektive 800 MPa. Tyto oceli patří k jedněm z nejpoužívanějších legovaných ocelí s využitím pro vysoce namáhané strojní součásti.

Sumarizace předběžných cílů disertační práce:

- vyhodnocení vlivu velikostního faktoru zkušebních těles na výsledky zkoušek životnosti NCÚ a VCÚ,
- vývoj a ověření metodik deformačně a napětově řízených únavových zkoušek na miniaturních zkušebních tělesech,
- vývoj metodik měření VCÚ na miniaturizovaných tělesech s využitím termografie a
- konstrukce křivek životnosti s platností pro celý průběh únavového života.

2 Teoretická část

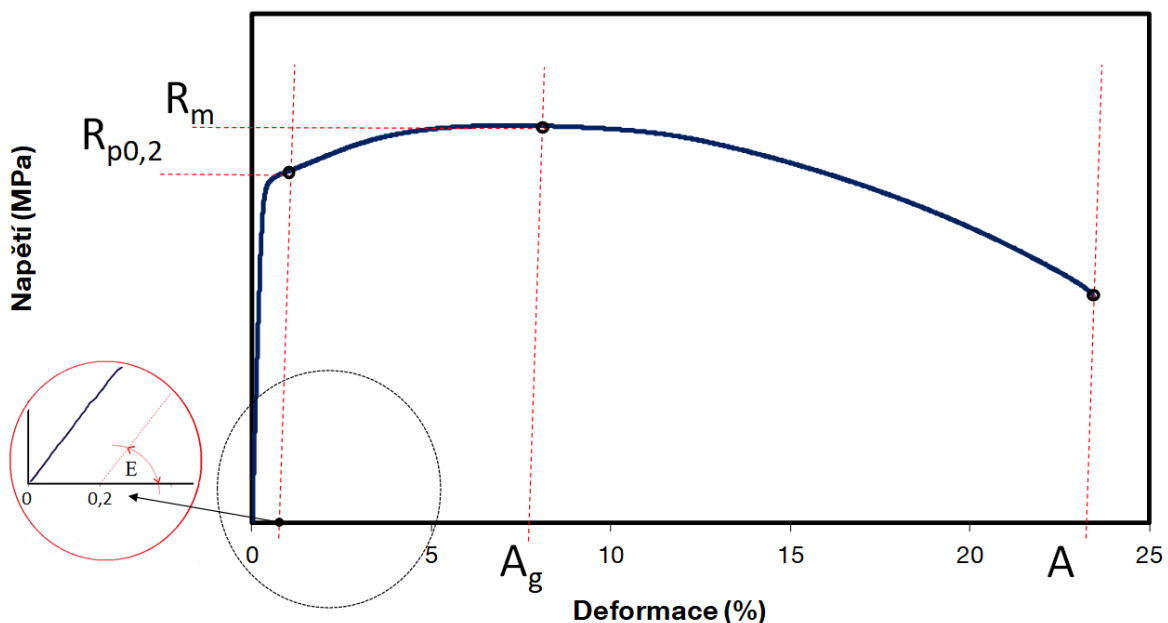
V následujících kapitolách je popsána obecná problematika mechanických zkoušek monotónních a cyklických, získávání jejich charakteristik, faktory ovlivňující jejich výsledky a dále je zde rozvedena problematika miniaturizace zkušebních těles. V souvislosti s touto miniaturizací jsou zde uvedeny nekonvenční přístupy pro vyhodnocení zkoušek za pomoci bezkontaktních technik.

2.1 Zkouška tahem

Hlavním důvodem proč mezi základní a nejrozšířenější mechanické zkoušky patří zkoušky tahem, je jejich jednoduchost a vysoká využitelnost při popisu chování materiálů. Pro zkoušky tahem je charakteristické převládající jednoosé tahové napětí vyvolávající prodloužení zkušební vzorku. Takto získané napětovo-deformační charakteristiky dále slouží k přímému využití nebo následnému zpracování, kde lze např. stanovit materiálové parametry popisující kinematické zpevnění v důsledku vysokých plastických deformací nebo zkoumat reakci materiálu na změny deformační rychlosti nebo teploty. V neposlední řadě slouží tyto zkoušky pro ověření technologií výroby materiálů a konstrukcí. Obecně lze říci, že ke zpevnění materiálu dochází se snižující se teplotou, zvýšenou deformační rychlostí, stárnutím materiálu nebo degradací v důsledku teplot či radiace, a to vše za současného snižování tažnosti, které vede až k nebezpečí porušení křehkým lomem.

Základní mechanické charakteristiky popisující chování materiálu v tahu jsou mez pevnosti v tahu R_m , mez kluzu v tahu R_e/R_p , tažnost A a A_g a kontrakce Z , viz tahový diagram **Obr. 2-1** s vyznačenými rovnoběžkami vyjadřujícími plastickou deformaci tělesa pro stanovení napětových $R_{p0,2}$ a deformačních charakteristik A a A_g . Sklon rovnoběžek je dán poměrem napětí σ a jím vyvolané deformace ε v oblasti platnosti Hookova zákona. Tento poměr je vyjádřen Youngovým modulem pružnosti E . Zde platí následující vztah (1).

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (1)$$



Obr. 2-1 Smluvní diagram tahové zkoušky s vyznačenými mechanickými charakteristikami

Mez kluzu je charakterizována jako napětí, které odpovídá přechodu mezi elastickou (vratnou) a plastickou (trvalou) deformací v napětíovo-deformační křivce. Nejvíce používané vyjádření meze kluzu je smluvní a označuje se $R_{p0,2}$ (2) a vztahuje se k trvalé plastické deformaci 0,2 % [9].

$$R_p = \frac{F_p}{S_0} \quad (2)$$

Tento smluvní popis změny elastické deformace na plastickou je používán u materiálů nevykazující výraznou mez kluzu. V případech, kde lze elastickou deformaci zanedbat, nebo je stanovení meze kluzu na základě přírůstku plastické deformace obtížné, lze uplatnit smluvní mez kluzu $R_{t0,5}$, která je vztažena k přírůstku celkové deformace 0,5 %. Mez pevnosti R_m je napětí vztažené k maximální síle dosažené během zkušebnímu testu a k počátečnímu průřezu zkušebnímu tělesa (3) [9].

$$R_m = \frac{F_m}{S_0} \quad (3)$$

Výše zmíněná napětí, vztažená k počátečnímu průřezu vzorku, lze také nazvat nominální a používají se v případě popisu smluvních diagramů. Tomuto maximálnímu napětí odpovídá protažení zkušebnímu vzorku, jež se označuje jako A_g . Po přetržení vzorku lze následně stanovit tažnost A z podélného prodloužení (4) a kontrakci Z z příčného zúžení průřezu vzorku (5) [9].

$$A = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L_u - L_0}{L_0} \quad (4)$$

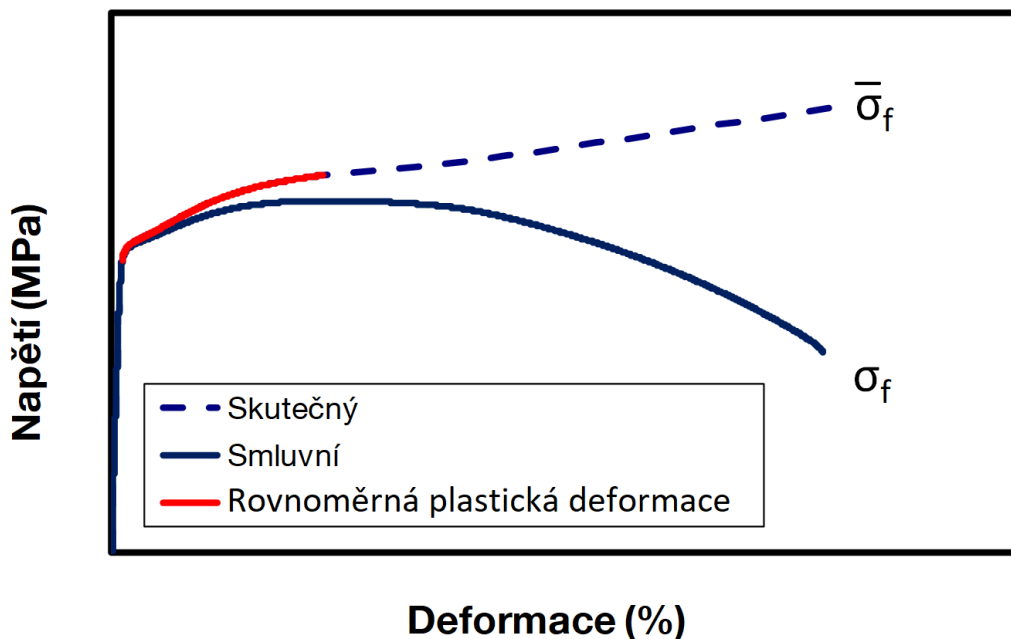
$$Z = \frac{\Delta S}{S} = \frac{S_0 - S_u}{S} \quad (5)$$

Protože jsou výsledky tažností velmi závislé na geometrii samotného zkušebnímu vzorku, je nutné se držet pravidla, které zajistí proporcionalitu těles v rozsáhlé škále od několika milimetrů po desítky centimetrů a umožní tak přímé srovnání tažností. Vztah počáteční měřené délky L_0 a počátečního měřené průřezu S_0 je dán vztahem (6), kde součinitel proporcionality nabývá hodnoty 5,65 [10].

$$L_0 = k_p \cdot \sqrt{S_0} \quad (6)$$

2.1.1 Deformační zpevnění

Při vyjádření závislosti skutečného napětí na skutečné deformaci lze pozorovat stoupající trend křivky až do porušení. Tento trend je výsledkem zvyšujícího se odporu materiálu proti plastické deformaci a nazývá se deformační zpevnění, viz **Obr. 2-2**.



Obr. 2-2 Skutečný a smluvní tahový diagram

V případě potřeby hlubšího popisu materiálového chování lze použít právě tyto skutečné diagramy, které jsou vztaženy k aktuálnímu průřezu vzorku, jenž je během zatěžování redukován. Skutečný diagram obsahuje skutečné napětí $\bar{\sigma}$ (7) a skutečné prodloužení $\bar{\varepsilon}$ (8), které rostou až do přetržení.

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{S_0} \quad (7)$$

$$\bar{\varepsilon} = \ln \frac{L}{L_0} \quad (8)$$

Vztah mezi poměrnou a skutečnou deformací je pak definován ve vztahu (9). Zde je omezená použitelnost vztahu v oblasti rovnoměrné deformace v rámci zákona o zachování objemu (10).

$$\bar{\varepsilon} = \ln \frac{L}{L_0} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (9)$$

$$S_0 L_0 = S_u L_u \quad (10)$$

Pro získání skutečné křivky napětí a deformace až do přetržení vzorku, je nutné po celou dobu zkoušky měřit minimální průřez vzorku v místě, kde dochází k lokalizaci plastické deformace, neboli krčkování. Tento přístup již vyžaduje zvýšené nároky na zkušební zařízení umožňující měření příčného zúžení. V opačném případě lze získat deformační charakteristiky v tahu přepočtené na skutečné napětí a deformaci za pomoci předpokladu stálosti objemu do meze pevnosti R_m . Tahový diagram skutečného napětí a deformace je uveden přerušovanou čarou na **Obr. 2-2**. V grafu je dále vyznačeno smluvní σ_f a skutečné napětí $\bar{\sigma}_f$ napětí při lomu [11].

Deformační zpevnění lze charakterizovat v oblastech elasto-plastických pomocí Hollomonova vztahu (11):

$$\bar{\sigma} = K \cdot (\bar{\varepsilon}_{pl})^{n_m} \quad (11)$$

Kde $\bar{\varepsilon}_{pl}$ je skutečná plastická deformace a exponent deformačního zpevnění n_m , který nabývá hodnot $\in (0;1)$ a popisuje schopnost materiálu se rovnoměrně plasticky deformovat do meze pevnosti R_m . Vynesením závislosti v bilogarithmickém měřítku získáme přímkou, kde exponent n_m udává směrnici této přímky. Tyto parametry lze také stanovit na základě exponenciální funkce v diagramu skutečného napětí a skutečné deformace v oblasti rovnoměrné plastické deformace [12].

2.1.2 Korelace výsledků jednoosých zkoušek v tahu s únavovou pevností

Výsledky tahových zkoušek, respektive mechanické charakteristiky v tahu, lze korelovat s výsledky odlišných mechanických zkoušek, jako jsou např. tvrdost, únavová pevnost v případě vysokocyklové únavy, lomová houževnatost nebo zkoušky tlakem do vysokých plastických deformací bez působení tření. Přičemž výše zmíněné korelace nelze příliš zobecňovat a nelze jim vždy přiřkládat vysokou objektivitu.

Mezi vhodné parametry pro porovnání jsou statická mez pevnosti a mez únavy. Korelační vztahy jsou do vysoké míry platné pro oceli středních pevností. Vztah (12) je platný pro ocel při střídavém namáhání [13].

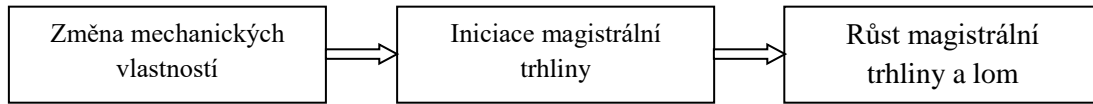
$$\sigma_c = 0,36 \cdot R_m + 13 \quad (12)$$

Pokud by objem experimentálního materiálu nedovolil použití standardních těles pro zkoušku tahem, lze tělesa úspěšně miniaturizovat při dodržení určitých podmínek. Mezi ně patří např. poměr velikosti zrna materiálu vůči nejmenšímu příčnému rozměru vzorku, stav povrchu apod. Při respektování podmínek pro porovnatelnost standardních a miniaturizovaných těles lze konstatovat, že absolutní velikost těles nemá vliv na mez pevnosti R_m [14; 15; 16; 17; 18].

Při aplikaci korelačních vztahů konstrukčních ocelí v rozmezí pevností od 500 do 1500 MPa je nutné brát zřetel na typ zatěžovacího módu, jako je např. tah-tlak, míjivý tah, krut, ohyb za rotace atd. Další skupiny materiálů, např. litiny, nemají již takové zobecněné vztahy a platí pro ně experimentálně získané meze únavy pro určitou skupinu pevnosti. Naopak stanovení časové pevnosti σ_N tvářených hliníkových slitin bylo popsáno Heywoodem [13].

2.2 Cyklická únava

Opakované namáhání materiálu vyvolává změnu jeho vlastností. Tato změna je nevratná, v rozsahu určitých zatěžovacích hladin, a nakonec vede k lomu. Podle výzkumů mechanismu únavového porušení lze rozeznat hlavní stádia únavového procesu cyklicky zatěžovaného tělesa. Z makroskopického pohledu rozeznáváme dvě základní stádia, a to iniciace makrotrhlin a růst makrotrhlin [19]. Únavový proces lze rozdělit na 3 stádia, která se navzájem prolínají, viz schéma Obr. 2-3.



Obr. 2-3 Stádia únavového procesu

V prvním stádiu dochází v důsledku vzniku a kumulace cyklické plastické deformace ke změně rozložení a hustoty dislokací. Tento proces probíhá v celém objemu vzorku. Důsledkem pohybu dislokací dochází ke změně mechanických vlastností, ale také elektrických nebo magnetických, což se nejvíce projevuje jako cyklické změkčování a zpevňování materiálu. Tento průběh má asymptotické chování a s určitým nasycením dochází k saturaci hodnot. Cyklické zpevňování je charakteristické pro materiály žíhané, jež mají nízkou hustotu mřížkových poruch. Naopak cyklické změkčování je doménou např. deformačně, precipitačně nebo strukturně zpevněných materiálů. Cyklické změkčování bývá nežádoucí jev [19].

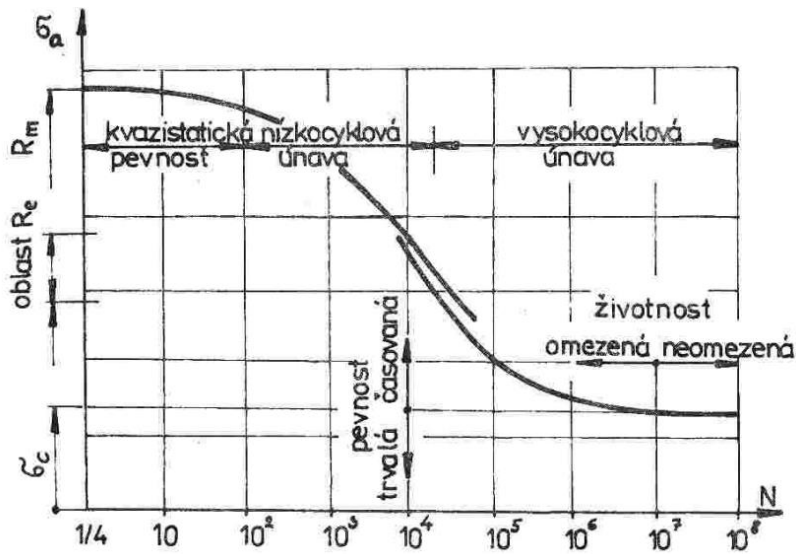
Kumulováním cyklické plastické deformace dochází na povrchu vzorku ke koncentraci napětí a deformace v okolí koncentrátoru napětí a vznikají a postupně rostou první mikrotrhliny. Postupnou koalescencí mikrotrhlin dojde k zformování v jednu řídicí (magistrální) trhlinu. K tomuto jevu dochází jen v malé části objemu materiálu.

Posledním stádiem šíření je růst řídicí trhliny, která proroste určitou část tělesa. Růstem této magistrální trhliny dochází k potlačení růstu ostatních defektů. Dosažením kritické velikosti dojde k lomu tělesa [12].

Cyklicky namáhané materiály s výraznou mezí kluzu ji ztrácejí v průběhu zatěžování a prodleva se rovněž zkracuje [20]. Cyklicky namáhané součásti jsou v drtivé většině projektovány na zatížení nižší než je mez kluzu R_p , tedy pracující v rozsahu elastických deformací, a přesto v technické praxi dochází k haváriím. U takto navržených součástí by teoreticky nemělo dojít k lomu a životní cyklus by měl trvat nekonečný počet cyklů. V praxi však docházelo k lomům, a tak se počátkem 19. století, s nástupem kolejových vozidel a mostů kovové konstrukce, začali mnozí experimentátoři systematicky zabývat fenoménem únavové životnosti. Mezi prvními experimentátory patřil A. Wöhler, který jako první svým výzkumem popsal charakteristiku únavového procesu a životnost. Mezi nejznámější vyjádření únavového procesu patří křivka životnosti tzv. Wöhlerova křivka. Ta udává závislost amplitudy napětí na počtu cyklů do lomu a nejčastěji se vykresluje v semilogaritmických souřadnicích. O sto let později pánové S. S. Manson a L. F. Coffin položili základy k popisu nízkocyklové únavy, která přítomna v oblastech nad mezí kluzu R_p s nízkým počtem cyklů do lomu v závislosti na amplitudě plastické deformace [12; 13].

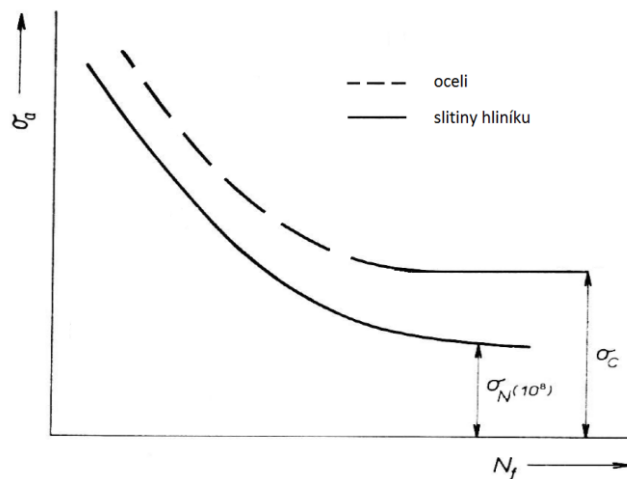
Zkoušky únavy lze rozdělit podle rozsahu vzniku pružně-plastických deformací na nízkocyklové (makro-elastoplastická) a vysokocyklové (mikro-elastoplastická). V případě nízkocyklové únavy dochází v makroobjemu k cyklické plastické deformaci s počty cyklů do lomu v intervalu 10^2 do 10^5 cyklů. Řídicí veličinou je amplituda deformace, kterou lze rozdělit na elastickou a plastickou složku v případě tzv. tvrdého zatěžování. Vysokocyklová únava je převážně řízena napětově a je charakteristická lokalizací plastické deformace pouze do míst s defekty, přičemž v tělese převažuje

elastická deformace. Počet cyklů do porušení je obvykle vyšší než v případě nízkocyklové únavy, viz **Obr. 2-4**, a cyklické zatěžování probíhá do meze pružnosti [12; 21].



Obr. 2-4 Rozdělení oblastí nízkocyklové a vysokocyklové únavy [12]

Dále je nutné rozlišovat pojmy jako je časová σ_N a trvalá pevnost σ_c . Časová pevnost je amplituda napětí, při které dojde k lomu při určitém počtu cyklů. Naopak trvalá pevnost charakterizuje amplitudu napětí, po které materiál vydrží nekonečný počet cyklů a které se asymptoticky blíží své mezní hodnotě. Trvalá pevnost se používá u ocelí do počtu 10^7 cyklů N_c , nikoliv u hliníkových slitin, které povětšinou bývají projektovány na časovou (smluvní) pevnost σ_N při dosažení 10^8 cyklů N_N . U těchto slitin křivka neustále klesá, viz **Obr. 2-5** [22].



Obr. 2-5 Ilustrace časové a trvalé pevnosti křivek životnosti ocelí a hliníkových slitin [22]

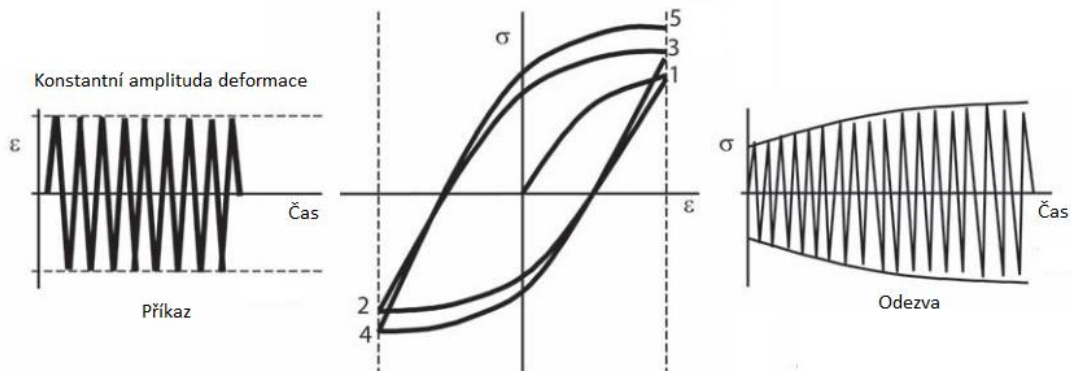
2.2.1 Nízkocyklová únava

V případě deformačně řízené únavové zkoušky, typické pro nízkocyklovou únavu, lze popsat změny v materiálových vlastnostech dvěma způsoby. Jedním z nich je popis na základě cyklické křivky napětí-deformace (saturované hysterezní smyčky) a druhým je popis na základě únavových křivek deformace, kde lze pozorovat tranzitní počet cyklů do porušení N_f . Řídicím parametrem zkoušky je celková amplituda deformace, která je během zkoušky konstantní. Zkoušky by měly pokrýt oblast od

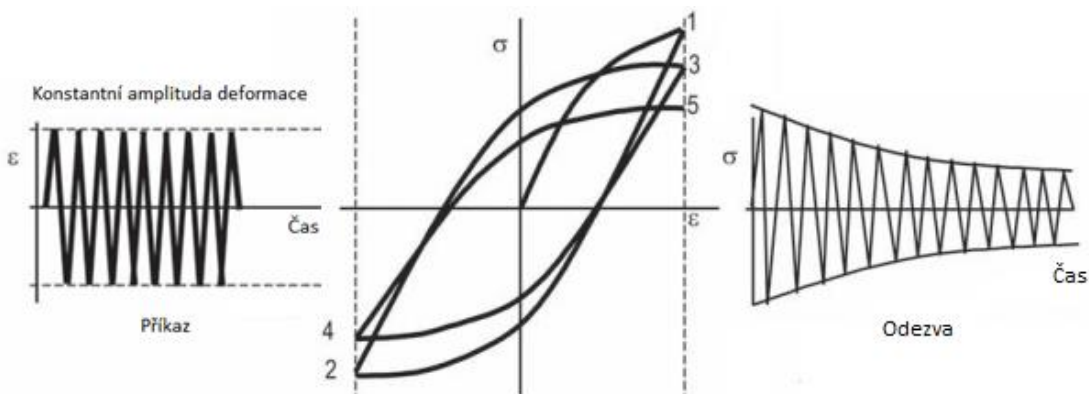
10^2 do 10^5 cyklů do lomu. Výskyt tohoto typu únavového procesu souvisí především s existencí konstrukčních vrubů dynamicky zatěžovaných strojních součástí [12].

Hysterezní smyčka

Během cyklického zatěžování dochází k cyklickému zpevnění nebo změkčení i opakovaně. Tento jev lze, v případě vysoké amplitudy a nízkého počtu cyklů, pozorovat do lomu nebo do ustáleného stavu tzv. saturovaného. Každá změna tvaru hysterezní smyčky je odrazem vnitřních strukturních změn materiálu na cyklické zatěžování a v konečném důsledku vyjadřuje odpor vůči takovému zatěžování. Při konstantním zatěžování amplitudou celkové deformace dochází ke změně amplitudy napětí v závislosti na projevu cyklického změkčení či zpevnění, a tím umožňuje velmi citlivě detekovat jakoukoliv změnu ve vlastnostech materiálu během provozu. **Obr. 2-6** a **Obr. 2-7** ilustruje příklad možného cyklického zpevnění a změkčení v režimu řízené deformace a jeho napěťovou odezvu. Mnohdy lze na konci životnosti vzorků pozorovat změkčení nebo zpevnění, které je jen důsledkem šíření magistralní trhliny napříč materiálem, což nemá co do činění se změnou materiálových vlastností [23; 24; 25]. Příklad ustálené hysterezní smyčky je uveden na **Obr. 2-8a**.

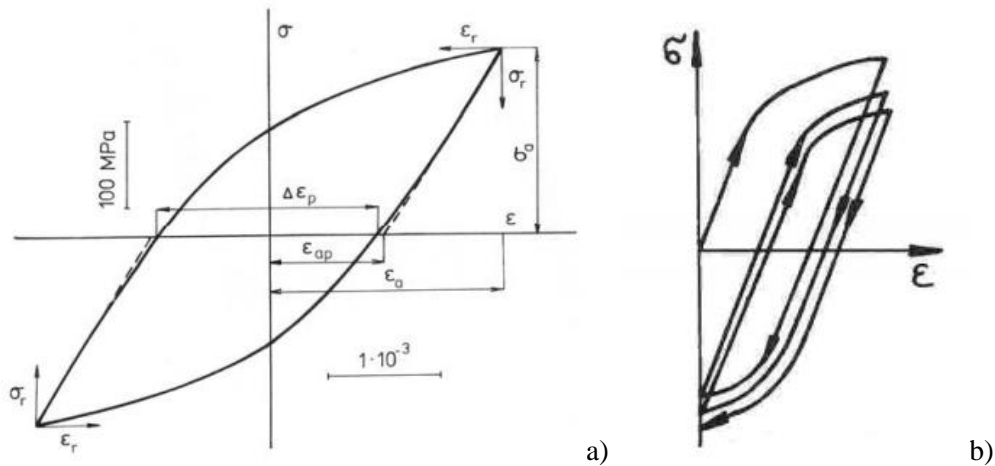


Obr. 2-6 Cyklické zpevnění v režimu řízené deformace [24]



Obr. 2-7 Cyklické změkčení v režimu řízené deformace [24]

V případě tvrdého zatěžování dochází ke změnám tvaru hysterezních smyček pouze ve směru osy působícího napětí. V důsledku nesymetrického deformačního cyklu může docházet k cyklické relaxaci a nemusí se tak podílet na únavovém procesu viz **Obr. 2-8b**.



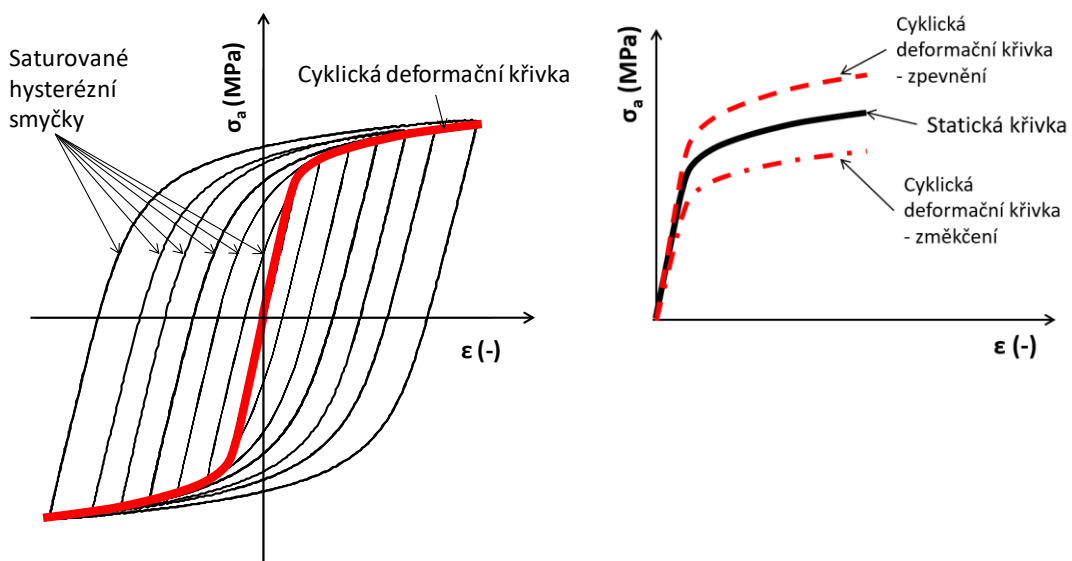
Obr. 2-8 (a) Příklad ustálení hysterézni smyčky a (b) cyklická relaxace v důsledku nesymetrie deformačního cyklu [12]

Cyklická deformační křivka

Jednou z významných charakteristik cyklického zatěžování je cyklická křivka. Saturované hysterézni smyčky jsou obvykle vyhodnoceny při poloviční hodnotě cyklů do lomu, přičemž saturované hodnoty jsou amplituda napětí a deformace. K sestrojení cyklické křivky je třeba provést zkoušky nízkocyklové únavy pro více deformačních hladin tak, aby bylo možné těmito vrcholovými body proložit cyklickou deformační křivku. Křivka popisuje odezvu plastické ϵ_{ap} složky kovu v průběhu cyklického zatěžování a je cyklickou analogií skutečného tahového diagramu při statickém zatěžování, jak je uvedeno na **Obr. 2-9**. Cyklickou křivku lze aproximovat užitím vztahů (13) [12],

$$\sigma_a = K' \cdot \epsilon_{ap}^{n'} \quad (13)$$

kde K' je modul cyklického zpevnění a n' je exponent cyklického zpevnění. Na základě vztahů Basquina (14) a Manson-Coffina (15), lze dopočítat exponent cyklického zpevnění jako poměr exponentu únavové pevnosti b ku exponentu únavové tažnosti c . Pokud se cyklická deformační křivka objeví nad statickou monotónní tahovou křivkou, jedná se o cyklické deformační zpevnění. Pokud se objeví pod statickou křivkou, jedná se o cyklické změkčení [12].



Obr. 2-9 Cyklická deformační křivka [12]

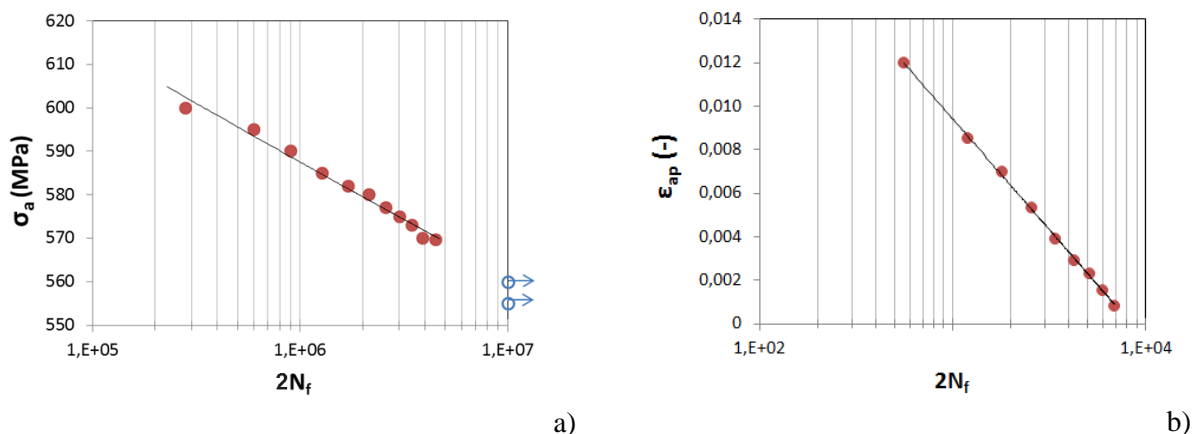
Křivka životnosti v nízkocyklové oblasti

Smyslem zkoušek životnosti v nízkocyklové oblasti je získat závislost celkové ε_c nebo plastické ε_p deformace a relevantním počtem cyklů do lomu N_f . V průběhu zatěžování jsou dále snímány a zaznamenávány údaje o zatěžovací deformaci a silové odezvě materiálu, které tvoří tzv. hysterézní smyčky. Pro rozsáhlejší zpracování výsledků NCÚ se využívají tyto saturované smyčky při poloviční životnosti $N_f/2$, přičemž se zde sleduje vliv podílu složky deformace ε_p na celkovém poškození materiálu. Rozdělení celkové a deformace ε_c na elastickou ε_e a plastickou ε_p složku lze provést na základě vztahů Basquina a Manson-Coffina. Na základě Basquinova vztahu lze únavovou životnost charakterizovat jako závislost amplitudy napětí na počtu cyklů do lomu (**Obr. 2-10a**) dle rovnice (14). Tato závislost popisuje oblast časové pevnosti VCÚ. Kde σ_a je amplituda napětí, σ'_f je součinitel únavové pevnosti a b je exponent únavové pevnosti. Životnost vyjádřenou na základě závislosti plastické deformace a počtu cyklů do lomu (**Obr. 2-10b**) lze zapsat pomocí Manson-Coffinova vztahu ve tvaru (15). Kde ε_{ap} představuje amplitudu deformace, ε'_f součinitel únavové tažnosti a c exponent únavové životnosti.

V praxi je výhodnější aplikace celkové deformace (16), kterou lze doplnit vztahy (14) a (15) na konečný tvar (17). V tomto případě lze zkonstruovat únavovou křivku deformace pro celkovou amplitudu deformace a počet půlcyklů do porušení (**Obr. 2-12**). Tímto způsobem lze popsat životnost pro oblast nízkocyklové a vysokocyklové únavy. Vynesením průmětu přímek plastické a elastické deformace lze získat tranzitní počet cyklů N_t (18), kde jsou si obě deformace rovny. V rámci degradace jednoho materiálu se tranzitní počet cyklů posouvá k nižšímu počtu cyklů a vyjadřuje tak snížení podílu plasticity, vyčerpání plasticity, které nastává vlivem degračních pochodů [26].

$$\sigma_a = \sigma'_f \cdot (2N_f)^b \quad (14)$$

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (15)$$



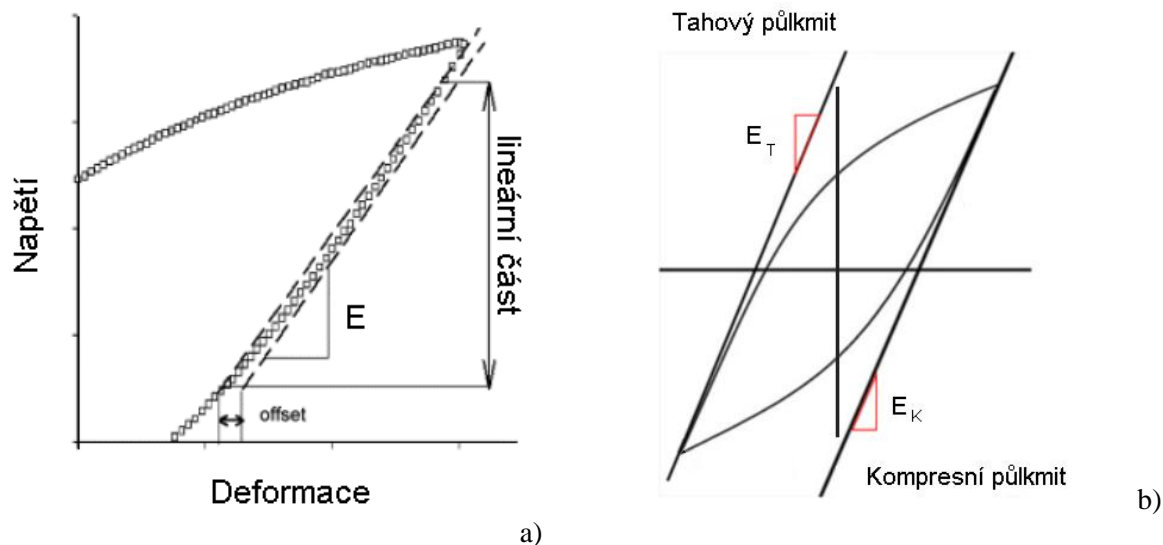
Obr. 2-10 Basquinova (a) a Manson-Coffinova (b) křivka životnosti [22; 27]

$$\varepsilon_{ac} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} \quad (16)$$

$$\varepsilon_{ac} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N_f)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N_f)^c \quad (17)$$

$$2N_t = \left(\frac{\sigma'_f}{E \varepsilon'_f} \right)^{\frac{1}{c-b}} \quad (18)$$

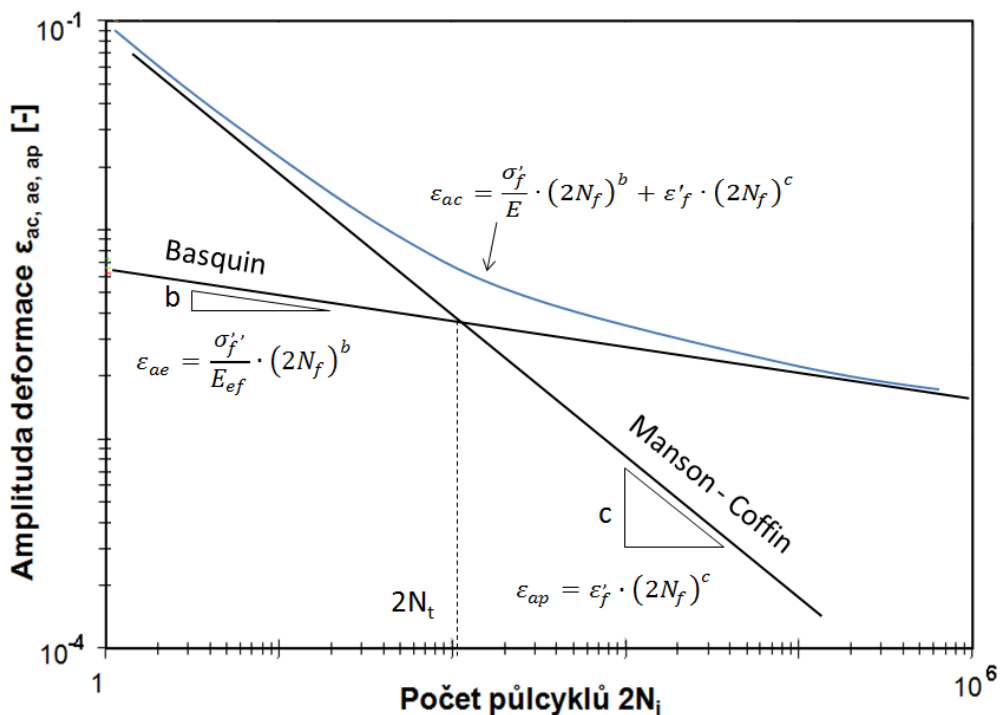
Pro zpřesnění stanovení podílu plastické deformace je možné použít efektivní elastický modul E_{eff} , který lze určit např. při kompresním čtvrtcyklu, viz **Obr. 2-11a**.



Obr. 2-11 Stanovení modulu pružnosti z hysterezních smyček, (a) detail stanovení modulu z kompresního čtvrtcyklu metodou offsetu a (b) určení modulu z kombinace kompresního a tahového půlcyklu [28]

Ten se v průběhu periodického zatěžování mění a získává se v rámci jedné hysterezní smyčky při odlehčení a zatížení v oblasti saturace, která je hodnocena při polovině počtu cyklů do iniciace N_i , viz schematické zakreslení na **Obr. 2-11b**. Modul E_{eff} představuje aritmetický průměr modulu E_K a E_T a je použit ve vztahu (19) pro stanovení elastické deformace [28].

$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma'_f}{E_{eff}} \cdot (2N_f)^b \quad (19)$$



Obr. 2-12 Únavová křivka deformace

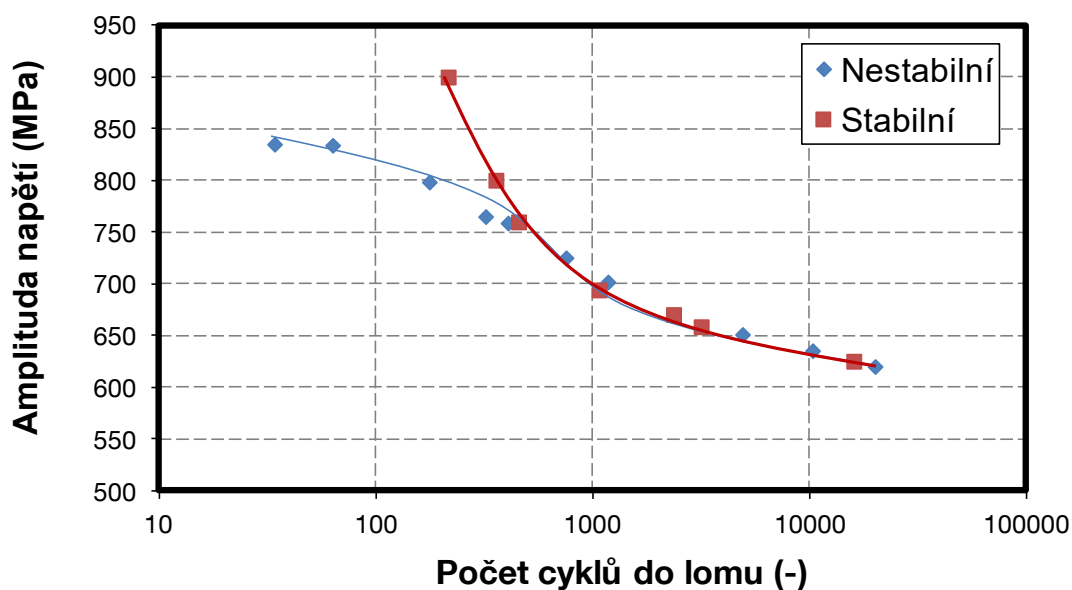
Pro znalost všech materiálových konstant σ_f' , K' , n' , ε_f' , b a c je potřeba experimentálně získat pouze 4 z nich. Na základě vazeb mezi konstantami lze vyjádřit exponent cyklického zpevnění n' a modul cyklického zpevnění K' vztahy (20) a (21). Zpětná konstrukce tahového diagramu i cyklické deformační křivky může být provedena na základě Ramberg-Osgoodova vztahu (22).

$$n' = \frac{b}{c} \quad (20)$$

$$K' = \frac{\sigma_f'}{(\varepsilon_f')^{n'}} \quad (21)$$

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma_a}{E_{eff}} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{1/n'} \quad (22)$$

V případě tvrdého zatěžování se přesné stanovení, výše zmíněných cyklických parametrů, omezuje na určité procento rozsahu deformace, pod které nedochází k vybočení zkušební tělesa během tlakového půlcyklu [29; 30; 31], jež zvyšuje podíl přídavného ohybového namáhání, což má zásadní vliv na poškození materiálu. Lehké vybočení v zásadě vede ke snížení napět'ové odezvy a možnému ovlivnění celkového počtu cyklů do lomu N_f , nebo iniciace N_i . V důsledku větší ztráty stability dochází k zborcení zkušební vzorku a ukončení testu. Pro tyto případy se využívají zkušební vzorky se zkušební částí ve tvaru přesýpacích hodin (HG), které však nejsou uvažovány v této práci. Z obrázku **Obr. 2-13** lze odečíst hranice pro ztrátu stability vzorků vyjádřené v závislosti amplitudy napět'ové odezvy materiálu na počtu cyklů do lomu. Nestabilní vzorky, v porovnání se stabilními, vykazují s vyšší deformační amplitudou malý, nebo nulový přírůstek napětí a možný nižší počet cyklů do lomu.



Obr. 2-13 Ilustrativní příklad ztráty stability těles NCÚ nad hranicí 750 MPa

Ukončení zkoušky NCÚ nastane v případě lomu zkušební tělesa, nebo dovršením 10^5 cyklů v případě jeho neporušení. Neporušené vzorky jsou vyloučeny z platného souboru hodnot pro hodnocení únavové životnosti.

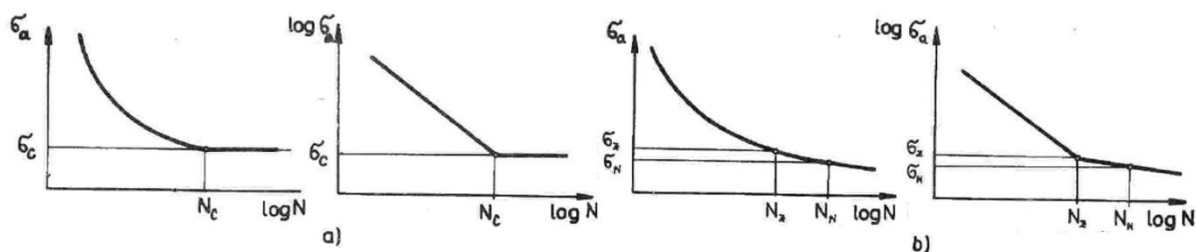
Vyhodnocení únavové zkoušky je uskutečněno na základě smluvní znalosti počtu cyklů do iniciace trhliny N_i [32]. V případě saturace silové odezvy, během periodického zatěžování, bude vyhodnocen

počet cyklů do iniciace trhliny jako 20% pokles síly (nebo napětí) z této hodnoty v tahovém půlcyklu. Pokud u materiálu, vlivem enormní plastické deformace, nedojde k saturaci hodnot síly, bude iniciace trhliny vyhodnocena jako 20% pokles z maximální dosažené síly v tahovém půlcyklu. Výše popsané podmínky platí v případě porušení materiálu v rámci měrné délky použitého deformačního snímače.

2.2.2 Vysokocyklová únava

Za oblastí 10^5 cyklu do lomu je plastická amplituda deformace o dva řády níže než elastická složka deformace, a tudíž se vliv plastické složky zanedbává. Při takto vysokých počtech cyklů do lomu postrádá Manson-Coffinův vztah (15) svůj význam. Naopak lze využít Basquinovu rovnici (14).

V praxi se pevnostní výpočty provádějí na základě znalosti meze únavy při vynesení amplitudy napětí σ_a proti počtu cyklu do lomu N v semilogaritmických nebo bilogaritmických souřadnicích. Tato závislost je známa jako Wöhlerova (S-N) křivka. Její možné tvary jsou uvedeny na **Obr. 2-14**. V případě meze únavy σ_c se předpokládá, že pod hranicí tohoto napětí již nedochází k šíření únavových trhlin. Pro ocel lze stanovit mez únavy pro předem stanovený počet 10^7 cyklů N_c [12].



Obr. 2-14 Možné tvary Wöhlerových křivek [12]

Vyhodnocení meze únavy kovů je možno provést několika přístupy. Mezi běžné přístupy patří vyhodnocení výsledků meze únavy na základě normy ČSN 42 0363 [33] (Zkoušky únavy kovů: Metodika zkoušení). V naší geografické oblasti jde přitom o nejpoužívanější metodiku zkoušení kovů, přičemž statistické vyhodnocení výsledků je řízeno normou ČSN 42 0368 [34] (Zkoušení kovů. Zkoušky únavy kovů). V případě statistického vyhodnocování výsledků zkoušek VCÚ bude provedena regresní analýza šikmé větve reprezentující závislost logaritmu počtu cyklů na napětí při více napěťových úrovních (23),

$$\log N_f = a' + b' \sigma_a \quad (23)$$

kde a' je součinitel únavové pevnosti a b' je exponent únavové pevnosti.

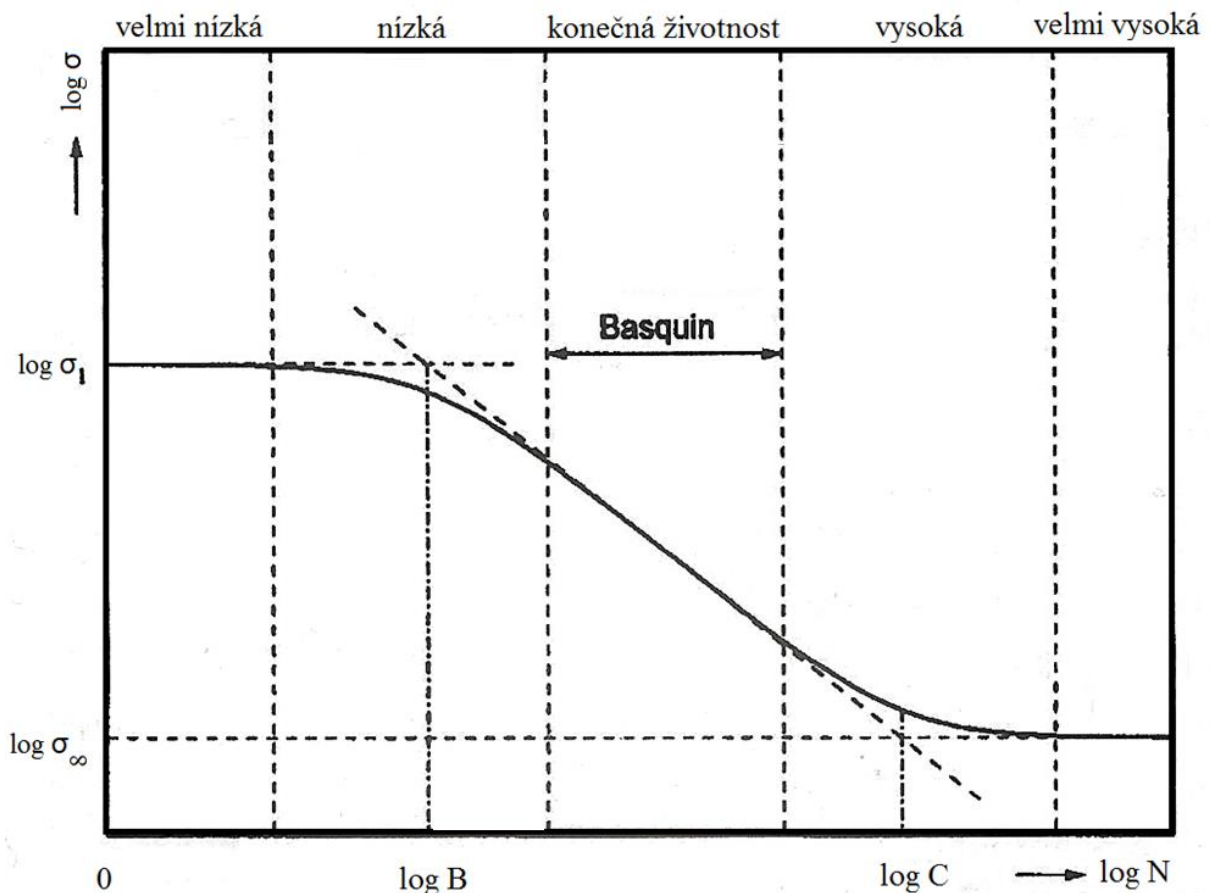
Pro potřeby zpracování experimentálně získaných dat je nutné rozeznávat mezi porušenými a neporušenými vzorky, které byly periodicky zatěžovány. Pro užití vztahu (14), kde σ_f je součinitel únavové pevnosti a b je exponent únavové pevnosti, je nutné vyčlenit pouze platné vzorky. To jsou takové, které byly poškozeny vlivem periodického namáhání. Zkoušky se nejčastěji provádí do maximálního počtu 10^7 až 10^8 cyklů do lomu. Při využití piezoelektrických zkušebních zařízení s testovací frekvencí cca 20 kHz, lze úspěšně provádět gigacyklovou únavu do počtu 10^{10} cyklů do lomu [35; 36]. Pokud nebyl vzorek při dovršení maximálního počtu cyklů do lomu poškozen, pak je zahrnut do souboru hodnot platných pro stanovení meze únavy σ_c .

2.3 Matematická analýza křivek životnosti

Snahou matematického zpracování životnostních křivek je poskytnout výpočtový odhad počtu cyklů (doby) do poškození vhodnou funkcí a dále ji extrapolovat. Pro získání funkce popisující celou oblast únavového chování, lze úspěšně použít větší množství funkcí jako např. Stromeyerovu, Palmgreenovu atp., přičemž nejlepších výsledků dosahuje čtyřparametrická Kohout – Věchetova (KV) funkce. Ta nabízí možnost postihnout asymptotické chování oceli v oblastech přechodu časové a trvalé únavové životnosti C a v přechodu mezi nízkou a velmi nízkocyklovou oblastí B , viz rozdělení na **Obr. 2-15**. Součástí popisu široké únavové životnosti je nutné zpracovat a použít experimentální data z monotónní tahové zkoušky, nízkocyklové a vysokocyklové únavy. Pro zpřesnění popisu chování je doporučeno testovat do 10^8 cyklů do lomu. KV funkce je popsána vztahem (24) [37],

$$\sigma = \sigma_{\infty} \left(\frac{N+B}{N+C} \right)^{b^*} \quad (24)$$

kde σ_{∞} je hodnota asymptoty trvalé meze únavy, parametr b^* představuje sklon větve, parametr B určuje souřadnice bodu přechodu S-N křivky do oblasti nízkocyklové únavy a parametr C je parametrem ohybu ve vysokocyklové oblasti, viz **Obr. 2-15**. Okrajové podmínky pro nízkocyklovou oblast při stanovení amplitudy napětí, kde figuruje parametr B , vedou k limitní hodnotě σ_1 nebo mezi pevnosti R_m při $N \ll B$ ($N \rightarrow 0$) a pro vysokocyklovou oblast, kde figuruje parametr C , platí při $N \gg C$ ($N \rightarrow \infty$) totožnost amplitudy napětí $\sigma(N)$ s asymptotou trvalé pevnosti σ_{∞} .



Obr. 2-15 Oblasti platnosti regresních funkcí v závislosti na počtu cyklů do lomu [37]

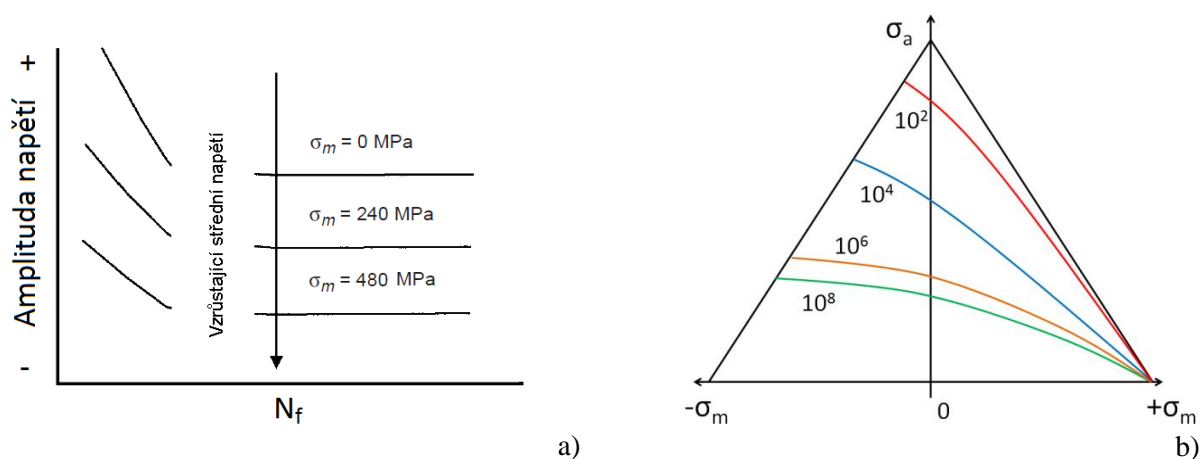
2.4 Faktory ovlivňující výsledky únavového života

Výsledky zkoušek únavové životnosti jsou citlivé na spolupůsobení mnoha faktorů, které budou představeny v nadcházejícím textu. Mezi tyto faktory patří vliv středního napětí, koncentrace napětí, absolutní velikosti tělesa, jakosti povrchu tělesa, frekvence testu, teploty a sousostnosti zkušebního stroje.

2.4.1 Vliv středního napětí

Historicky byl dokázán vliv asymetrie cyklu R , což představuje poměr minimální a maximální amplitudy napětí, anebo různých hodnot středního napětí σ_m , viz **Obr. 2-16a**, např. na výsledky Wöhlerových křivek. V případě tahových předpětí dochází k poklesu mezní amplitudy cyklu σ_a , které je nutné sledovat. Naopak tomu je v případě tlakových středních napětí, kdy dochází k nárůstu časové pevnosti, viz druhý kvadrant na **Obr. 2-16b** [12].

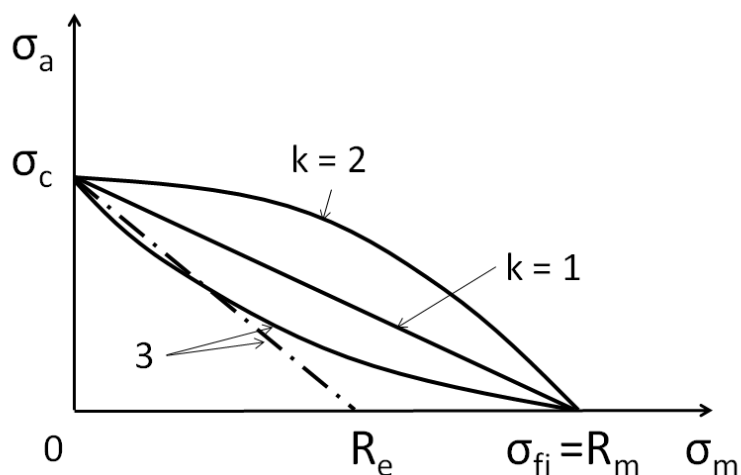
V technické praxi se vliv tahových předpětí sleduje pomocí Smithova a Haighova diagramu. Haighův diagram představuje výsledky únavových zkoušek, kdy na vodorovné ose jsou vyneseny hodnoty středních napětí σ_m a na svislé ose je mezní amplituda cyklu σ_a . Parametrem pro Haighův diagram je počet cyklů do porušení. Výsledky se dále aproximují mocninovou funkcí tak, aby vymezovala na souřadných osách odpovídající úseky, viz **Obr. 2-16b**.



Obr. 2-16 (a) S-N křivky s různým středním napětím [24] a (b) Haighův diagram pro různou životnost [12]

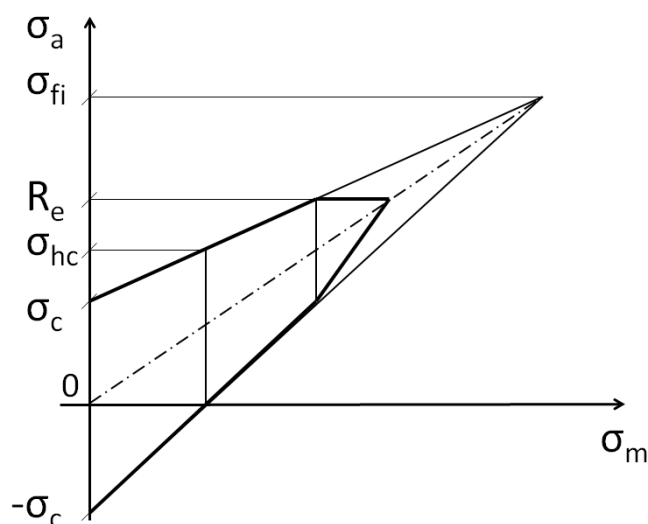
V oblastech tahových předpětí tak lze přejít pouze na druhý kvadrant, viz **Obr. 2-17**. Graf popisuje např. volbu aproximace v případě křehkého materiálu, kdy čára číslo 3 může být vyjádřena jako přímka mezi mezí únavy σ_c a mezí kluzu R_e , nebo jako parabola mezi mezí únavy σ_c a fiktivním napětím σ_{fi} . V případě osového zatížení, lze fiktivní napětí nahradit mezí pevnosti R_m . Volba čar je závislá na hodnotě exponentu k , který lze získat z rovnice pro výpočet mezní amplitudy cyklu (25) [12]. Dosazením $k = 1$ se získá modifikovaná Goodmanova přímka a dosazením $k = 2$ lze získat Gerberovu parabolickou závislost, viz **Obr. 2-17**.

$$\sigma_a = \sigma_c \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_f} \right)^k \right] \quad (25)$$



Obr. 2-17 Aproximace Haighova diagramu [12]

V praxi je hojně využíván zjednodušený Smithův diagram pro střední napětí $\sigma_m > 0$, který udává závislost mezní amplitudy napětí na σ_a , nebo horního napětí σ_h , na předpětí σ_m . Pokud zatěžování nepřekročí vymezenou oblast Smithova diagramu, předpokládá se, že nedojde k poruše, viz Obr. 2-18.



Obr. 2-18 Zjednodušený Smithův diagram [12]

2.4.2 Vliv součinitele tvaru

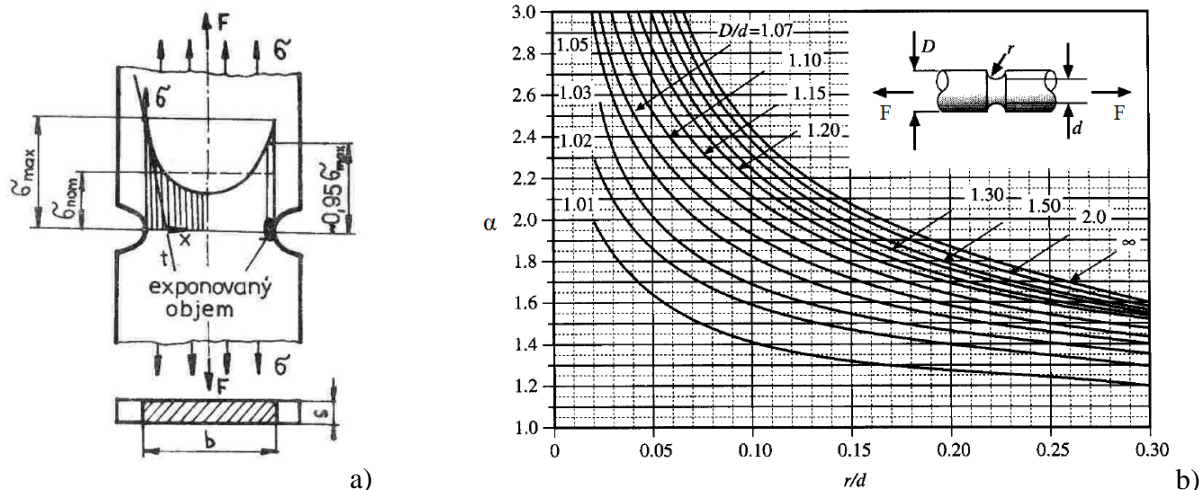
Mezi koncentrátory napětí patří všechny tvarové a průřezové změny, které vytvářejí podmínky pro zvýšení lokálního napětí. Základní typy vrubů jsou konstrukční, technologické a metalurgické [12].

Vlivem těchto činitelů dochází k ovlivnění sklonu Wöhlerovi křivky, snížení meze únavy, zvýšení špičky kmitavých napětí a snížení vlivu absolutní velikosti tělesa. Tento vliv bude dále popsán v následující kapitole.

Kvantitativní popis zvýšení lokální špičky napětí v geometrickém vrubu vyjadřuje součinitel tvaru α . Tento součinitel napětí lze vyjádřit poměrem špičky napětí v kořeni vrubu σ_{max} k nominálnímu napětí σ_{nom} v oslabeném průřezu (26) [12].

$$\alpha = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} \quad (26)$$

Průběh napětí ve vrubu ploché součásti, vyvolaný prostým tahovým namáháním, je ilustrován na **Obr. 2-19**. Závislost součinitele tvaru α na relaci poloměru křivosti vrubu r a aktivního průměru d je ilustrována na **Obr. 2-19b**. Ze závislosti plyne, že účinek vrubu na napjatost odeznívá tím rychleji, čím je vrub ostřejší. Sklon průběhu napětí se nazývá gradient napětí a jeho hodnota je tím větším, čím menší je poloměr vrubu r [13].



Obr. 2-19 (a) Průběh napětí ve vrubu a (b) průběh součinitele tvaru v tahu [12] [38]

Pro analýzu životnosti součástí dle Laštovky M. [39] lze užít součinitele vrubu β' na mezi únavy (27) nebo pro obecný počet cyklů β'_N (28), kde parametry s horním indexem x reprezentují mezní amplitudy vrubovaných a bez horního indexu hladkých zkušebních tyčí. Znalost těchto součinitelů a jejich vzájemného vztahu je nutná při MKP výpočtech.

$$\beta' = \frac{\sigma_c}{\sigma_c^x} \quad (27)$$

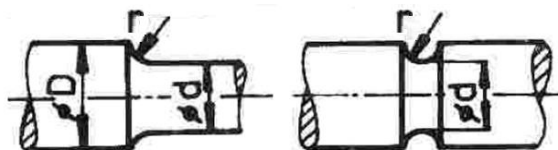
$$\beta'_N = \frac{\sigma_A}{\sigma_A^x} \quad (28)$$

Významný vliv při posuzování faktoru absolutní velikosti součásti má gradient napětí v kořeni vrubu G (29) a poměrný gradient napětí γ_G (30). Výraz (29) vyjadřuje směrnici tečny k průběhu napětí v kořeni vrubu, který je uveden na **Obr. 2-19**. Vztah (30) umožňuje vymežit objem materiálu v kořeni vrubu, v němž napětí přesahují danou mez. V tahu a tlaku lze pro hladké vrubované tyče použít vztah (31) [12; 20]. Kde r je poloměr křivosti v kořeni vrubu.

$$G = \lim \frac{d\sigma}{dx} = \left. \frac{d\sigma}{dx} \right|_{x=0} \quad (29)$$

$$\gamma_G = \frac{G}{\sigma_{\max}} = \frac{1}{\sigma_{\max}} \cdot \left. \frac{d\sigma}{dx} \right|_{x=0} \quad (30)$$

$$\gamma_G = \frac{2}{r} \quad (31)$$



Obr. 2-20 Tvar vrubu rotačních těles pro výpočet gradientu napětí [12]

2.4.3 Vliv absolutní velikosti zkušební tělesa

Zvětšování rozměrů zkušebních těles vede ke snižování meze únavy a je zapříčiněn následujícími faktory [12; 20]:

- technologický – volba polotovarů,
- statistický – vychází z Weibullových teorií ohledně zvýšené pravděpodobnosti výskytu slabých míst ve velkém objemu vzorku a
- rozdělení napětí.

Dle statistiky je mez únavy σ_c tím nižší, čím větší je objem vzorku, což vychází z experimentálního pozorování [12]. Tento vliv je možné vyjádřit součinitelem velikosti při homogenní napjatosti ε_V (32), kde σ_c^D je mez únavy rozměrné tyče o $\varnothing d$ a základní mez únavy σ_c na etalonové tyči. Objemovou závislost lze pak vyjádřit podle vztahu (33), přičemž V je objem velkého vzorku a V_0 je objem etalonu.

$$\varepsilon_V = \frac{\sigma_c^D}{\sigma_c} < 1 \quad (32)$$

$$\varepsilon_V = \left(\frac{V}{V_0}\right)^m \quad (33)$$

Dále je možno také uvažovat o vlivu rozdělení napětí, který je způsoben odlišným namáháním povrchové vrstvy a středu zkušební tělesa při namáhání krutem nebo ohybem. Tento typ namáhání není součástí disertační práce, a proto nebude dále rozváděn.

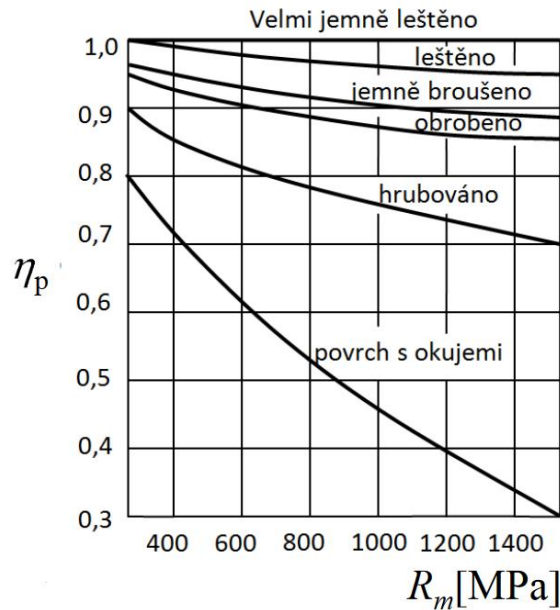
2.4.4 Vliv jakosti povrchu zkušební tělesa

Miniaturizace zkušebních těles vyžaduje zvýšenou kvalitu povrchu zkušebních tyčí. Snižená kvalita drsnosti povrchu vzorků může, v konečném důsledku, výrazně ovlivnit výsledky únavové pevnosti, i když byly dodrženy všechny předešlé úmluvy. Důvodem je stádium nukleace, které je lokalizováno do míst volného povrchu tělesa a tvoří podstatnou část z celého únavového procesu v případě nevrubovaných hladkých tyčí.

Bylo zjištěno, že případná výroba vzorků pomocí elektroerozivního obrábění může způsobit rozdíly ve výsledcích únavové pevnosti v desítkách procent, a to vlivem odlišných parametrů obrábění [40]. Tento fakt je nutné brát v úvahu nejen při výrobě zkušebních těles, ale i finálních výrobků. V oblasti semi-destruktivních zkoušek je záměrem využít 100% experimentálního materiálu při výrobě zkušebních těles. Proto je téměř nevyhnutelné použít elektroerozivní obrábění. To nabízí minimální prořez materiálu při zachování úzké teplem ovlivněné oblasti, viz **kap. 2.8**. Aby nedošlo k ovlivnění výsledků vlivem obrábění je nutná optimalizace tohoto procesu [41].

Kvantifikovat stav povrchu lze na základě součinitele jakosti povrchu η_p , jenž vyjadřuje poměr mezi mezí únavy vzorku σ_c' daného povrchového opracování vůči leštěnému etalonovému vzorku σ_c . V případě hladkých tyčí v režimu zkoušení tah-tlak, platí vztah (34) [12]. Závislost součinitele jakosti povrchu η_p na mezi pevnosti R_m je vyobrazena na **Obr. 2-21**.

$$\eta_p = \frac{\sigma_c'}{\sigma_c} < 1 \quad (34)$$



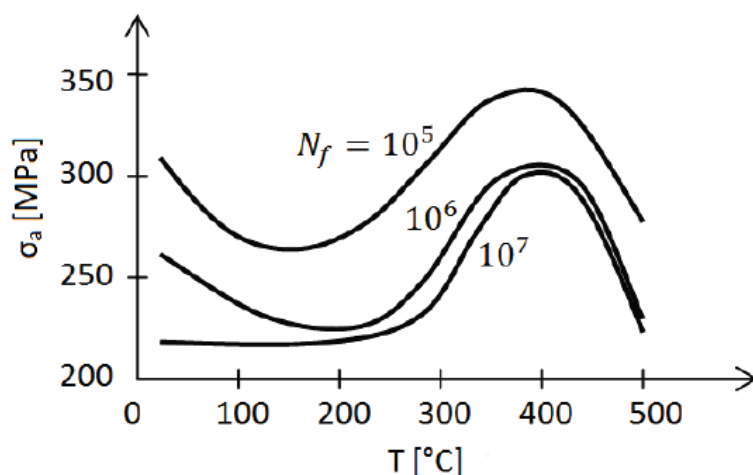
Obr. 2-21 Závislost součinitele jakosti povrchu pevnosti materiálu [13]

2.4.5 Vliv frekvence zatěžování a pracovní teploty

Celkovou dobu životnosti strojní součásti mohou dále ovlivnit faktory jako zatěžovací frekvence a pracovní teplota. Frekvence lze rozdělit na nízké, střední a vysoké, přičemž oblast středních frekvencí leží v rozmezí 10 až 100 Hz. Důsledky vlivu frekvence mohou být dvojího charakteru. Jedním z nich je nerozvinutí plastické deformace v průběhu únavového procesu vlivem vysoké testovací frekvence a druhým je hystereze a deformační energie, která způsobí zahřívání zkušební vzorku.

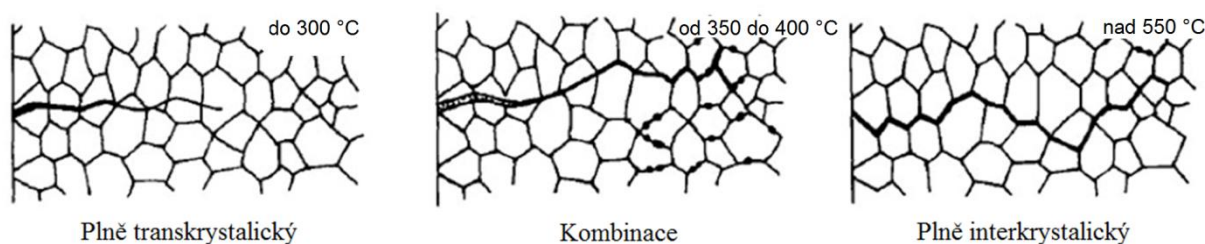
Pro námi zkoumanou oblast NCÚ lze využít nízkých a vyšších frekvencí z důvodů výše uvedených. V případě VCÚ lze testovat v oblastech středních a vysokých frekvencí. Tyto testovací frekvence je možné realizovat na servo-hydraulických a magnetorezonančních zkušebních strojích [8]. V extrémním případě lze zvýšením testovací frekvence dosáhnout nechtěného ohřevu materiálu nad oblast typickou pro pokojové teploty (50 °C a více), a tím ovlivnit výsledky zkoušek [13]. Charakter takto ovlivněných výsledků může kopírovat např. charakteristiku změn pracovních teplot uvedenou na **Obr. 2-22**. Z obrázku je patrné, že by změna teploty o desítky °C materiálu vyvolala značný rozdíl ve výsledcích amplitudy napětí v oblasti do 10^5 cyklů do lomu v porovnání s výsledky v rozmezí 10^6 až 10^7 cyklů do lomu.

Ze závislosti uvedené na **Obr. 2-22** lze dále odečíst, že při dosažení teplot v rozmezí 150 až 200 °C se životnost nachází na svém lokálním minimu. Naopak v rozmezí teplot 350 až 400 °C nabývá svého maxima. Zde se již uplatňuje další mechanismus poškození, tzv. creep (tečení). Tento stav je závislý na tzv. homologické teplotě, která určuje podíl tohoto mechanismu na celkovém porušení. Pokud je tento poměr vysoký, dochází ke změně dominance z transkrystalického na interkrystalické porušení [13].



Obr. 2-22 Závislost amplitudy napětí na životnosti a pracovní teplotě pro válcovanou konstrukční ocel [13]

Dominance únavového poškození za nízkých teplot, přechod mezi únavovým a creepovým porušením a nakonec převaha creepového porušení za vyšších homologických teplot je schematicky zobrazena na **Obr. 2-23**.



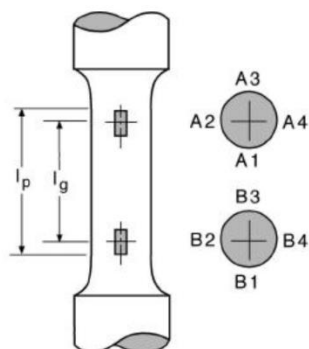
Obr. 2-23 Dominance výskytu transkrystalických trhlin za nízkých teplot s postupným potlačením a současně zvyšujícím se podílem trhlin interkrystalických v důsledku zvyšující se teploty [42]

2.4.6 Vliv nesouososti zkušebního stroje

Nedílnou součástí experimentů jsou zkušební stroje, které slouží k definovanému zatěžování zkušebních těles. V případě jednoosého namáhání v režimu tah/tlak se požaduje určitá třída přesnosti pro provádění únavových experimentů tak, aby nedocházelo k výraznému ovlivnění výsledků zkoušek z důvodu přidavného namáhání jako ohyb nebo krut. V případě monotónní zkoušky tahem nebývá nesouosost stroje zdrojem velkých chyb měření, pokud se jedná o plastický materiál. Problém však nastává, pokud se jedná o materiály křehké s nevýraznou plastickou deformací [32; 43]. Obdobně citlivě reaguje periodicky deformovaný materiál ve všech zatěžovacích režimech. Proto byla stanovena metodika měření a úpravy souososti stroje organizací VAMAS [43] vycházející mimo jiné z normy ASTM E1012 [44].

Pro upnutí zkušebních vzorků slouží rozmanitá provedení konců těles (hlav), která mohou být hladká, osazená nebo se závitem. Upínací čelisti mohou svírat zkušební těleso v principu mechanicky, hydraulicky nebo pneumaticky, přičemž z hlediska opakovatelnosti správného uložení se nejhůře jeví upínání pomocí závitů. Jako kalibrační vzorek se používá zkušební tyč s rovnoběžnou aktivní částí o dostatečné délce a dimenzích, která zajistí možné umístění tenzometrických snímačů v aktivní části tohoto kalibračního vzorku, viz **Obr. 2-24**. Tyto snímače umožňují snímat deformace vyvolané vnějším zatížením stroje nebo nesouosostí upínacího systému stroje na povrchu tělesa v řádu mikro deformací (micro-strainů).

Tenzimetrické snímače by měly být o aktivní délce max. $0,1l_p$ a citlivosti min. 3 micro-strainů. Vzdálenost l_g představuje maximální použitelnou vzdálenost pro umístění tenzometrických snímačů, které redukuje tendence měřit koncentrace napětí v důsledku změny v průřezu v blízkosti přechodového rádiu hlava-zkušební část vzorku. Hodnota vzdálenosti l_p je stanovena jako vzdálenost $0,75 l_g$. Čtveřice snímačů je rozmístěna ve dvou řadách po obvodu s krokem 90° . Schematické zobrazení umístění snímačů na vzorku kruhového průřezu je provedeno na **Obr. 2-24**. Třídy přesností jsou uvedeny v **Tab. 2-1** [43].



Obr. 2-24 Rozmístění tenzometrických snímačů na zkušební tyči o kruhovém průřezu s rovnoběžnou aktivní částí [43]

Pro výpočet maximální ohybové deformace vzorku b_{max} je potřeba znát lokální deformace b_i tenzometrických snímačů A_i a B_i a průměrné osové deformace a .

$$b_i = \varepsilon_i - a \quad (35)$$

$$a = \frac{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3 - \varepsilon_4)}{4} \quad (36)$$

$$b_{max} = \frac{1}{2 \cdot \sqrt{(b_1 - b_3)^2 + (b_2 - b_4)^2}} \quad (37)$$

Maximální ohybová deformace b_{max} odpovídá příčnému průřezu v místě připevněných tenzometrických snímačů. Maximální procentuální ohyb β je absolutní hodnota závislá na maximální ohybové a průměrné axiální deformaci (38).

$$\beta = abs \left| \frac{b_{max}}{a} \right| \cdot 100 \quad (38)$$

Úroveň souososti stroje je popsána dle následující tabulky obsahující třídy 2 až 20, kde pro zařazení do příslušné třídy nesmí vykázat jakéhokoli tenzometrický snímač hodnoty deformace vyšší než $b_{max,mc}$ pro danou kategorii a úroveň průměrné osové deformace v tahu a tlaku $a < 1000 \mu\text{m/m}$ ($\varepsilon = 0,001$). Pro větší osové deformace $a \geq 1000 \mu\text{m/m}$ musí maximální procentuální ohyb β_{mc} odpovídat dané kategorii. Pro únavové zkoušky se používá obvyklá přesnost zkušebního stroje v třídě 5. Tato třída je preferována normou ASTM E606 [32].

Tab. 2-1 Třída přesností souososti zkušebního stroje získané na základě výpočtu ohybové deformace vzorku [43]

Třída	Abs (a) < 1000 $\mu\epsilon$	Abs (a) \geq 1000 $\mu\epsilon$
2	$b_{max.mc} \leq 20$ micro-strain	$\beta_{mc} \leq 2 \%$
5	$b_{max.mc} \leq 50$ micro-strain	$\beta_{mc} \leq 5 \%$
10	$b_{max.mc} \leq 100$ micro-strain	$\beta_{mc} \leq 10 \%$
20	$b_{max.mc} \leq 200$ micro-strain	$\beta_{max} \leq 20 \%$

2.5 Miniaturizace zkušebních těles

Již od 80. let minulého století se mnoho výzkumných organizací snaží ověřit a úspěšně uvést alternativy ke klasickým, dnes plně standardizovaným, postupům využívajících minimální množství experimentálního materiálu v řádech několika mm^3 . Využití miniaturních zkušebních těles je obrovské a má široké uplatnění v celé řadě aplikací, jako jsou např. odhad zbytkové životnosti rozměrných komponent, kterým končí projektovaná provozní životnost nebo ověřování mechanických vlastností komponent vytvořených pomocí aditivních technologií. Mezi prvními průkopníky, který roku 1962 podrobil miniaturizované tělesa zkouškám VCÚ statistickou metodou Staircase [45] [46], byl Yoshimoto I. [47].

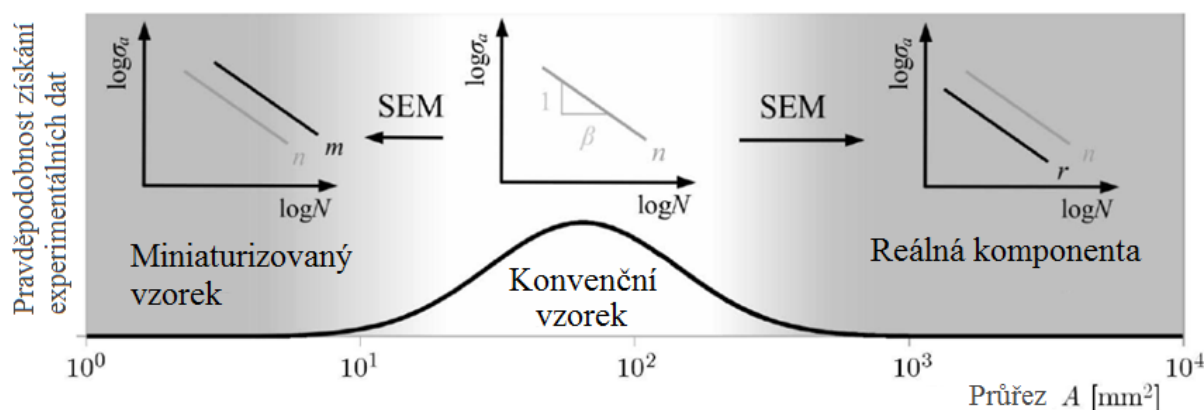
Lze zaznamenat, že některé pokusy o miniaturizaci se prováděly na tělesech, která sice byla zmenšená, ale povaha testů standardních a miniaturních, ve smyslu způsobu zatěžování, byla zcela odlišná, viz protlačovací Small Punch techniky na miniaturních discích. To samozřejmě vedlo k nutnosti používat přepočtových vztahů, které byly platné jen pro určitou skupinu materiálů a postrádaly jakékoliv zobecnění. V takovém případě bylo nutné dopředu znát konkrétní materiálové konstanty pro korelaci výsledků z miniaturních těles na námi známé a standardizované mechanické veličiny, což mimo jiné klade vysoké nároky na rozsáhlou materiálovou databázi.

Konkrétně metoda Small Punch Test (SPT) [7] využívá pro získání mechanických charakteristik malých disků o tloušťce 0,5 mm a průměru 8 mm, které jsou v jejich středu penetrovány ocelovým nebo keramickým razníkem. Během zkoušky se zaznamenává síla a posuv razníku. Po nutném zpracování dat lze dále výsledky korelovat např. na statickou pevnost R_m nebo mez kluzu R_p a získat tak přepočtové vztahy pro další využití. Je zřejmé, že takto získané výsledky nelze získat přímo a nutně se zde ztrácí přesnost. Tento systém se jeví jako velmi jednoduchý, nicméně vyžaduje rozsáhlou znalost materiálových dat.

V poslední dekádě došlo k rozmachu vysoce sofistikovaných technologií, které jsou schopny vyrobit, testovat a měřit jakákoliv zkušební tělesa bez ohledu na jejich velikost. Nicméně je zde stále mnoho otázek, zda je reálné miniaturizovat tělesa, aniž by utrpěla přesnost získaných mechanických charakteristik v porovnání se standardními. Proto je nutné popsat a sledovat možné doprovodné účinky miniaturizace na výsledky mechanických zkoušek, které tkví ve velikostním faktoru těles, nerovnoměrné distribuci napětí nebo zvýšené citlivosti na kvalitu povrchu a upnutí těles do zkušebního zařízení.

Lze říci, že čím větší těleso, tím větší pravděpodobnost výskytu vad (inkluze, nehomogenita, trhliny, precipitáty), které se stanou iniciátorem únavových trhlin v materiálu. Statistický model nejslabšího článku je založen na Weibullově pravděpodobnostním rozdělení selhání. Tato teorie popisuje rozptyl pevnostních vlastností křehkých materiálů, jako jsou keramiky a úspěšně se používá také pro testování

periodicky zatěžovaných kovů (Weibull, 1949). Vyplývá to z povahy samotného únavového poškození. Únavová trhлина je vyvolána náhodně rozloženými vadami materiálu, jako u křehkých materiálů. Tato teorie se používá pro stanovení únavové životnosti a je založena na statisticky distribuovaných defektech v materiálu na jednotku objemu [20]. Vztahová vazba mezi pravděpodobností získání experimentálních dat a průřezem vzorku je uvedena na **Obr. 2-25** [48] (SEM – matematický model velikostního faktoru), kde křivka časové pevnosti miniaturizovaných vzorků m_k leží nad křivkou n_k získanou pomocí těles konvenčních rozměrů a naopak křivka r_k reálných komponent je nižší.



Obr. 2-25 Kvantitativní rozdělení pravděpodobnosti získání experimentálních dat pro různé průřezové plochy [48]

2.5.1 Velikostní faktor

Velikostní faktor je poměr absolutní velikosti zkušebního tělesa a velikosti zrna. Vliv velikostního faktoru na výsledky VCÚ je dán především pravděpodobností výskytu vad v testovaném objemu materiálu, viz **Obr. 2-25**, a stavem jeho povrchu, viz **kap. 2.4.4**. Tyto faktory jsou umocňovány se snižující se dominancí podílu plastické makrodeformace deformace ε_p na celkovém cyklickém poškození materiálu ve vysokocyklových oblastech nad 10^5 cyklů do lomu. Naopak v oblastech NCÚ se stává vliv cyklické plastické makrodeformace dominantní a se snižujícím se počtem cyklů do lomu se zkouška svým průběhem přibližuje monotónní zkoušce tahem. V této oblasti, nad mezí kluzu R_e/R_p , je potlačen vliv faktorů ovlivňující především výsledky zkoušek VCÚ. Je očividné, že nelze vlivy na výsledky únavových zkoušek zobecňovat, viz **kap. 2.4**, na celý rozsah únavového života, přičemž správné určení váhy těchto vlivů může být provedeno na základě znalosti podílu cyklické plastické makrodeformace na poškození materiálu. I přes výše zmíněné, je zde pro celou oblast únavového života jeden společný faktor vztahující se k mikrostruktuře experimentálního materiálu, jenž ovlivňuje výsledky cyklických a monotónních zkoušek. V případě cyklických zkoušek není tato problematika dostatečně zpracována. Z omezených literárních pramenů lze zmínit práci např. K. Tanaka, kde byla prokázána závislost např. meze únavy σ_c niklové slitiny na velikosti zrna dle upraveného Hall-Petchova vztahu [49]. V této práci je zřejmá jistá analogie těchto vlivů na výsledky monotónních a únavových zkoušek. Z těchto důvodů může být uvažována určitá analogie s problematikou monotónních zkoušek do meze pevnosti R_m .

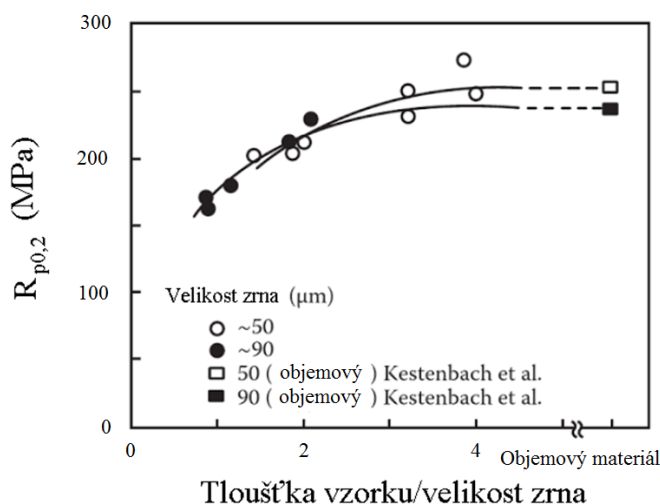
Silný vliv neproporcionality zkušebních těles je možné pozorovat z výsledků tahových zkoušek při měření tažnosti v oblasti neproporcionální deformace. Tyto výsledky jsou ovlivněny lokalizací plastické deformace po překročení meze pevnosti R_m . Naopak je tomu v oblasti rovnoměrné distribuce deformace do dosažení R_m . Zde je pozorovatelný snížený vliv proporcionality těles na výsledky např. meze kluzu a na průběh deformačních křivek [50]. V této oblasti jsou provozovány cyklicky namáhané

komponenty. Tento předpoklad lze použít jak pro oblast vysokocyklové, tak pro oblast nízkocyklové únavy.

Vliv velikostního faktoru obecně vede k rozdílnému mechanickému chování mezi miniaturizovaným a standardizovaným tělesem, až na jedinou výjimku, a to je mez pevnosti R_m stanovená pomocí tahové zkoušky. Ta je netečná k proporcionalitě zkušebních těles. Z tohoto důvodu se R_m používá pro hrubý odhad únavové pevnosti ocelí dle vztahu (12), nebo se dále koreluje s tvrdostí materiálu či se konstruuje celá S-N křivka [51; 52]. Ostatní mechanické vlastnosti, jako např. smluvní mez kluzu R_p , jsou závislé na poměru nejmenšího rozměru tělesa a velikosti zrna. Pro celou řadu konstrukčních ocelí je tento vliv zanedbatelný, a tudíž je rozdíl při miniaturizaci, ve výše zmíněných parametrech, nepozorovatelný. Do těchto vlivů můžeme zařadit vliv geometrie a absolutní velikosti tělesa, kvality povrchu a dále struktury materiálu, respektive relaci mezi absolutními rozměry tělesa vztážené k mikrostruktuře materiálu v případě průměrné velikosti zrna nebo mikrostrukturní homogenitě [53].

Zvýšená přesnost měřicí techniky je podmínkou pro úspěšné provedení zkoušek na miniaturizovaných tělesech. V práci Nishimury [54] je použito laserového měřidla, pro měření podélné deformace zkoušek NCÚ, s citlivostí v řádech desítek nanometrů, avšak použití tohoto měřidla je značně náročné na přípravu a na pracovní prostor. Obdobné přesnosti lze získat pomocí digitální obrazové korelace (DIC) v kombinaci s vhodnou optickou soustavou, která nabízí relativně snadnou obsluhu a nenáročnost na pracovní prostor.

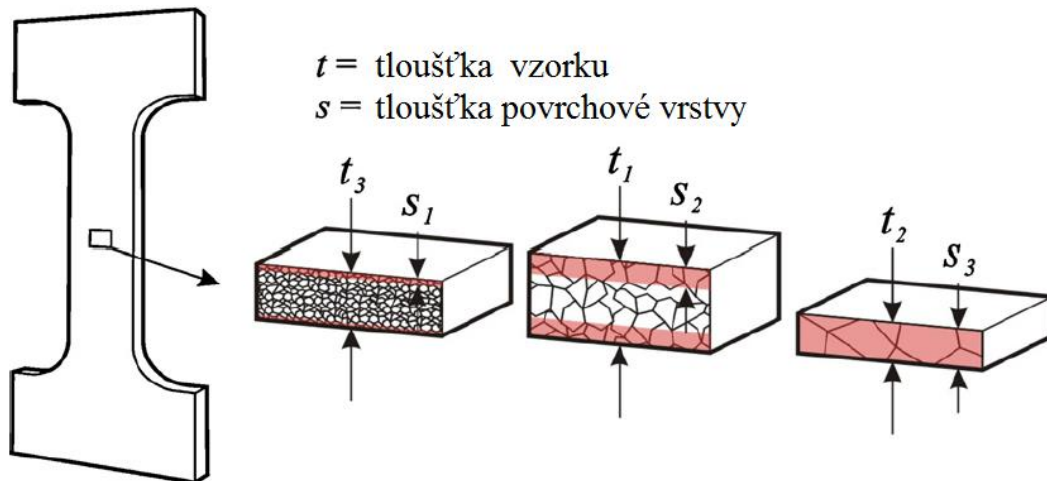
V průběhu posledních 40 let byla sledována relace mezi tažností, zkušební délkou a tloušťkou zkušební vzorku. Bylo zjištěno, že tažnost se zvyšuje se snižující se zkušební délkou a zvyšující se tloušťkou. Dále je možné popsat vliv snižující se tloušťky na stav napjatosti např. z jednoosé na dvouosou napjatost. Pokud však uvažujeme změnu tloušťky pro hodnoty větší než kritické, tj. velikost nejmenšího rozměru vzorku by měla být 10 krát větší než průměrná velikost zrna, jsou výsledky meze kluzu R_p nezávislé na této změně. Konkrétní závislost ocelí AISI 314 s kritickým poměrem 6 je uvedena na **Obr. 2-26** [55].



Obr. 2-26 Vliv poměru tloušťky vzorku a velikosti zrna na mezi kluzu $R_{p0,2}$ austenitické oceli [55]

Pro návrh zkušební vzorku s poměrem t/E_v nižší než kritické, mez kluzu $R_{p0,2}$ klesá se snižující se tloušťkou a šířkou zkušební vzorku. Kritický poměr je udáván 10 až 12 [56]. Pokud je poměr větší než 20, lze považovat materiál za objemový, viz **Obr. 2-26**.

Z výše zmíněného plyne, že mez kluzu je tím nižší, čím nižší je poměr t/E_v . Toto chování bylo pozorováno v případech, kde je tento poměr menší než kritická hodnota [18]. Dále bylo zjištěno, že deformace při přetržení se snižuje se snižujícím se počtem zrn ve směru tloušťky tělesa [50]. Tento fakt způsobuje poměr povrchově aktivních zrn. Pokud je napříč tloušťkou materiálu dostatečně velký počet zrn, je objem aktivních zrn na povrchu malý. Snižující se počet zrn napříč tloušťkou zvyšuje podíl povrchově aktivních zrn. V tahovém diagramu se tyto okolnosti projeví poklesem deformačních křivek za mezí pevnosti R_m . Relace mezi objemovými a povrchovými zrny je uvedena na **Obr. 2-27**.



Obr. 2-27 Relace mezi objemovými a povrchovými zrny v příčném průřezu zkušební vzorku [50]

V neposlední řadě je nutné si uvědomit, že objem miniaturizovaných zkušebních těles reprezentuje pouze lokální vlastnosti materiálu, a proto je zapotřebí brát v úvahu možnou rozdílnost mikrostruktury v průřezu materiálu a možný výskyt defektů. Více o vlivu absolutní velikosti tělesa je uvedeno v **kap. 2.4.3**.

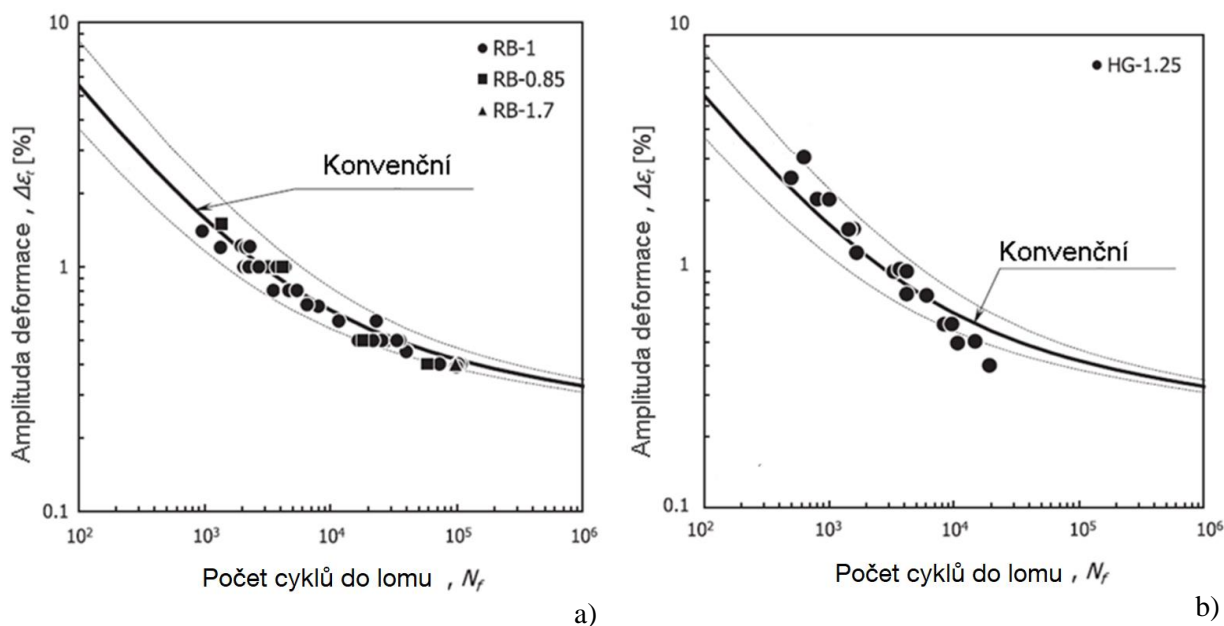
Preference tvaru zkušebních vzorků pro miniaturizaci

V případě volby tvaru zkušebních těles pro cyklické zkoušky je nutné brát zřetel na výrobní možnosti a členitost těchto těles. Například návrh rotačních těles je méně náročný, včetně následného ověření vyrobených rozměrů a tolerancí, ve srovnání s jinými typy průřezů. Naproti tomu tělesa čtvercového nebo obdélníkového průřezu je dále nutné definovat, jako např. ohledně zaoblení hran apod., viz ČSN 420363 [33]. Toto provedení nutně vnáší nejistoty do měření při určování trvalé pevnosti σ_c .

Vliv absolutní velikosti vzorku – vzorky s paralelní zkušební částí

Velmi malé množství zrn v objemu materiálu může způsobit, že mechanické vlastnosti (např. pevnost, prodloužení a únavová životnost) malého vzorku se liší od mechanických vlastností konvenčního vzorku. Počet původních austenitických zrn napříč průměrem vzorku významně neovlivní únavovou životnost válcového vzorku RB (Round-Bar), jež se pohybuje v rozmezí od 9 do 100, viz **Obr. 2-28a** udávající výsledky NCÚ vzorků o průměru aktivní části 0,85, 1 a 1,7 mm [57].

V případě vzorku s proměnným průřezem HG (Hourglass) nebyl pozorován žádný účinek absolutní velikosti vzorku na únavovou životnost v rozmezí od 39 do 187. Účinnost velikosti vzorku na únavovou životnost oceli může být v relaci na velikost původního austenitického zrna zanedbána [57].



Obr. 2-28 (a) Porovnání výsledků NCÚ konvenčních a miniaturních válcových těles RB a (b) těles proměnného kruhového průřezu HG [57]

Vliv tvaru

V případě vyšších deformací, v oblastech nad 1% amplitudy celkové deformace, lze pozorovat rozdíly mezi konvenčními a miniaturizovanými tělesy proměnného průřezu HG v únavovém životě. Zde je dominantní výskyt plastické deformace, která má vliv na delší počty cyklů do lomu miniaturních vzorků v porovnání s konvenčními. Plastická deformace je naopak v oblastech trvalé pevnosti zanedbatelná. Zde převládá elastická deformace. Tento rozdíl se zvětšuje s klesajícím celkovým rozsahem deformace. Rozdíl lze přičíst tvaru vzorku, protože vliv velikosti vzorku je tím pádem zanedbatelný. Jako možné zdůvodnění tohoto chování se zdá být odlišná pravděpodobnost iniciace trhlin. Bylo pozorováno, že doba do iniciace mikrotrhlin hladkých tyčí RB byla delší než u vzorků proměnných HG ve všech deformačních rozmezích a tento rozdíl se zvětšuje se snižováním podílu plastických deformací, viz **Obr. 2-28b**. V oblastech nižších deformačních hladin by mohla být kratší únavová životnost vzorku s proměnným průřezem přičítána kratšímu údobí iniciace mikrotrhlin. Rozdíl v počátečním rozvoji trhlin by tak byl způsoben koncentrací napětí v závislosti na tvaru vzorku [57].

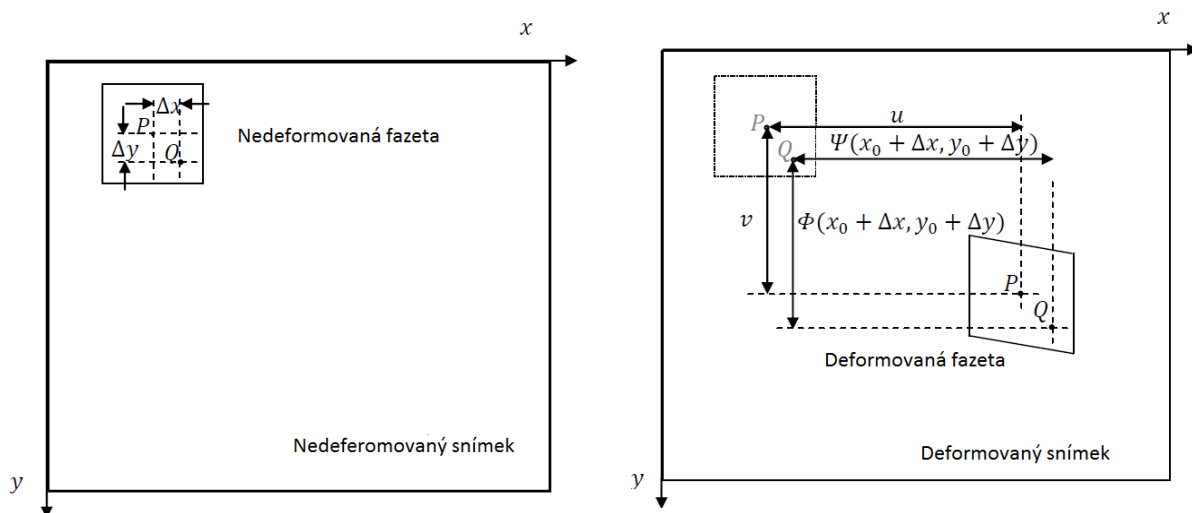
Na tomto základě je důvodné se domnívat, že optimální tvar zkušebních vzorků pro miniaturizaci by měl vycházet z těles s paralelní zkušební částí a je jej vhodné použít pro deformace do 1,5 %.

2.6 Digitální obrazová korelace

Digitální obrazová korelace představuje optickou metodu pro vizualizaci plošných deformací zatěžovaných objektů, jenž je založena na monitorování stochasticky uspořádané povrchové textury.

Moderní techniky zpracování digitálního obrazového záznamu využívají stereoskopické zpracování obrazu, což představuje složení dvou a více 2D snímků v jeden 3D obraz, a tudíž lze sledovat libovolně zakřivené plochy se sub-pixelovou přesností. Ze znalosti parametrů a orientace senzorů vůči sobě může být následně stanovena pozice každého bodu v 3D obrazu. Užitím náhodného, stochastického, nástřiku na povrchu zkoumaného objektu je možné vytvořit unikátní čtvercové nebo obdélníkové oblasti, které jsou následně identifikovány na snímcích pomocí korelačních algoritmů. Je proto zřejmé, že pro správnou funkci je nutné použít chaotického uspořádání vysoce kontrastního mračka bodů. V závislosti na měřeném objemu od 1 po 2000 mm² je nutné upravit jemnost těchto bodů v závislosti na rozlišení čipu a optickém nastavení. Každému pixelu monochromatického čipu je přiřazena hodnota stupně šedi v určitém rozsahu. Seskupením jednotlivých pixelů o různých stupních šedi do tzv. fazet se vytvoří unikátní oblast, která je následně sledována a vyhodnocována během posuvu a deformace. Tato oblast obsahuje jednotky i stovky pixelů v závislosti na uživatelském nastavení. K pohybu fazet v trojrozměrném prostoru dochází vlivem deformace materiálu. Jednotlivé fazety jsou sledovány na základě srovnání dříve pořízeného snímku nebo nedeformovaného referenčního snímku tak, aby nedošlo ke ztrátě kontinuity a záznamu. Velké změny poloh fazet spolu s velkým přetvořením materiálu, řádově desítky až stovky procent, vedou k nemožnosti vypočítat deformovanou oblast. Výstupem takto analyzované oblasti může být plošná distribuce deformace na povrchu sledovaného objektu, jež může být tvořena desítkami až stovkami fazet, nebo jen posuv jedné a více fazet v prostoru. Užitím dvou fazet lze sledovat změny v rámci úsečky, jež může nahradit optický průtahoměr. V závislosti na velikosti, počtu a distribuci fazet se nutně mění požadavky výkon výpočetního systému.

Korelační algoritmus ve dvourozměrném souřadnicovém systému pracuje na základě sledování hodnot šedi naneseného vzoru v sousedních lokálních fazetách. Ten se v průběhu deformace objektu mění [58]. Algoritmus sub-pixelové přesnosti metody DIC stanovuje posuv bodu na povrchu tělesa s rozlišením lepším než je jeden pixel. Složitost algoritmu je komplikována v důsledku deformace fazety v průběhu deformace tělesa. Proto je důležité specifikovat mapování z nedeformované na deformovanou fazetu, která se musí uzpůsobit změně jejího tvaru. Cílem výpočtů posuvu je nelézt bod v deformovaném obrazu, který se ztotožní s povrchovým bodem P . Ten odpovídá pixelu (x_0, y_0) v nedeformovaném obrazu, přičemž bere v úvahu mapování posuvu. Mapování je vyobrazeno na **Obr. 2-29**. V rámci nedeformované fazety je střed definován bodem P . V případě deformovaného obrazu je střed deformované fazety identifikován jako (x'_0, y'_0) . Tyto indexy odpovídají celému pixelu nebo sub-pixelové poloze. Všechny ostatní nedeformované fazety jsou dále indexovány relativně ke středovému pixelu (x_0, y_0) . Jeden takový bod $Q(x'_0, y'_0)$ je znázorněn na **Obr. 2-29**. Sousední body zůstávají i během deformace. Mapovací funkce nedeformované fazety bodu Q je funkcí vzdálenosti od centra bodu P nebo přírůstku Δx a Δy . V případě deformované fazety bodu Q je možné popsat posuv v osách x a y funkcemi ψ a ϕ [58].

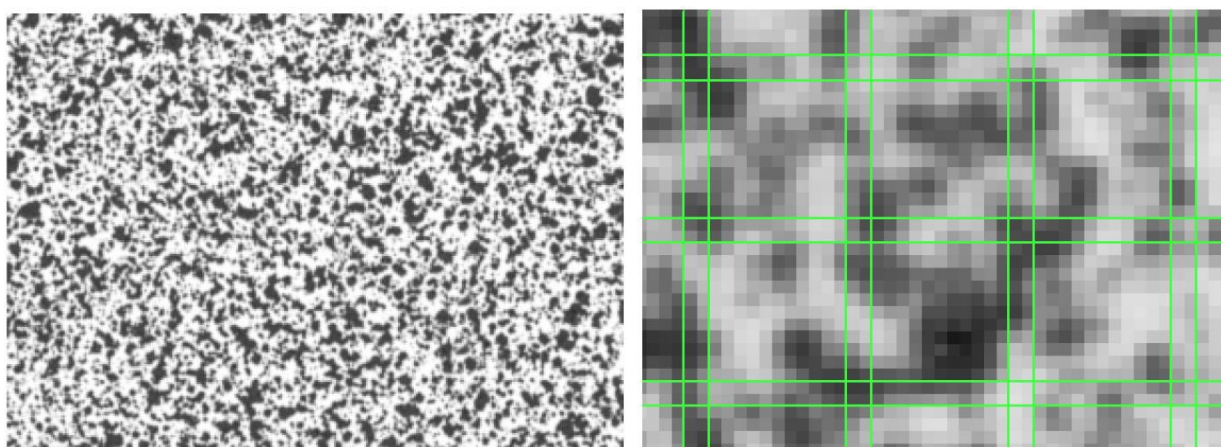


Obr. 2-29 Schematické diagramy nedeformované a deformované fazety a jejich posuv [58]

Tab. 2-2 Indexování bodů v nedeformovaném a deformovaném obraze [58]

Bod	Nedeformovaný obraz	Deformovaný obraz
P	(x_0, y_0)	$(x'_0, y'_0) = (x_0 + u, y_0 + v)$
Q	$(x_i, y_j) = (x_0 + \Delta x, y_0 + \Delta y)$	$(x'_i, y'_j) = (x_i + \Psi(x_0 + \Delta x, y_0 + \Delta y), y_j + \Phi(x_0 + \Delta x, y_0 + \Delta y))$

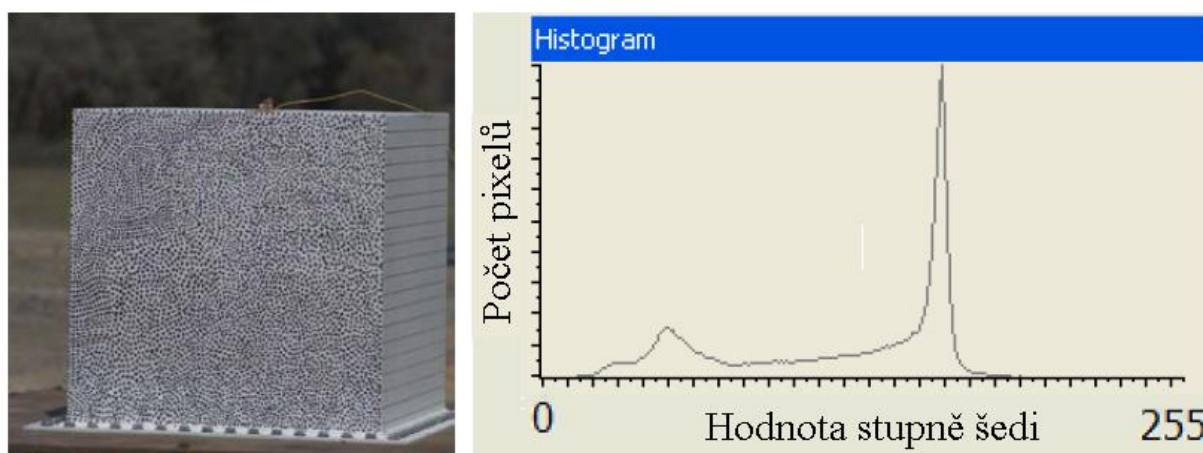
Takto vytvořené fazety zauímají konkrétní a jednoznačně identifikovatelnou oblast obsahující řadu pixelů. Konkrétně oblast fazety o rozměrech 15x15 pixelů je zobrazena na snímku **Obr. 2-30** [59]. Navíc jsou zde jednotlivé fazety přesazeny o 2 pixely, tzv. overlapping. Přesazením fazet se dosahuje zlepšení přesnosti na úkor zvýšeného výpočetního výkonu. Vzdálenost a krok mezi fazetami může být efektivně měněn až na 50% velikosti fazety [59], pod touto hranicí dochází pouze k nadměrnému zatěžování výpočetního systému.



Obr. 2-30 Ukázka úspěšně aplikovaného vysoce kontrastního nástřiku a interakce fazet s přesahem 2 pixely na detailním snímku vpravo [59]

Pokud bude použita větší fazeta, výpočetní čas se zvyšuje spolu s přesností měření povrchového bodu za současného snížení pozorovací schopnosti lokálních efektů. Pokud se použije menší krok mezi fazetami, výpočetní čas a hustota výpočetních bodů se zvýší [60].

Každá z výše míněných fazet obsahuje určitý počet pixelů v závislosti na konfiguraci uživatele. Aby bylo možné dále pracovat s digitálně pořízeným snímkem, je potřeba každému jednotlivému pixelu přiřadit určitý stupeň šedi. Na obrázku **Obr. 2-31** je ilustrována dostatečná diference (kontrast) mezi nejsvětějšími (maximum) a nejtmavšími (černá = 0) hodnotami stupni šedi. Z histogramu lze vyčíst, že největší podíl tvoří body o stupni šedi 159, které nahrazují čistě bílou barvu = 255. Stav je přijatelný, pokud nejtmavší a nejsvětější hodnoty jsou rozlišitelné. Pomocí histogramu lze stanovit množství černých, bílých a různých šedivých pixelů na snímku před samotným měřením. Tímto lze určit vhodnost světelných podmínek pro bezchybné zpracování obrazu. Za ideální kontrast se považuje rozložení 50 % černé a 50 % bílé na snímku [60].

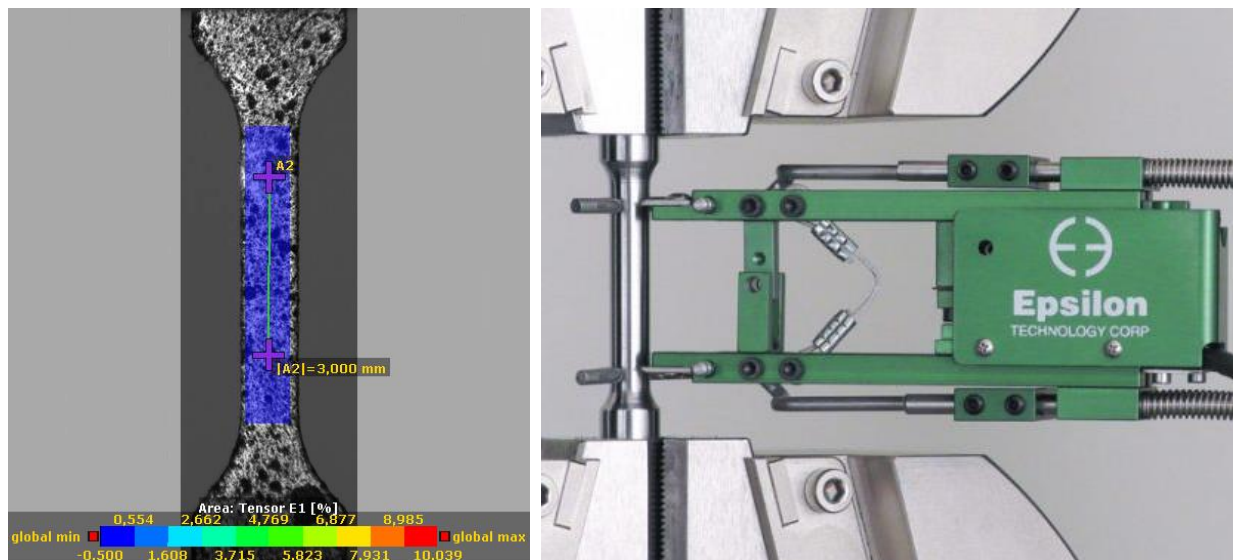


Obr. 2-31 Histogram šedi zobrazuje rozmístění šedých hodnot [60]

DIC systémy jsou schopné poskytovat data z měření v reálném čase nebo po skončení měření (postproces). Využitím systému pro účely monitorování je možné použít oba dva způsoby. Ovšem to neplatí v případě použití systému jako řídicího členu, který musí poskytovat data v reálném čase s určitým tolerovaným zpožděním. Rychlost výpočtu deformovaných oblastí jsou silně závislé na výpočetním algoritmu, velikosti snímků a parametrech fazet. Redukcí velikosti snímků a výpočetní oblasti lze dosáhnout vyšších frekvencí záznamu a výpočtu. Pokud to aplikace dovolí, je dále výhodné použít pouze jedné kamery v režimu 2D, což snižuje náročnost výpočetních operací. Užitím 2D konfigurace se mírně zvyšuje míra nejistot při měření v porovnání s 3D, kde kalibrace 3D systému kompenzuje vady obrazu v důsledku distorze objektivu nebo nesprávné umístění kamer před měřeným objektem. V případě ideálních podmínek je přesnost obou konfigurací srovnatelná, přičemž se snižujícím se měřeným objemem, v řádech jednotek až desítek mm² (mikroobjem), se projevuje vyšší míra chybovosti v případě 3D systému v důsledku obtížného nastavení poloh obou kamer. Z tohoto důvodu lze uvažovat, že pro měření mikroobjemů bude přesnější a jednodušší 2D konfigurace [58; 59; 60; 61].

Pro potřeby monitoringu deformace na tělesech kruhového průřezu je v principu nutné použít 3D uspořádání. Pokud však uvažujeme o zpětnovazebném řízení testu v režimu tah/tlak na tělesech kruhového průřezu, je možné použít jedné kamery a jedné virtuální úsečky, která je reprezentována dvěma body. V tomto případě lze dosáhnout účinného zastoupení kontaktního snímače pro potřeby řízení testu. Takto vytvořený virtuální snímač přináší své nesporné výhody v případě tvrdého řízení zkoušek nízkocyklové únavy, kde se běžně umísťuje v aktivní části vzorku kontaktní průtahoměr,

který je v kontaktu s povrchem vzorku za pomoci dvojice ostrých nožů. Ty sice zabraňují prokluzu mezi povrchem vzorku a snímačem, ale dále mohou být zdrojem vrubu a ovlivnit tak výsledky měření. Navíc je optický systém velmi univerzální a jeví se jako optimální nástroj při miniaturizaci zkušebních těles, kde lze dosáhnout adekvátní měřicí přesnosti pro milimetrové báze virtuálního průtahoměru. Příklad umístění kontaktního a virtuálního průtahoměru je zobrazen na **Obr. 2-32**.



Obr. 2-32 Ukázka použití virtuálního průtahoměru s báží 3 mm a kontaktní průtahoměr s báží 25 mm vpravo

Z výše uvedeného vyplývá, že pro účely řízení periodicky zatěžovaných těles kruhového průřezu je výhodné použít DIC systém s jednou kamerou. Neméně důležité se jeví použití vysoce přilnavých a elastických barev kontrastního vzoru, který je silně a cyklicky namáhán v důsledku velké plastické deformace v aktivní části vzorku. Pokud by docházelo ke zkřehnutí a ztrátě přilnavosti povlaku na kovovém vzorku, nemusí být řízení zkoušky objektivní.

2.7 Infračervená termografie

V průběhu posledních dvou dekad bylo na základě termografie pozorováno mnoho korelací, přičemž mezi velmi přínosné objevy patří např. korelace mezi mechanickým napětím a disipací energie. Dnešní moderní termografické senzory nabízejí velmi vysokou citlivost, jenž lze využít v řadě nedestruktivních aplikací. Princip této metody lze mimo jiné využít při hodnocení trvalé pevnosti kovových materiálů v oblasti vysokocyklové únavy.

Infračervená termografie patří mezi vědní obory zabývající se záznamem a zpracováním termálních informací pomocí nekontaktního měřicího zařízení. Metoda je postavena na základě snímání infračerveného záření, což je forma elektromagnetického záření s větší vlnovou délkou než je viditelné světlo, které vyzařuje každý objekt nad teplotou absolutní nuly $-273\text{ }^{\circ}\text{C}$. Pro snímání infračerveného záření jsou používána zařízení, která tato záření detekují a převádí na elektrický signál a následně na teplotu. Jako základní elektrooptické zařízení pro účely detekce infračerveného záření slouží pyrometry. V tomto případě se jedná o jeden senzor a jeden výstup. Složením skupiny takovýchto senzorů je dále možné poskytnout detailní infračervený snímek objektu. Přiřadí-li se každé úrovni infračervené energie stupeň barevné škály, lze tento signál vizualizovat do podoby termogramu [62; 63].

Technologie umožňuje snímat a vizualizovat distribuci tepla na povrchu objektů bezkontaktním způsobem ve dvourozměrném prostoru. Jeho pomocí lze v technické praxi ověřovat namáhání strojních součástí, návrhy tepelných ztrát budov nebo diagnostikovat tepelně a mechanicky namáhané konstrukce.

Termografii lze rozdělit na aktivní a pasivní v závislosti na způsobu použití. Pasivní termografie se hojně využívá k monitoringu, kde záření pochází z monitorovaného objektu bez použití externího zdroje. V aktivní termografii dochází k vnější tepelné stimulaci objektu, kde se zkoumá distribuce tepla objektem závisující na materiálových vlastnostech a podpovrchových anomáliích. K ohřátí objektu může dojít např. pomocí halogenové lampy [62; 64].

Pro účely nedestruktivního měření v rámci materiálového zkušebnictví lze použít obou variant termografie, avšak pro účely hodnocení únavových charakteristik v rámci doktorské práce bude dále popisována pouze pasivní varianta. Mezi nejvýznamnější faktory ovlivňující chyby a omyly v termografii je emisivita sledovaných objektů [65].

Emisivita a odrazivost

Zásadní kalibrační parametr pro teplotní měření s využitím termografie je emisivita μ . Tento parametr indikuje, kolik radiace se emituje z pozorovaného objektu ve srovnání s černým tělesem za stejné teploty. Nízko emisní materiál emituje méně infračerveného záření než vysoko emisní při stejné teplotě. V případě nízko emisních materiálů hraje stanovení emisivity zásadní roli při měření teploty povrchu objektů. Mezi tyto objekty patří leštěné povrchy kovů, které jsou dodatečně upravovány pomocí vysoko emisních barev, kde mohou být tyto parametry garantovány po splnění konkrétních podmínek aplikace. Výsledná emisivita rozdílných objektů tak může být konstantní a nabývat hodnot např. $\mu = 0,95$. Objekt s vysokou emisivitou se na termogramu jeví jako světlý.

Pokud je nutné zjistit konkrétní emisivitu zkoumaného objektu, může se provést měření pomocí srovnávací metody, kde se v jednom termogramu zobrazí sledovaný objekt s neznámou emisivitou a páska se známou emisivitou [65], která je připevněna na měřeném objektu. Tento systém se používá převážně při kalibraci pro měření za nižších teplot. V průběhu kalibrace je monitorována teplota obou objektů. Sledování teploty objektu je provedeno pomocí odporových termočlánků [62].

Zpracování obrazu

Výsledný snímek se skládá z měřeného objektu a okolí, které se však nachází mimo oblast zájmu. Problém může nastat v případě bodového měření, pro které chceme zobrazit teplotu. Při výběru oblasti zájmu (region of interest ROI) je tak nutné počítat jak s lokálními anomáliemi v rámci 1 pixelu, tak i s problémy souvisejícími s průměrováním oblastí o větších rozměrech v řádech jednotek až stovek pixelů [62].

Infračervená kamera

V rámci termografické analýzy bylo uvažováno využití vysokorychlostní infračervené termokamery s vysokou citlivostí a vysokým rozlišením termografických snímků. Mezi přední světové výrobce těchto bezkontaktních technologií patří výrobci jako FLIR, Infratec, Fluke, Xenics, Jeponic atpod. [66]. Protože se v technické praxi lze setkat s rozdílnými aplikacemi termografie, je nutné vybrat správné elektrooptické zařízení podle zásadních parametrů, které mimo jiné jsou rozlišení, teplotní citlivost, přesnost či teplotní rozsah.

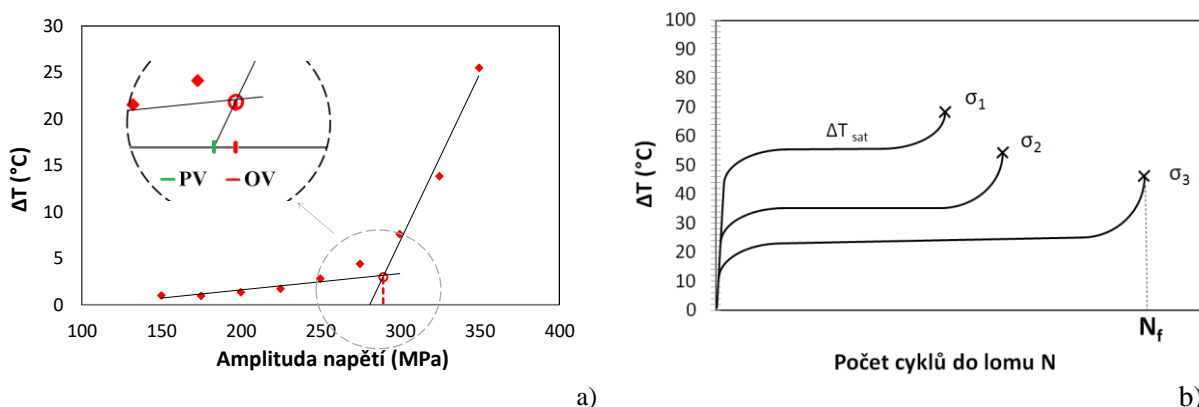
Vysokorychlostní termokamery FLIR řady 65XX nabízí nejvyšší řadu kamer pro vědecko-výzkumné účely. Citlivý aktivně chlazený indium antimonový (InSb) senzor je používán s chlazením Sterling

(80 K) s citlivostí až 18mK. Frekvence záznamu se pohybuje v rozmezí jednotek až stovek Hz v plném rozlišení a tisíců Hz s redukcí obrazu [66].

Stanovení únavové pevnosti na základě termografie

Pasivní termografie je v posledních letech využívána pro detekci a distribuci plastické deformace a šíření únavových trhlin. Při hodnocení únavové pevnosti lze postupovat dvěma způsoby, a to destruktivním a nedestruktivním. V případě nedestruktivního způsobu lze stanovit únavovou pevnost σ_c bez destrukce zkušební vzorku, přičemž dosud navrhované metody nabízejí v průměru nižší přesnosti ve srovnání s destruktivními. Mezi prvními experimentátory z 80. let dvacátého století patří Reifsnider K. [67] a Luong M. P. [68; 69; 70; 71] a později např. La Rosa G. [72], kteří na základě znalosti napěťové odezvy a příslušného přírůstku teploty na povrchu zatěžovaného zkušební vzorku interpretovali možné vyhodnocení únavové pevnosti. Motivací byla výrazná úspora času potřebného na výrobu zkušebních vzorků a testovací časy v porovnání s konvenčními metodami, jako jsou zkoušky VCÚ nebo Staircase.

V průběhu dvou desetiletí byla vytvořena řada vyhodnocovacích přístupů na základě grafického zpracování dat, která vychází z rozdělení exponenciální závislosti přírůstku teploty a napěťové odezvy na dvě lineární části. První přístupy pracovaly s velmi subjektivním rozdělením na základě nutné znalosti meze únavy získané konvenčními technikami, přičemž výraznou nevýhodou této techniky je právě samotná nutnost dopředu znát únavovou pevnost materiálu při konstrukci horizontální a vertikální větve s použitím lineární regrese za pomoci metody nejmenších čtverců. Snahou mnoha experimentátorů bylo a do současné doby je, zbavit grafické stanovení únavové pevnosti tohoto mezikroku a nahradit jej empirickým jako např. Huang J. [73] nebo potlačit nutnost poškození tělesa De Finis R. [74]. V rámci teoretické rešerše bylo zjištěno, že mezi nejčastější a obecně platné metody stanovení σ_c patří mimo jiné stanovení na základě pravé větve $\sigma_{c\ PV}$ (PV) nebo obou větví $\sigma_{c\ OV}$ (OV), viz **Obr. 2-33**. Z diagramu je zřejmé, že určení σ_c na základě PV je možné považovat za konzervativní odhad.

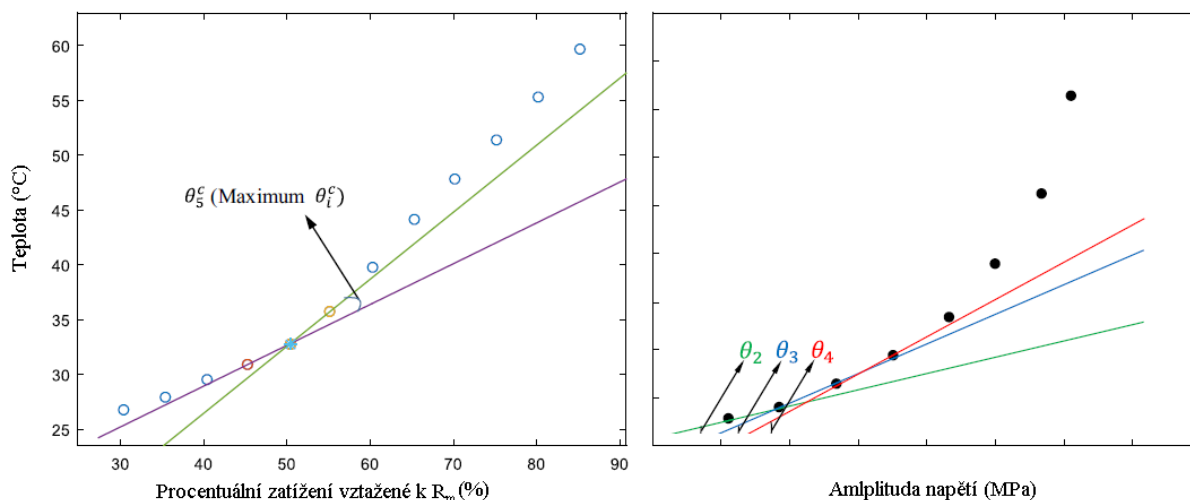


Obr. 2-33 Typický záznam přírůstku teploty (a) v závislosti na amplitudě napětí s rozdělením levé a pravé větve a schematické znázornění vývoje přírůstku tepla (b) během zatěžování konstantní amplitudou napětí do porušení

Jako indikátor zlomu mezi dvěma lineárními charakteristikami lze použít změnu úhlu natočení přímky θ_i^c protínající dvojici bodů v relaci k horizontální ose charakteristiky inkrementu teploty ΔT a amplitudy napětí σ_a , viz Huangův vztah (39) [73].

$$\theta_i^c = \left| \frac{\theta_{i+1} - \theta_i}{\max(\theta_{2,3,4..}) - \min(\theta_{2,3,4..})} \right| \quad (i \geq 2) \quad (39)$$

Bod zlomu je stanoven na základě maximálního úhlu natočení θ_i^c mezi po sobě jdoucími přímkami, viz **Obr. 2-34**. Z obrázku je zřejmé, že tento úhel odpovídá bodu 5, jehož pozici reprezentuje konkrétní teplota a amplituda napětí. Tímto snadno definovaným způsobem lze podstatně snížit náhodnost výběru bodu zlomu ve srovnání s Luongovo plně grafickou metodou.

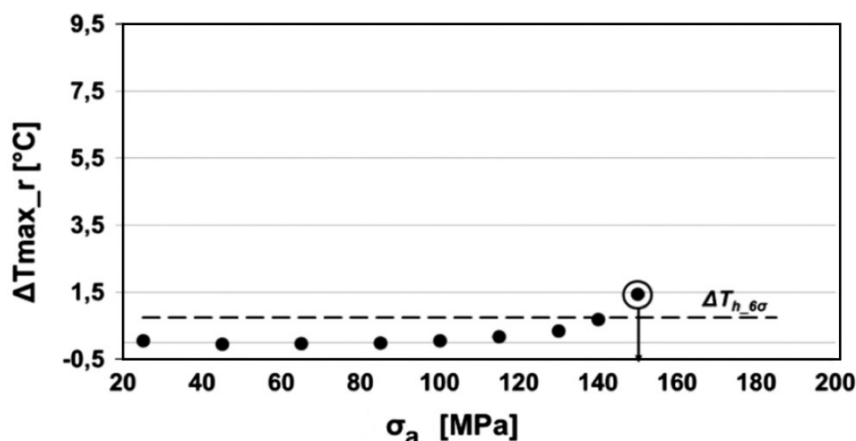


Obr. 2-34 Stanovení bodu zvratu na základě Huangova vyjádření natočení θ_i^c [73]

Nicméně Huangova metoda 1 [73] je ve své podstatě stejná jako Luongova [69] plně grafická metoda a v konečném důsledku poskytne obdobné výsledky stejného trendu. Proto bude v experimentální části, spolu s Luongovo plně grafickou metodou PV a OP, použita metoda navržená De Finis [74]. Ta umožňuje získat výsledky meze únavy odlišného trendu, který může být vhodný pro materiály nevýrazné disipace energie a dále má potenciál být použita jako nedestruktivní metoda. Metoda je založená na získání, stejně jako předchozí zmíněné metody, teplotního pole během zatěžování z objektu a z referenční destičky simulující teplotu okolí. V upravené metodě nebude uvažován teplotní profil podél rotační osy vzorku, ale oblast ROI. Odečtením pokojové teploty je získán přírůstek teploty na vzorku ΔT_{max} , který je následně v souřadnicích $\Delta T_{max} - \sigma_a$ proložen lineární regresní funkcí v oblasti levé větve LV. Odečtením regresní funkce od naměřené ΔT_{max} je získán reziduální přírůstek tepla ΔT_{max_r} na němž se provede výpočet standardní deviace $\sigma_{\Delta T_{max_r}}$ a provede se prahování $\Delta T_{h \sigma_r}$, které již slouží pro stanovení meze únavy $\sigma_{c D}$. Hodnota napětí odpovídající přírůstku teploty, která se objeví nad touto prahovou hodnotou, je prohlášena za mez únavy. Vztah reziduálního přírůstku je vyjádřen rovnicí (40),

$$\Delta T_{max_r} = \Delta T_{max} - m_D \cdot \sigma_a + q \quad (40)$$

kde m_D a q jsou parametry přímky lineární regresní funkce. Ilustrativní stanovení meze únavy je provedeno na **Obr. 2-35**.



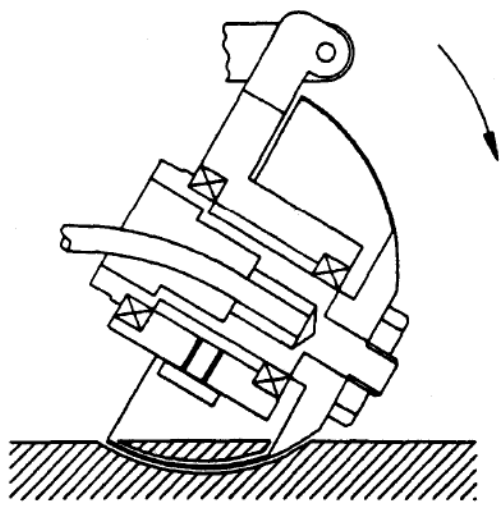
Obr. 2-35 Stanovení meze únavy termografickou metodou dle De Finis [74]

Testovací rychlost by měla být udržována konstantní pro všechny testované hladiny v celé sekci. Tím se potlačí vliv testovací frekvence na výsledky měřené teploty. Dále je důležité setrvat na napěťové hladině dostatečně dlouhou dobu tak, aby došlo k saturaci teploty ΔT_{sat} , viz Obr. 2-33. Tato fáze nastává po počátečním ohřevu tělesa a předchází lomu součásti. Neméně důležité je dostatečně jemné odstupování jednotlivých napěťových hladin a zvolení počáteční hladiny, např. $0,2R_m$. Pokud teplota během konstantního zatěžování neustále stoupá, saturace je potlačena, lze použít maximální přírůstek teploty ΔT_{max} .

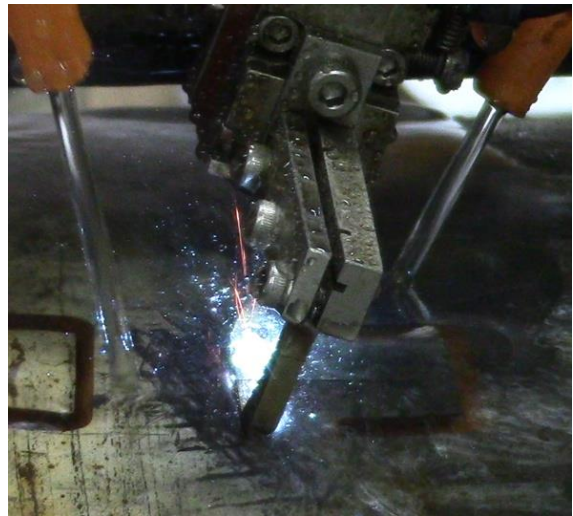
2.8 Odběrné zařízení

Součástí vývoje miniaturních zkušebních technik je bezesporu možnost reálného využití v technické praxi při hodnocení objemných komponent. Tyto komponenty však nesmí být poškozeny odběrem natolik, aby byla narušena jejich funkčnost. Z tohoto důvodu je nutné znát, jaké rozměry experimentálního polotovaru lze bezpečně odebrat a podle toho je dále navržena geometrie zkušebních těles.

Odběrné zařízení musí splňovat požadavky na semi-destruktivní odběr reprezentativního objemu experimentálního materiálu z provozované komponenty, a tudíž by měl umožňovat odběry in-situ. Odběrná zařízení v principu využívají dvojího obrábění. Jedním z nich je třískové obrábění, které využívá odběrové zařízení SSamTM-2 vyvinuté firmou Rolls-Royce [75], viz Obr. 2-36a. Zařízení využívá rotační misky pro odběr zkušebních materiálů bez strukturální degradace v okolí řezného nástroje. Nevýhodou je však delší čas odběru, nemožnost měnit geometrii odebraného experimentálního materiálu a vysoké provozní náklady. Srovnatelnou produktivitu, vysokou výtěžnost odebraného materiálu a vysokou variabilitu nabízí elektroerozivní zařízení EDSE (Electric Discharge Sampling Equipment) [76], viz Obr. 2-36b. Mezi nevýhody patří fakt, že jej nelze použít pro nevodivé materiály. Další nevýhodou elektroerozivního obrábění je vliv na kvalitu povrchu obrobku a místa odběru. Zde dochází ke vzniku korozních zplodin, které jsou silným iniciátorem únavových trhlin. Vliv lze minimalizovat zbroušením ovlivněné vrstvy, která sahá cca 15 μm pod povrch obrobku. Pro užití obou výše uvedených typů odběru se zažil výraz Boat Sampling Technique (BST) [77], což představuje tvar odebraného materiálu ve tvaru lodě o rozměrech 20x20x4 mm.



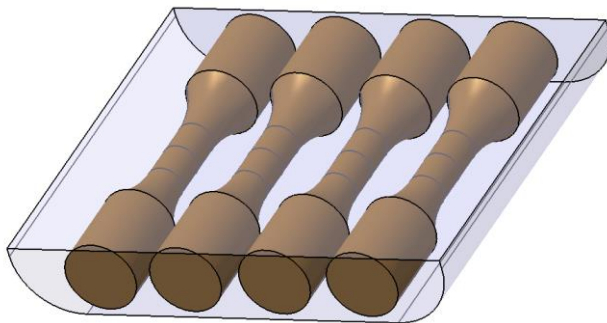
a)



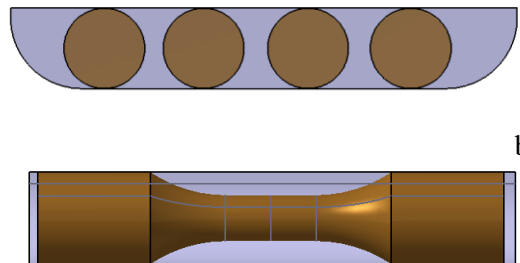
b)

Obr. 2-36 (a) Schéma odběru materiálu zařízením SSamTM-2 a (b) reálný odběr materiálu zařízením EDSE [75]

Využitím metody BST se získá experimentální objem materiálu, ze kterého lze vyrobit např. sadu miniaturních těles pro zkoušky NCÚ. Ukázka rozmístění zkušebních těles v BST je provedena na **Obr. 2-37**.



a)



b)

c)

Obr. 2-37 (a) Příklad využití experimentálního materiálu z BST odebraného pomocí EDM, (b, c) boční pohledy zobrazují možný počet odebraných zkušebních těles (b) a přídavky na obrábění aktivní části těles (c)

3 Experimentální část

V experimentální části jsou provedeny mikrostrukturní, napěťové a deformační analýzy a mechanické zkoušky monotónní a cyklické na tělesech standardních a miniaturizovaných, které jsou vyhodnoceny pomocí konvenčních a nekonvenčních metod. Experimenty byly provedeny na dvou ocelích třídy 16.

Veškeré výše popsané dílčí práce byly provedeny za účelem verifikace experimentálních výsledků získaných na základě miniaturizovaných zkušebních těles pro následnou konstrukci křivek životnosti, které mohou být využity pro hodnocení zbytkové životnosti periodicky namáhaných rozměrných komponent.

3.1 Přehled experimentální části

V rámci experimentální části práce byl proveden rozbor využití zkoumaných materiálu v technické praxi a vstupní analýza experimentálního materiálu zahrnující chemickou, strukturní analýzu a tepelné zpracování. Pro stanovení napěťovo-deformačních charakteristik byly provedeny zkoušky tahem za pokojové teploty za quasi-statických podmínek. V rámci těchto zkoušek probíhal odběr těles uprostřed a při okraji dodaných polotovarů s cílem ověřit homogenitu mechanických vlastností napříč materiálem.

Pro stanovení vlivu velikostního faktoru na výsledky NCÚ a VCÚ byl proveden návrh rozměrově proporcionálních geometrií zkušebních těles. V této části byla tělesa VCÚ podrobena analýze koncentrace deformace v oblasti minimálního průřezu proměnné části a analýza vzpěrné stability byla provedena v případě válcových těles pro zkoušky NCÚ. Pro upnutí zkušebních těles do zkušebního zařízení v závislosti na použité metodice byly dále navrženy odpovídající upínací přípravky.

Stěžejní částí experimentálních prací bylo provedení cyklických zkoušek NCÚ a VCÚ na širokém portfoliu zkušebních těles s rozdílným průřezem s asymetrií cyklu $R = -1$ za pokojových teplot. V případě zkoušek NCÚ v režimu tvrdého zatěžování bylo vyvinuto a ověřeno nasazení virtuálního průtahoměru na miniaturizovaných tělesech o průměru aktivní části 2 mm založeného na technologii DIC s využitím 2D konfigurace, která poskytuje dostatečně přesné a rychlé zpracování obrazu v reálném čase. V případě konvenčních zkoušek VCÚ bylo provedeno 8 sad zkoušek s cílem získat Wöhlerovy křivky a meze trvalé pevnosti σ_c . V rámci nekonvenčních zkoušek VCÚ byla použita speciální zatěžovací procedura s využitím termografické metody pro stanovení σ_c .

Výsledky zkoušek NCÚ a VCÚ získaných na základě měření těles o průměru těles 2, 4 a 12 mm byly vždy přímo srovnány s výsledky, které byly získány s využitím referenčních těles o průměru 8 mm. Spojením oblastí quasi-statické pevnosti, NCÚ a VCÚ byla popsána celá oblast únavového života obou materiálů s využitím aproximačních Wöhlerových křivek vycházejících z čtyřparametrické KV funkce.

3.2 Experimentální materiál

Oceli třídy 16 jsou používány mimo jiné v oblastech energetiky a automobilovém průmyslu. Hlavními legujícími prvky jsou nikl a chrom a jejich kombinace. Jako experimentální materiál byly použity dva druhy ocelí s označením 22CrMoNiWV 8-8 (1.6945) a 34CrNiMo6 (1.6582), dále jen označení 22Cr, respektive 34Cr. Oceli jsou určeny k zušlechtnění díky své vysoké prokalitelnosti. Oceli vynikají svým velmi dobrým poměrem mechanické pevnosti a houževnatosti a vykazují vysokou rezistenci proti šíření trhlin.

Tab. 3-1 Chemické složení oceli 22Cr a obsah prvků ve hm %

C	Si	Mn	Ni	P	S	Cr	Mo	V	W
0,23	0,038	0,67	0,68	0,004	0,001	2,07	0,85	0,318	0,589

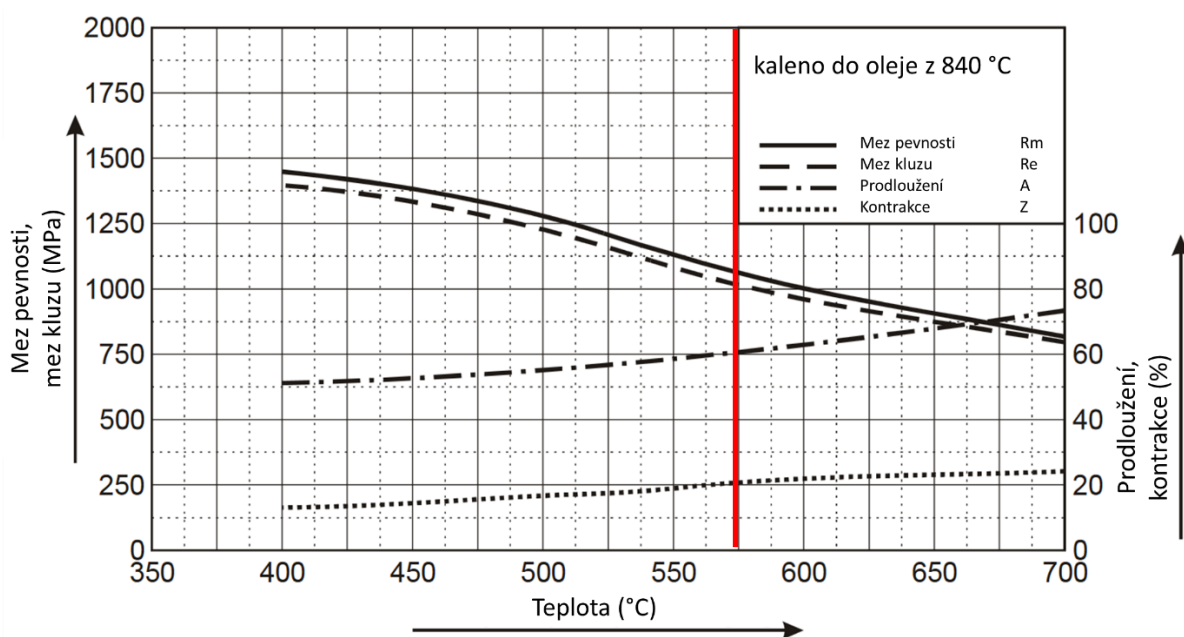
Společným jmenovatelem výše zmíněných ocelí je použití v oblastech výroby rotačních součástí, kde tyto materiály tvoří z větší části výrobky jako rotory a hřídele vysoce zatěžovaných komponent.

První zmíněná ocel s označením 22Cr byla zkoumána v zušlechtěném stavu ve formě přířezu o průměru 605 mm a tloušťce 50 mm. Chemické složení oceli 22Cr je uvedeno v **Tab. 3-1**.

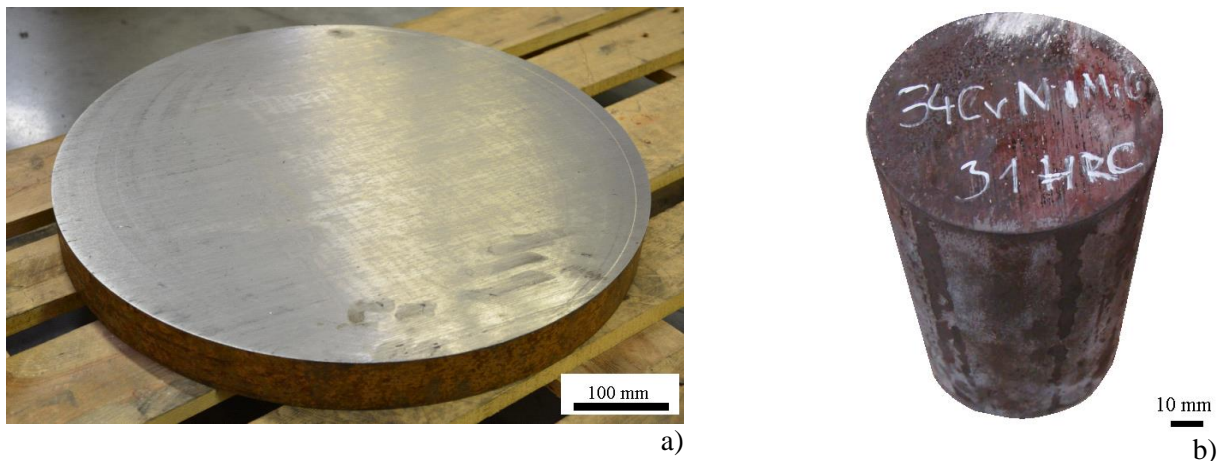
Tab. 3-2 Chemické složení oceli 34Cr a obsah prvků ve hm %

C	Si	Mn	Ni	P	S	Cr	Mo
0,36	0,22	0,75	1,67	0,01	0,03	1,55	0,25

Druhá ocel 34Cr byla dodána ve formě tyčí o průměru 95 mm. Po dodání byl polotovár tepelně zpracován kalením do oleje z teploty 840 °C a požadovaná pevnost oceli cca 1000 MPa byla získána následným popuštěním na teplotě 575 °C po dobu 3 hodin, viz diagram **Obr. 3-1** [78]. V této oblasti tepelného zpracování nabízí ocel své dobré užitné vlastnosti při vysoké houževnatosti a je hojně využívána ve strojírenské praxi. Chemické složení oceli je uvedeno v **Tab. 3-2**. Snímky dodaných polotovarů jsou zobrazeny na **Obr. 3-2a** a **Obr. 3-2b**.



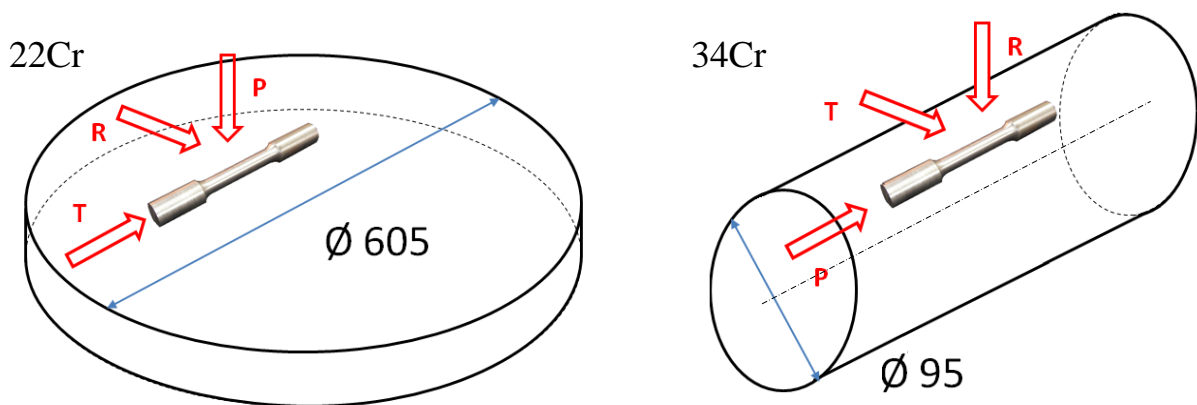
Obr. 3-1 Popuštěcí diagram oceli 34Cr [78]



Obr. 3-2 Polotovary ve formě disku o průměru 605 mm materiálu 22Cr (a) a polotovar ve formě tyči o průměru 95 mm materiálu 34Cr (b)

3.2.1 Odběr zkušebních těles

Zkušební tělesa byla odebírána ve směru tečném (T) v případě disku o průměru 605 mm a tloušťce 50 mm z materiálu 22Cr a ve směru rovnoběžném s podélnou osou (P) tyči o průměru 95 mm a délce 500 mm z materiálu 34Cr. Orientace vzorků vzhledem ke geometrii polotovarů je znázorněna na **Obr. 3-3**.



Obr. 3-3 Orientace zkušebních tyčí vůči polotovaru materiálu 22Cr a 34Cr

Hrubý rozřez polotovarů probíhal na pásové pile s chlazením. Další opracování zkušebních těles bylo provedeno pomocí třískového obrábění s intenzivním chlazením. Kvalita povrchu po tomto obrábění odpovídala jemnému soustružení $R_a < 1,2 \mu\text{m}$. Povrch únavových těles byl dále broušen a leštěn na konečnou drsnost $R_a < 0,2 \mu\text{m}$, viz zkušební norma ASTM E606 [32].

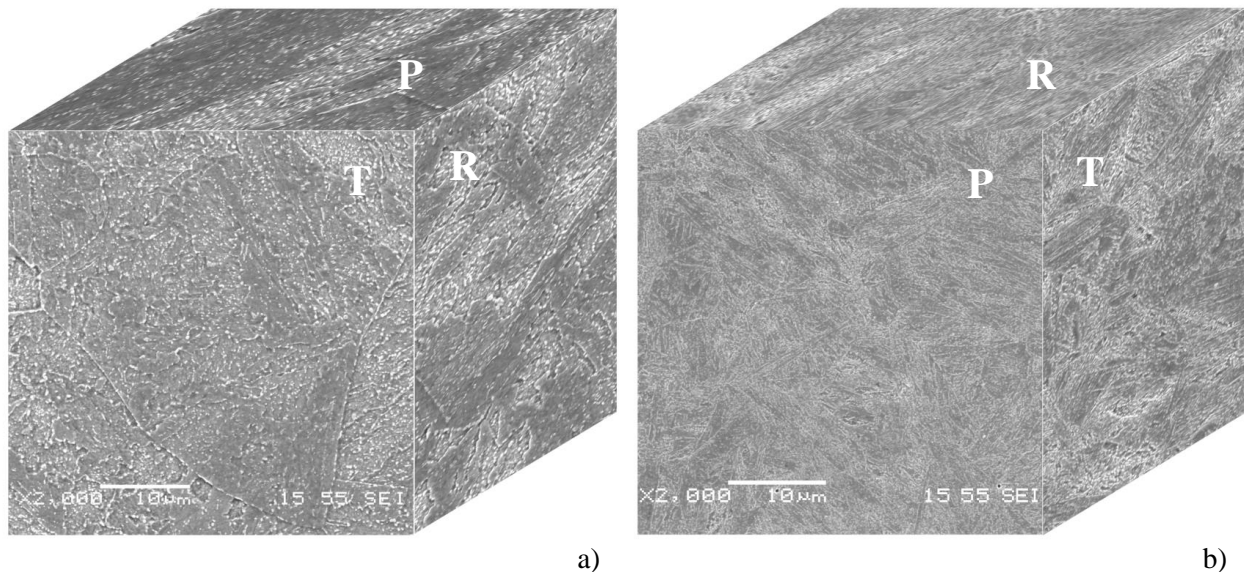
Z obou ocelí bylo celkem vyrobeno 18 zkušebních sad po 12 kusech pro zkoušky NCÚ a VCÚ a 12 zkušebních těles pro zkoušku tahem.

3.2.2 Metalografická analýza

Mikrostrukturní analýza dodaných ocelí byla zaměřena na možné výskyt vad, jako jsou nekovové vměstky, dutiny a póry. Tyto vady by mohly následně ovlivňovat výsledky cyklických zkoušek z důvodů existence těchto koncentrátorů napětí.

Mikrostrukturní analýza

Metalografické vzorky prošly standardní metalografickou přípravou zahrnující broušení, leštění a leptání 3% Nitalem. Pro názornost byly snímky získané pomocí řádkovacího elektronového mikroskopu zpracovány do 3D formátu a jsou vyobrazeny na **Obr. 3-4**.









Obr. 3-4 Metalografické snímky ze středů sledovaných polotovarů při zvětšení 2000x, ocel 22Cr (a) a 34Cr (b) s využitím řádkovacího elektronového mikroskopu

Detailní snímky mikrostruktury ze světelného mikroskopu jsou znázorněny na **Obr. 3-5** až **Obr. 3-6**. Snímky byly pořízeny na povrchu a ve středu sledovaných polotovarů.

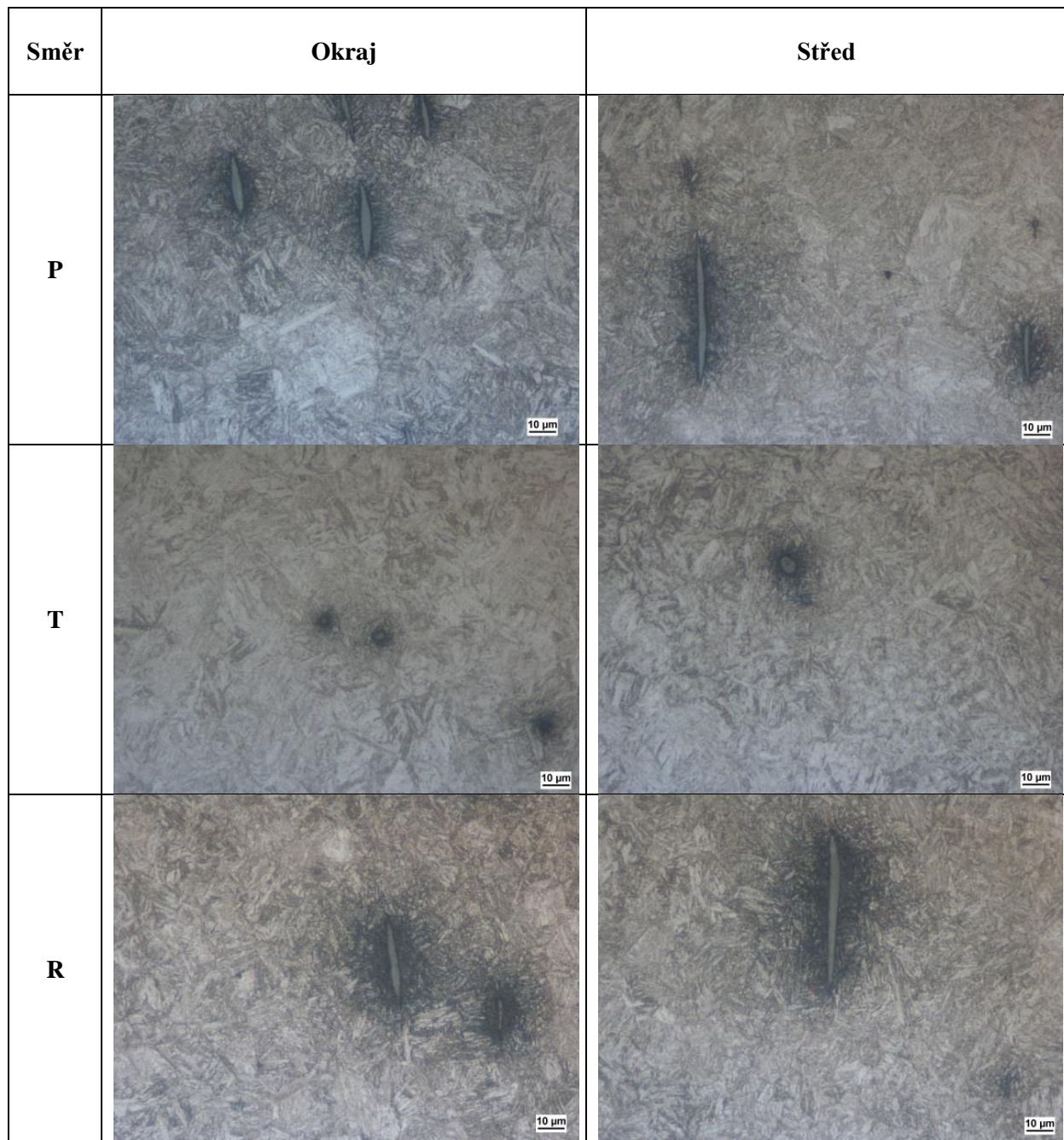
Ocel 22Cr vykazuje mikrostrukturu popuštěného bainitu s viditelnými pozůstatky bainitických jehlic ve feritické matici s dispergovanými karbidy, viz **Obr. 3-4a**. Ze snímku jsou dále patrné hranice původních austenitických zrn.

Ocel 34Cr ve zkoumaném stavu vykazuje strukturu jemnozrně popuštěného martenzitu s velikostí původního austenitického zrna přibližně 20 μm . Překvapivé výsledky byly získány v rámci mikrostrukturní analýzy oceli 34Cr, viz **Obr. 3-4b** a **Obr. 3-6**. Ze snímku je patrné, že struktura není zcela homogenní a obsahuje značné množství inkluzí. Typickými inkluzemi v ocelích 34Cr jsou sulfidické vměstky, globulární oxidy, aluminosilikáty a prodloužené křemičité inkluze [79; 80; 81]. V matici oceli 34Cr je možné sledovat poměrně četná zastoupení sulfidických vměstků s ostrou geometrií, které mají zásadní vliv v procesu iniciace trhlin při periodickém zatěžování.

Z uvedených snímků je patrné, že mikrostruktura oceli 22Cr vykazuje výrazně hrubší strukturu ve srovnání s ocelí 34Cr, viz **Obr. 3-4**, **Obr. 3-5** a **Obr. 3-6**.

Směr	Okraj	Střed
P		
T		
R		

Obr. 3-5 Bainitická struktura materiálu 22Cr okraje a středu polotovaru ve směrech PTR, zvětšení 500x



Obr. 3-6 Struktura popuštěného martenzitu materiálu 34Cr okraje a středu polotovaru ve směrech PTR, zvětšení 500x

Metalografické stanovení obsahu nekovových vměstků

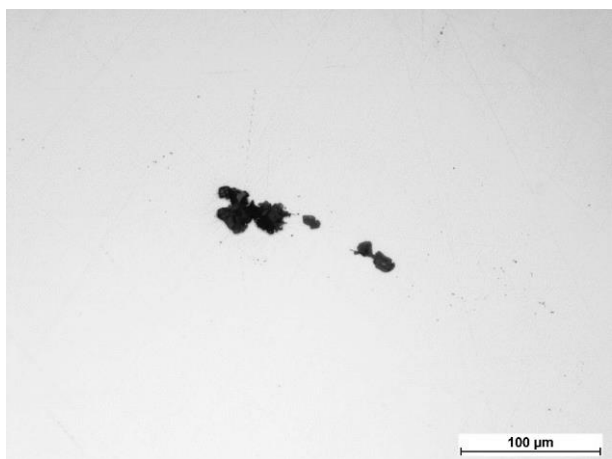
Stanovení obsahu nekovových vměstků bylo provedeno na základě ČSN ISO 4967 – Metoda A s využitím normativních zobrazení [82]. V rámci analýzy byl proveden odběr v 6 lokalitách z obou materiálů, každý o ploše 10x20 mm. Výsledky pozorovaných lokalit byly rozděleny do pěti skupin označených písmeny A, B, C, D a DS. Z výsledků je patrné, že ocel 22Cr obsahuje nadrozměrné vměstky s nevhodnou morfologií v lokalitách 1, 3, 4 a 6, viz **Tab. 3-3**. Snímky s vadami jsou znázorněny na následujících obrázcích **Obr. 3-7** až **Obr. 3-10**. Materiál 34Cr obsahuje velké množství drobných vměstků, viz **Tab. 3-2**.

Tab. 3-3 Výsledky zkoušek materiálu 22Cr s využitím mikrografické metody stanovení nekovových vměstků

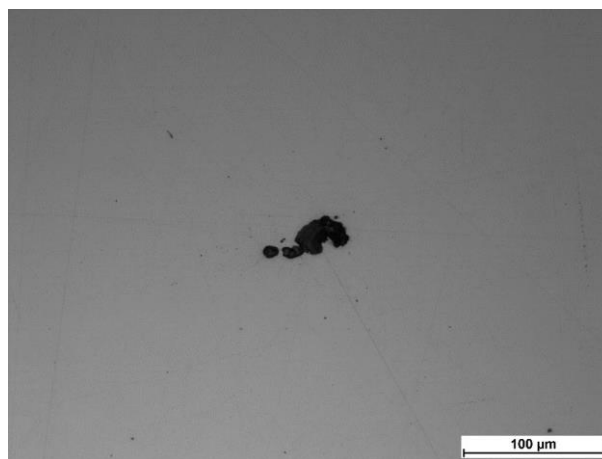
22_Cr	Typ vměstku A		Typ vměstku B		Typ vměstku C		Typ vměstku D		Typ vměstku DS
	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	
1	0	0	0,5	0,5	0	0	1	0,5	1
2	0	0	1	0	0	0	1	1	0,5
3	0	0	0,5	0,5	0	0	1	0,5	1,5
4	0	0	0,5	0	0	0	0,5	0,5	1,5
5	0	0	0	0	0	0	1	1	2
6	0	0	1	0,5	0	0	1	1	1
Průměr	-	-	0,58	0,25	-	-	0,92	0,75	1,25

Tab. 3-4 Výsledky zkoušek materiálu 34Cr s využitím mikrografické metody stanovení nekovových vměstků

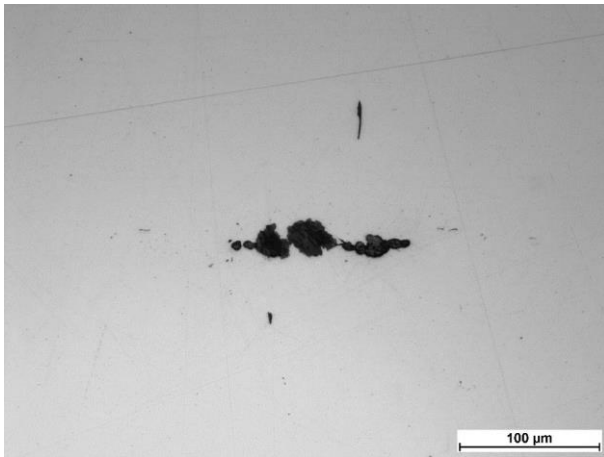
34_Cr	Typ vměstku A		Typ vměstku B		Typ vměstku C		Typ vměstku D		Typ vměstku DS
	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	Jemný	Hrubý	
1	1	1	0	0	0	0	1,5	0,5	0,5
2	1	0,5	0	0	0	0	1,5	0,5	1,5
3	1	0,5	0,5	0	0	0	1,5	0,5	0,5
4	1	0,5	0	0	0	0	1	0,5	1
5	1	0,5	0	0	0	0	1,5	1	0,5
6	1	1	0	0	0	0	1,5	0,5	1,5
Průměr	1,00	0,67	0,08	-	-	-	1,42	0,58	0,92



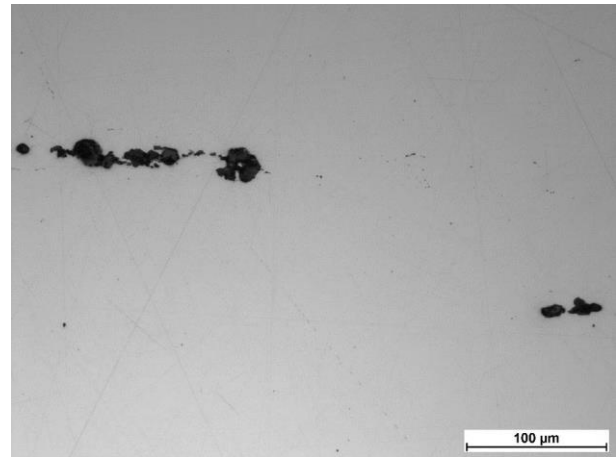
Obr. 3-7 Lokalita 1, materiál 22Cr, zvětšeno 200x



Obr. 3-8 Lokalita 3, materiál 22Cr, zvětšeno 200x

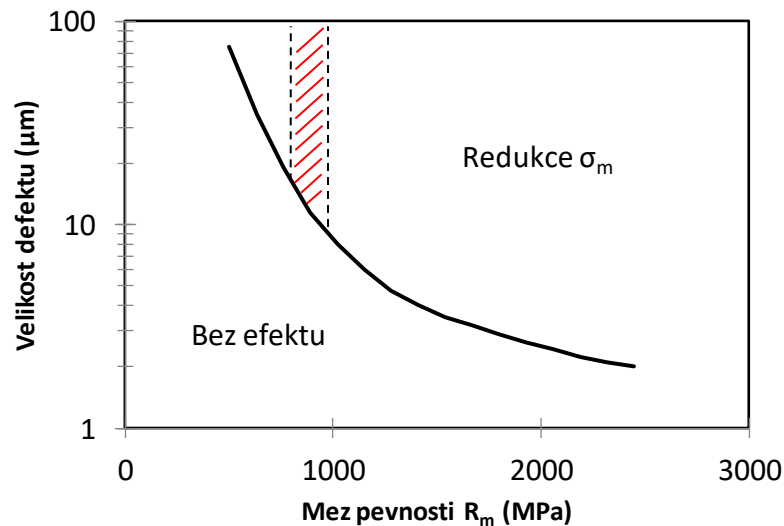


Obr. 3-9 Lokalita 4, materiál 22Cr, zvětšeno 200x



Obr. 3-10 Lokalita 6, materiál 22Cr, zvětšeno 200x

Z povahy výše zmíněných metalurgických vrubů lze očekávat sníženou časovou pevnost v závislosti na odběrné lokalitě konkrétního tělesa a jeho absolutní velikosti, která bude s určitou pravděpodobností obsahovat kritický defekt. Velikost podlouhlých vměstků je v řádech desítek μm , které budou ovlivňovat výsledky únavové pevnosti v oblastech VCU v závislosti na objemovém zastoupení ve zkušební části zkušebních těles a jejich orientaci vůči ose zatěžování. Nejenom toto chování popsal Y. Murakami ve svých studiích, kde uvádí mechanismus únavy v nepřítomnosti vad a vměstků, koncentrace napětí, vrubový účinek, velikostní efekt, vliv velikosti a geometrie malých vad na mez únavy [83]. Obecně lze vyjádřit vztah mezi mezí pevnosti materiálu R_m a velikostí defektu dle následující závislosti uvedené na **Obr. 3-11**.



Obr. 3-11 Vyšrafovaná oblast reprezentuje vliv velikosti defektu na mez únavy, které byly nalezeny u obou ocelí [83]

V grafu uvedeném na **Obr. 3-11** je vyznačen interval velikostí defektů od 10 až 100 μm pro meze pevnosti materiálu 22Cr $R_m = 780$ a MPa 34Cr $R_m = 1040$ MPa. Na základě těchto zjištění je pravděpodobné, že dojde k ovlivnění meze únavy vlivem výskytu defektů, neboť souřadnice uvedených parametrů se nacházejí v oblastech nad křivkou.

Stanovení průměrné velikosti zrna

Stěžejní částí mikrostrukturní analýzy bylo získat průměrnou velikost zrn pro stanovení minimálního rozměru zkušební tělesa. Úzká vazba velikosti zrna a rozměrů těles na výsledky zkoušek tahem byla již popsána v **kap. 2.5.1**, přičemž zde byla dále zmíněna určitá analogie ovlivňující výsledky cyklických zkoušek. Lze tedy předpokládat, že výsledky cyklických zkoušek mohou být taktéž ovlivněny tímto faktorem. Pro vyloučení účinku velikosti zrna na výsledky cyklických charakteristik lze užít vztah pro tahové zkoušky (41). Zde musí být desetinásobek průměrné velikosti zrna E_v menší, než nejmenší příčný rozměr tělesa tloušťky t , šířky w nebo průměru d [50].

$$10 \cdot E_v \leq t; w; d \quad (41)$$

Průměrná velikost zrna byla stanovena v souladu s normou ASTM E112 [84]. Měření velikosti zrna v těchto případech nelze provádět přímo. Proto se odhad provádí na základě lineárních řezů. Metalografická příprava vzorků obsahuje řezání, broušení, leštění a následné leptání materiálu a nikterak se nevymyká běžným postupům. Pro kvalifikovaný odhad velikosti průměrného zrna byla použita metoda využívající 1D řezy, dle Heyna, kde na již pořízeném metalografickém snímku byl proveden výběr pravoúhlé oblasti a následně se nakreslil systém rovnoběžných úseček o známé délce L . Na základě znalosti, kolik každá z těchto úseček protнула zrn, parametr n_z , se dále stanovil počet tětív na jednotku délky N_L , viz vztah (42) [84].

$$N_L = \frac{n_z - 1}{L} \quad (42)$$

Průměrná velikost zrna E_v byla stanovena na základě vztahu (43).

$$\frac{1}{E_v} = 0,566 \cdot N_L^3 \quad (43)$$

Na základě výše uvedených vztahů (42) a (43) byly získány odhady průměrných velikostí zrna E_v pro oceli 22Cr a 34Cr. Výsledky jsou shrnuty v **Tab. 3-5**.

Tab. 3-5 Průměrná velikost zrna stanovena na základě lineárního řezu v souladu s ASTM E112

Průměrná velikost zrna	Lokace	μm	G
Ocel 22Cr	Okraj	68,5	4,5
	Střed	70,3	4,5
Ocel 34Cr	Okraj	24,5	7,5
	Střed	25,0	7,5

Dosazením do vztahu (41) lze stanovit doporučený minimální rozměr zkušebních těles obou ocelí a to tak, že jakýkoliv příčný rozměr nesmí být menší než 0,25 mm v případě oceli 22Cr a 0,7 mm v případě oceli 34Cr.

3.3 Návrh zkušebních těles

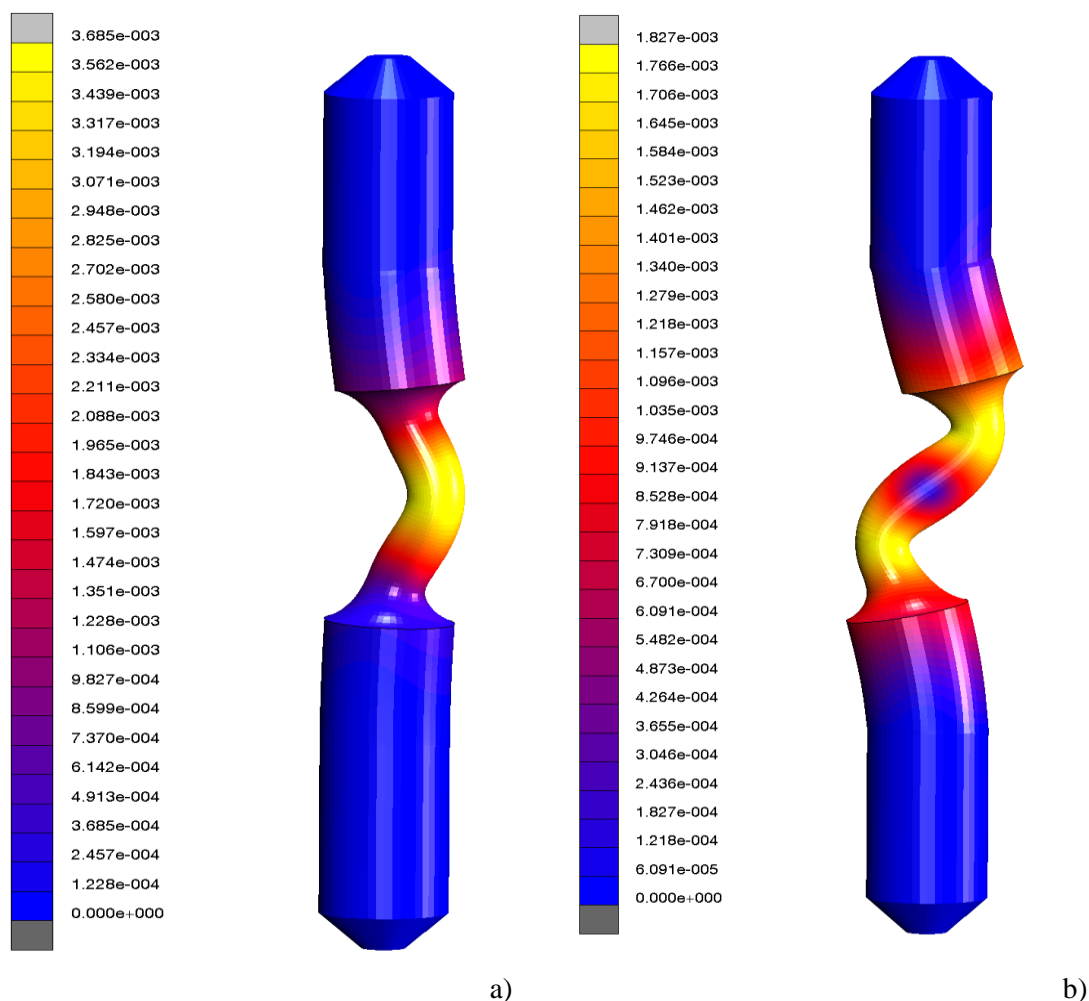
Návrh standardních těles pro zkoušky NCÚ a VCÚ s $d_0 \geq 3$ mm byl proveden v souladu s normou ASTM E606 [32]. Miniaturizovaná tělesa s d_0 menším než 3 mm jsou již mimo rámec doporučení uváděných ve výše zmíněné normě.

3.3.1 Návrh aktivní části těles NCÚ

Tělesa pro zkoušky NCÚ byla navržena s ohledem na vzpěrnou stabilitu při zatěžování během tlakového půlcyklu. Největší vliv na stabilitu má velikost paralelní délky L_N v relaci k průměru d_0 . Paralelní délka byla navržena a optimalizována s ohledem na fyzické proporce používaného

průtahoměru a současně s ohledem na namáhání tělesa na vzpěr. Prostor pro umístění průtahoměru na zkušební těleso si žádá maximální možný povolený rozměr L_N v tolerancích $3d_0+d_0$ a naopak vzpěrná stabilita vyžaduje návrh rozměru L_N v jeho minimálním rozměru $3d_0-d_0$. Vhodnou konstrukcí těles, průtahoměru a volbou zkušebního stroje bude docíleno minimalizace přídavnému namáhání, a tím ovlivnění výsledků zkoušek.

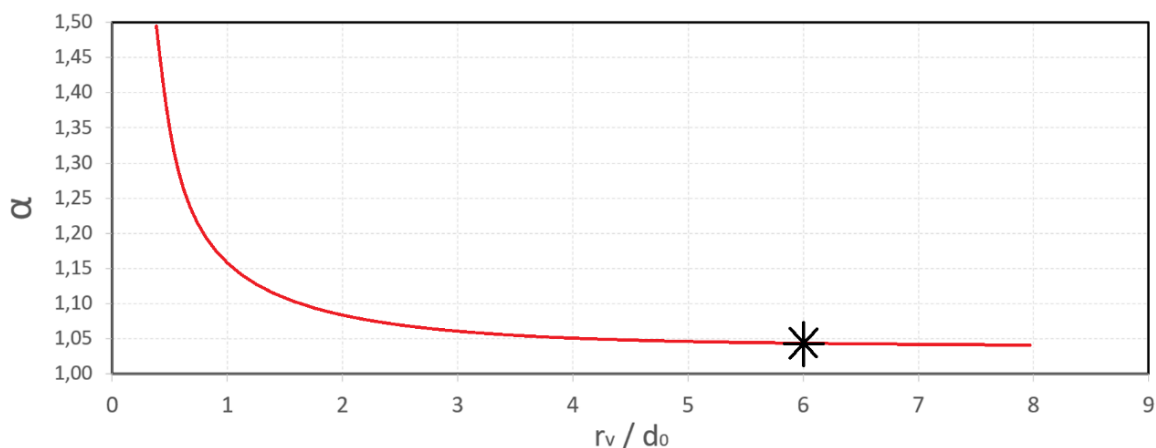
Překročením vzpěrné stability dojde k již viditelnému vybočení zkušebního tělesa při prostém tlaku, viz příklad vybočení tvaru „C“ **Obr. 3-12a** a tvaru „S“ **Obr. 3-12b**, a zlomu v rostoucím trendu jeho napěťové odezvy. V těchto případech jsou zkoušky vyloučeny z platného souboru hodnot, aby nedošlo k ovlivnění výsledků cyklických parametrů zkoušek NCÚ.



Obr. 3-12 Možné typy vybočení zkušební vzorku v důsledku působení prostého tlak

3.3.2 Návrh aktivní části těles VCÚ

Tělesa určená pro zkoušky VCÚ byla navržena a analyzována s cílem minimalizovat vliv součinitele tvaru α (26). V rámci tolerancí uvedených v ASTM E606, bylo možné zvolit poloměr zkušební části těles r_v v rámci tolerance $6d_0-2d_0$. Analyticky bylo zjištěno, že součinitel tvaru odpovídá hodnotě $\alpha = 1,04$ při zvoleném poměru $r_v/d_0 = 6$ a s rostoucí hodnotou, v rámci uvedených tolerancí, se součinitel mění jen nepatrně, viz **Obr. 3-13** z literatury [85]. Zatěžování těles probíhá v oblastech elastických deformací. Spolu se zvolenou proměnnou geometrií je namáhání těles na vzpěr zanedbatelné a není dále uvažováno.



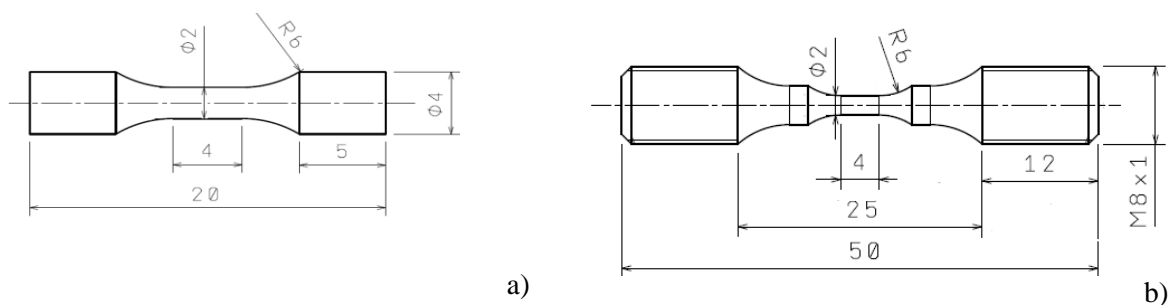
Obr. 3-13 Stanovení součinitele tvaru pro známý poměr $r/d = 6$ [85]

3.3.3 Návrh celkové geometrie těles NCÚ a VCÚ

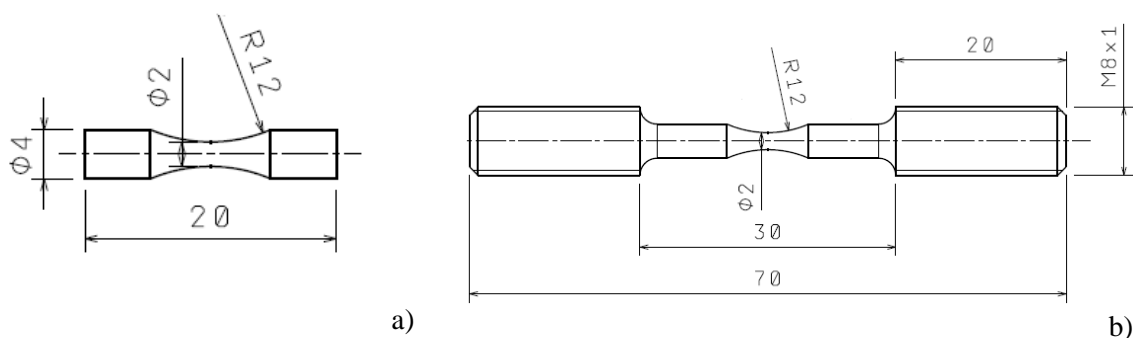
Návrh geometrie standardních těles byl proveden na základě výše uvedených standardů. Miniaturizace těles proběhla s respektem k proporcionalitě těchto standardních těles tak, aby nově navržená geometrie minimalizovala dopad na výsledky zkoušek NCÚ a VCÚ. Dále byla provedena optimalizace celkového tvaru miniaturizovaných těles vyhovující výrobě z BST. Návrh těles bez závitových hlav vyrobených z BST, **Obr. 3-14a** a **Obr. 3-15a**, dále umožňuje použít minimální rozměr zkušebních hlav odpovídající tloušťce odebraného polotovaru, viz **kap. 2.8**, a to 4 mm. Tím lze dle vztahu (44) získat maximální možný průměr aktivní části $d_0 = 2$ mm.

$$D = 2d_0 \quad (44)$$

Užitím maximálního možného průměru aktivní části 2 mm se zvyšuje vypovídající hodnota zkoušek NCÚ a VCÚ následkem snížení citlivosti na lokální proměnné vlastnosti objemového materiálu, viz **kap. 2.5.1**. Tělesa určená pro výrobu z BST, **Obr. 3-14a**, byla v rámci této práce vyrobena pouze pro zkoušky NCÚ, kde dochází k výraznému plastickému přetvoření těles, a tudíž zde hraje významnou roli namáhání na vzpěr. Proto byla tato geometrie experimentálně ověřena. Veškerá tělesa pro zkoušky NCÚ a VCÚ byla navržena pro symetrické periodické namáhání $R = -1$. Geometrie navržených těles se standardním upnutím s miniaturní aktivní částí jsou znázorněny na **Obr. 3-14b** a **Obr. 3-15b** a standardní tělesa jsou uvedena na **Obr. 3-17**. Geometrie miniaturních vzorků, viz **Obr. 3-15a**, zde byla pouze navržena a nebyla experimentálně ověřována, neboť charakter zkoušek VCÚ nevyžaduje zvýšené požadavky na namáhání na vzpěr, viz **kap. 3.3.2**. Výsledky získané na těchto vzorcích jsou srovnatelné s výsledky zkoušek na vzorcích **Obr. 3-15b**, jak bylo interně ověřeno pro jiné experimentální materiály.



Obr. 3-14 Optimalizované zkušební těleso pro NCÚ (a) bez závitových hlav z BST a (b) pro NCÚ se závitovými hlavami

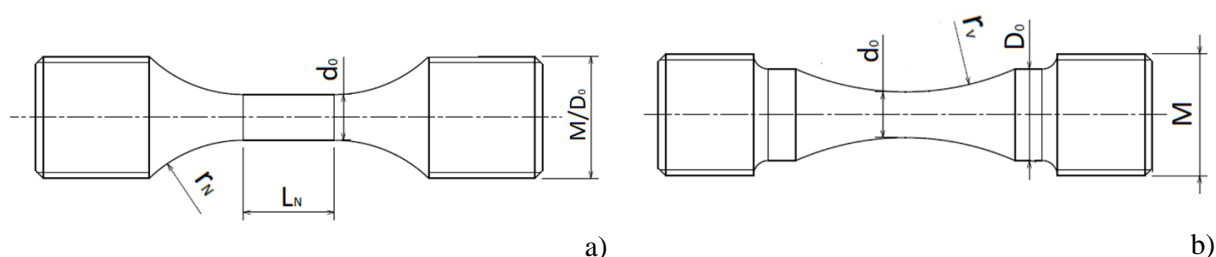


Obr. 3-15 Optimalizované zkušební těleso pro VCÚ (a) bez závitových hlav z BST a (b) pro VCÚ se závitovými hlavami

Portfolio zkušebních těles zahrnuje průměry d_0 2, 4, 8 a 12 mm. Jednoznačná identifikace navržených geometrií těles je uvedena v **Tab. 3-6** a na **Obr. 3-16**.

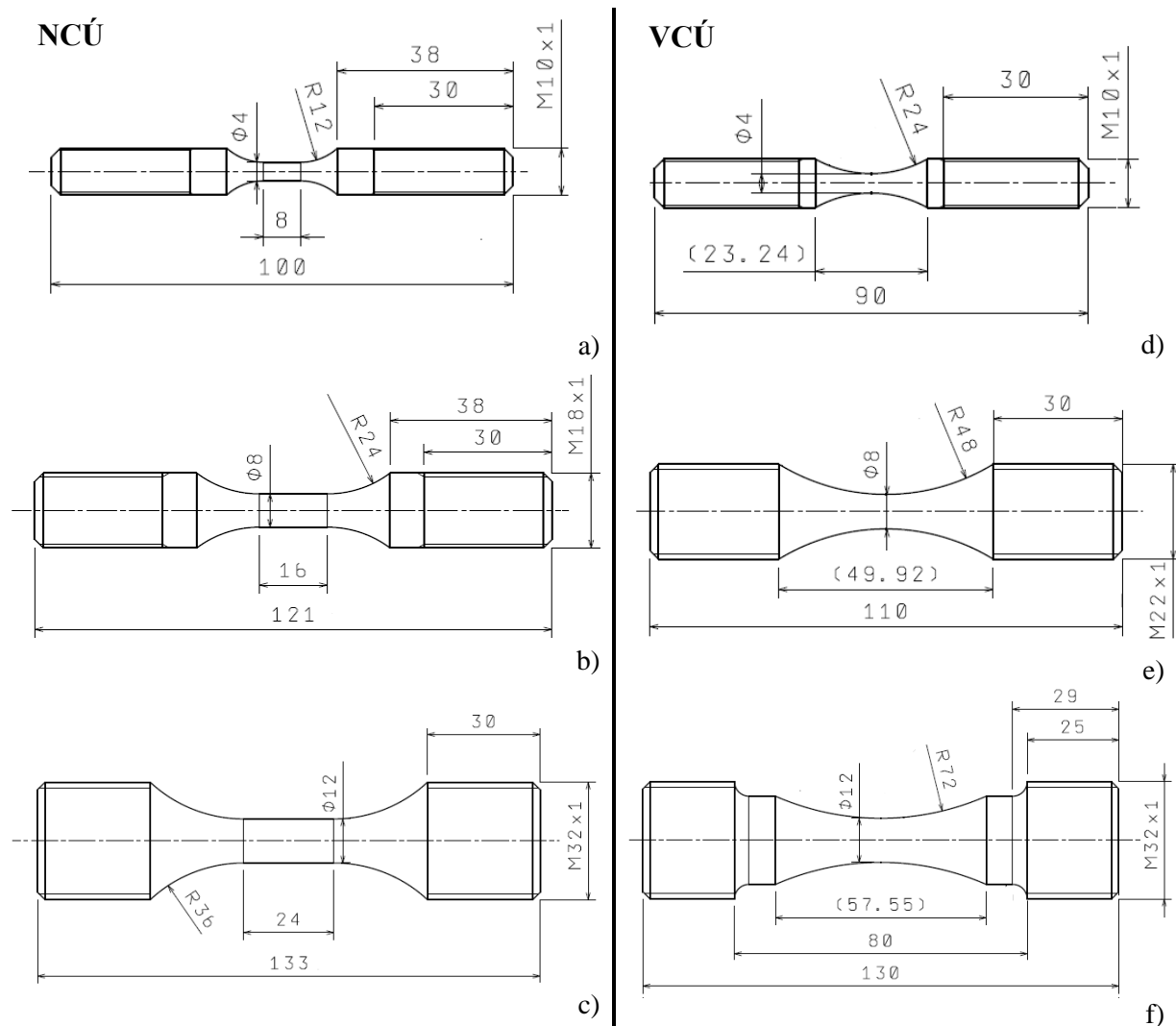
Tab. 3-6 Návrhová tabulka unikátního značení zkušebních těles pro NCÚ a VCÚ v souladu s ASTM E606

NCÚ	VCÚ	d_0 mm	M	r_v mm	r_N mm	L_N mm	D mm
$d_0_L_N_M_r_N$	$d_0_M_r_v$	2	8	12	6	4	4
		4	10	24	12	8	8
		8	(18) 22	48	24	16	16
		12	32	72	36	24	24
$d_0_L_N_r_N_BST$	-	2	-	12	6	4	4



Obr. 3-16 Značení rozměrů zkušebních těles NCÚ (a) a VCÚ (b)

Pro níže uvedené průměry 4, 8 a 12 mm byly navrženy upínací hlavy s metrickým závitem M o stoupání 1 mm. Dále byly navrženy přechodové rádiusy r_N mezi upínacími hlavami a zkušební částí v případě NCÚ, nebo rádius r_v zkušební části vzorku v případě VCÚ. Návrhy geometrií zkušebních těles NCÚ a VCÚ jsou uvedeny na **Obr. 3-17**. Zkušební tělesa pro zkoušky NCÚ jsou vyobrazeny na **Obr. 3-17a, b, c**, a pro zkoušky VCÚ na **Obr. 3-17d, e, f**.



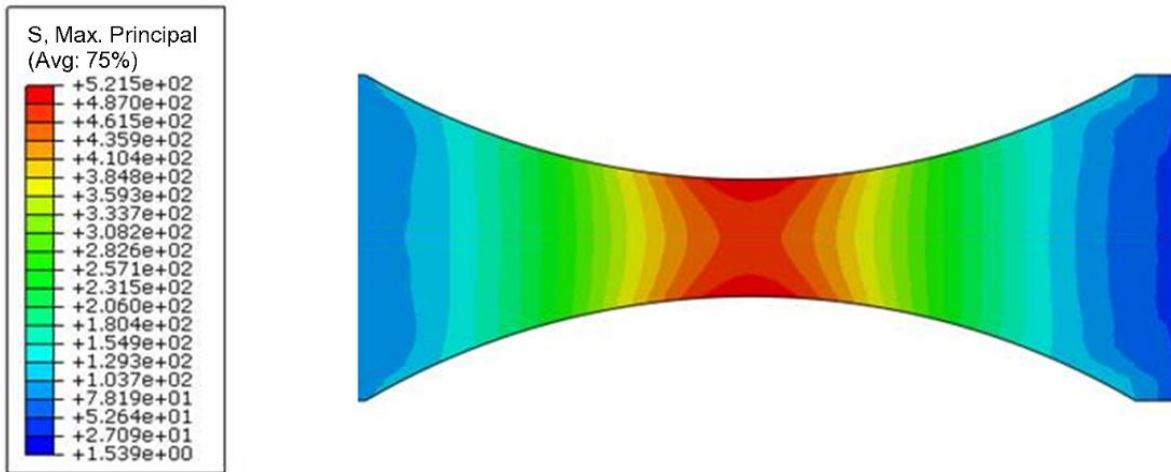
Obr. 3-17 Geometrie standardních zkušebních těles o $d_0 \geq 3$ mm

3.3.4 Stanovení součinitele tvaru těles VCÚ

Cílem bylo ověřit předběžně navržený součinitel tvaru, viz kap. 2.4.2, zkušebních těles, který byl porovnán s výsledky získaných na základě numerické (MKP) a optické metody (DIC). Současně toto měření umožnilo verifikovat výsledky metody DIC. Výsledky součinitele tvaru α byly získány na základě napěťové analýzy s využitím MKP a deformační analýzy pomocí DIC v rámci elastických deformací.

Stanovení součinitele tvaru těles VCÚ pomocí MKP

Pro napěťovou analýzu rozměrově proporcionálních tyčí s proměnným průřezem byl použit výpočetní program ABAQUS. Elastická úloha byla řešena jako 2D axisymmetric (řez). Na **Obr. 3-18** je provedena napěťová analýza MKP platná pro výše zmíněná proporcionální tělesa zatížená nominálním napětím σ_{nom} 500 MPa. Velikost elementu byla zvolena 2,5 μm a Youngův modul pružnosti 207 GPa byl získán na základě výsledků tahových zkoušek materiálu 34Cr uvedených v **Tab. 3-10**.



Obr. 3-18 Napěťová analýza (MKP) těles s proměnným průřezem pro zkoušky VCÚ

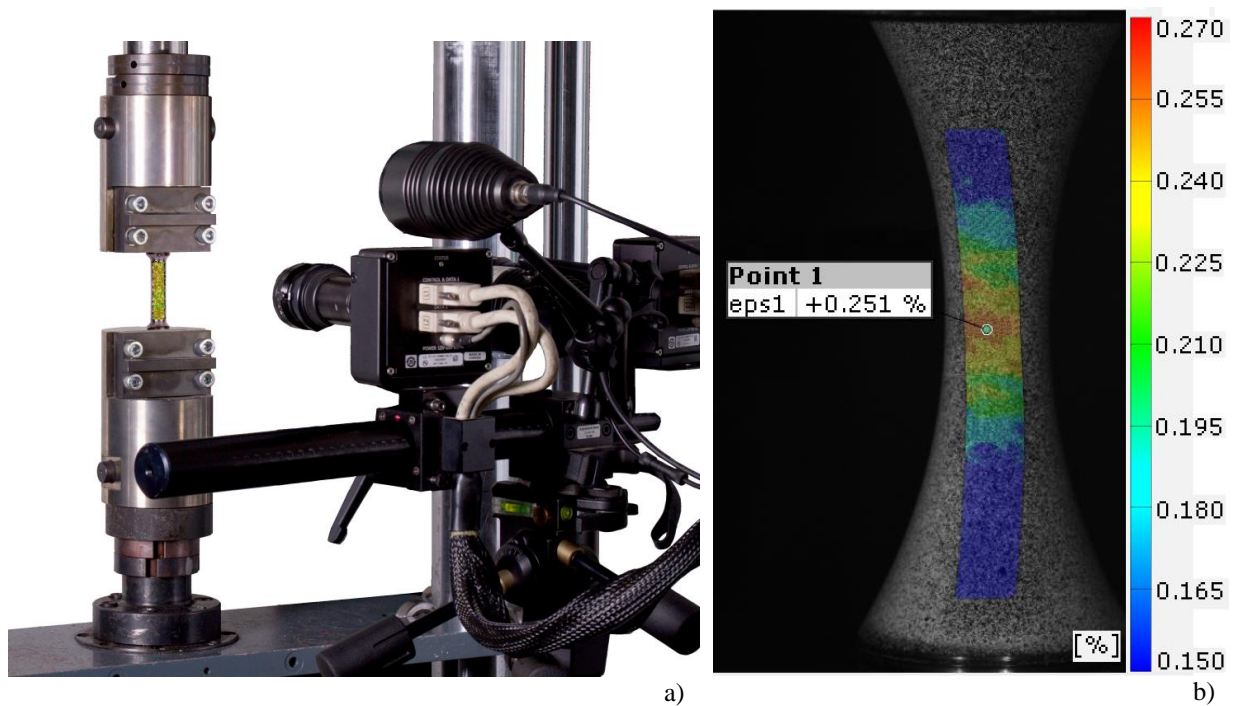
Z výše uvedené barevné škály lze odečíst maximální dosažené napětí σ_{\max} 521,5 MPa v místě zúžení a stanovit tak odpovídající součinitel tvaru $\alpha = 1,04$. Tento součinitel je totožný v porovnání s analyticky získaným, viz **Obr. 3-13**.

Stanovení součinitele tvaru těles VCÚ pomocí DIC

Měření deformačního pole předcházela kalibrace 3D systému ARAMIS pro daný měřicí objem s využitím příslušné velikosti kalibrační destičky a úprava povrchu zkušebního tělesa. Ta spočívala v celoplošném nástřiku základní bílé barvy a bodové aplikaci kontrastní barvy, která byla nanesena po zaschnutí základní vrstvy. Takto vytvořený kontrastní nástřík musí reflektovat požadavky kladené pro konkrétní měřený objem. Před samotnou úpravou povrchu byl změřen a zaznamenán průměr aktivní části vzorku pro výpočet nominálního napětí.

Protože součinitel tvaru je závislý na geometrickém tvaru vrubu, tvaru průřezu tělesa a charakteru zatěžování a není závislý na materiálu, bylo měření provedeno pouze pro materiál 34Cr. Měření na základě DIC metody probíhalo v sestavě umožňující měření kruhových těles s použitím 3D konfigurace. Zkušební tyč materiálu byla vždy předzatížena v oblasti pružných deformací, přičemž v průběhu zatížení a odlehčení byl pořízen kontinuální záznam. Snímky byly následně vyhodnoceny pomocí plošné deformační analýzy na základě DIC metody. Takto byla získána informace o distribuci napětí v okolí vrubu a jeho maximální hodnota.

Zkušební sestava je znázorněna na **Obr. 3-19a**. Pro deformační analýzu zatěžovaných vzorků byl použit systém ARAMIS v6.3 [59]. Vizualizace výpočtů je provedena pomocí hlavní inženýrské deformace ϵ_I , viz **Obr. 3-19b**, a výpočet příslušného napětí je proveden na základě znalosti Youngova modulu pružnosti v tahu E .



Obr. 3-19 Měření deformace tělesa proměnného průřezu s využitím DIC

Průběh hlavní deformace ε_I v korelaci s nominálním napětím je vykresleno v grafu na **Obr. 3-19c**. Deformační analýza na povrchu zkušebního tělesa vykazuje po zatížení předpokládanou deformaci podél osy rotace vzorku s koncentrací uprostřed délky tělesa. Snímek **Obr. 3-19b** odpovídá času 375s odečtenému z grafu na **Obr. 3-19c**. Ze snímku je dále patrné, že těleso bylo pozvolna zatěžováno až na 500 MPa nominálního napětí σ_{nom} se 100 sekundovou prodlevou na tomto zatížení. Tomuto zatížení odpovídá naměřená deformace $\varepsilon_I = 0,251 \%$ v nejmenším průřezu tělesa. Ze znalosti modulu pružnosti E materiálu a naměřené deformace ε_I pomocí DIC systému lze dle vztahu (1) získat hodnotu maximálního napětí σ_{max} v oblasti nejmenšího průřezu zkušebního tělesa. Dosazením napětí σ_{nom} a σ_{max} do vztahu (26) byla získána koncentrace napětí $\alpha = 1,039$, viz **Tab. 3-7**. Výsledky MKP analýzy a DIC měření jsou ve velmi dobré shodě.

Tab. 3-7 Analýza koncentrace napětí vzorku s proměnným průřezem pomocí metody DIC v závislosti na změně Youngova modulu E

Metoda	σ_{nom} MPa	ε_I %	E GPa	σ_{max} MPa	α -
DIC	500	0,251	207	519,57	1,039

3.3.5 Měření drsnosti povrchu těles VCÚ

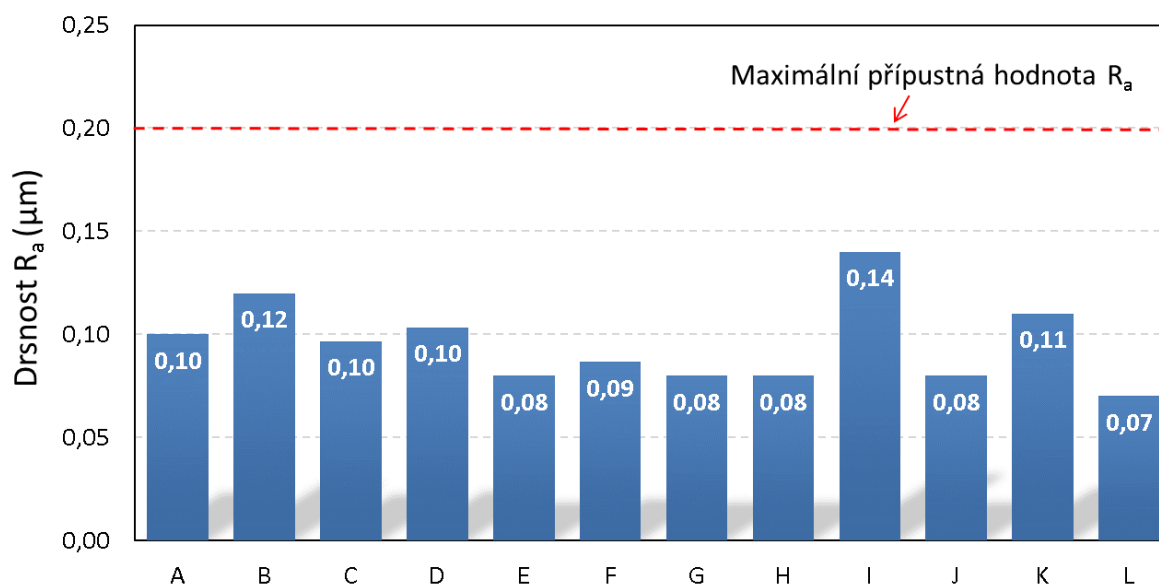
Měření drsnosti povrchu bylo provedeno pouze na jedné sadě zkušebních těles VCÚ za účelem ověření použitého výrobního postupu, který musí respektovat určitý stupeň jakosti jejich povrchu. Jakost povrchu je jedním z nejvýznamnějších faktorů ovlivňující výsledky měření meze únavy σ_c , viz **kap. 2.4.4**. Pro výrobu veškerých vzorků byl použit shodný technologický postup i zařízení.

Zkušební tělesa byla vyrobena na jedno upnutí v obráběcím centru tak, aby bylo dosaženo předepsaných rozměrových a geometrických tolerancí. V případě těles určených pro zkoušky NCÚ a VCÚ následovalo mechanické leštění povrchu tak, aby bylo dosaženo průměrné aritmetické odchylky profilu $R_a \leq 0,4$ v případě ČSN 42 0363 [33], respektive $\leq 0,2$ v souladu s ASTM E 606 [32] nebo alternativně BS EN 6072 [86]. Hodnot $R_a \leq 0,2$ nelze dosáhnout konvenčními technologiemi třískového obrábění, proto je potřeba povrch tělesa brousit a následně leštit. V průběhu procesu leštění bylo nutné intenzivní chlazení, aby nedocházelo k přehřívání povrchu materiálu a následnému vzniku mikrotrhlin, nebo tepelnému ovlivnění.

Měření drsnosti povrchu bylo provedeno pouze na sadě 12 kusů referenčních těles s označením d8_M22_r48 materiálu 22Cr pro zkoušky VCÚ. Měření probíhalo za pomoci profilometru Mitutoyo série SJ-400 s rozlišením $0,000125 \mu\text{m}$, a to podél symetrály zkušebního tělesa. V rámci měření byla provedena 3 opakování před a po leštění. Výchozí stav povrchu odpovídal jemnému soustružení ($R_a = 0,4 \div 1,6$) s průměrnou hodnotou $R_a = 1,29 \pm 0,19 \mu\text{m}$. Výsledky z měření drsnosti po leštění jsou shrnuty v **Tab. 3-8**. Přehledné grafické vyjádření aritmetické odchylky profilu je provedeno v histogramu na **Obr. 3-20**.

Tab. 3-8 Měření drsnosti podél osy symetrie zkušebních tyčí d8 pro zkoušky VCÚ

	Měření/Vzorek	Leštění											
		A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L
Drsnost R_a	měření 1	0,11	0,11	0,08	0,12	0,09	0,07	0,07	0,10	0,14	0,08	0,11	0,07
	měření 2	0,10	0,13	0,08	0,09	0,07	0,10	0,09	0,07	0,13	0,09	0,10	0,06
	měření 3	0,09	0,12	0,13	0,10	0,08	0,09	0,08	0,07	0,15	0,07	0,12	0,08
	R_a průměr [μm]	0,10	0,12	0,10	0,10	0,08	0,09	0,08	0,08	0,14	0,08	0,11	0,07
Drsnost R_z	měření 1	1,00	1,20	0,50	1,30	1,00	0,50	0,50	1,20	2,10	0,70	1,10	0,90
	měření 2	1,00	1,10	0,50	1,10	0,50	0,60	0,80	0,50	1,85	0,65	1,15	1,05
	měření 3	0,70	1,20	1,60	1,10	0,70	0,80	1,00	0,70	2,35	0,75	1,05	0,8
	R_z průměr [μm]	0,90	1,17	0,87	1,17	0,73	0,63	0,77	0,80	2,10	0,70	1,10	0,90
Drsnost R_t	měření 1	1,40	2,20	0,60	2,00	1,70	0,60	0,60	2,50	2,90	0,90	1,50	1,50
	měření 2	2,40	1,40	0,60	1,80	0,60	0,80	0,90	0,70	2,95	0,85	1,70	1,30
	měření 3	1,10	2,10	2,20	1,80	1,10	1,40	1,30	0,90	2,85	0,95	1,30	1,70
	R_t průměr [μm]	1,63	1,90	1,13	1,87	1,13	0,93	0,93	1,37	2,90	0,90	1,50	1,50



Obr. 3-20 Výsledky měření aritmetické odchylky R_a pro sadu referenčních těles s označením d8_M22_r48

Z výsledků je patrné, že kvalita povrchu leštěných zkušebních tyčí splňuje předepsaná doporučení výše zmíněných norem s průměrnou aritmetickou hodnotou $R_a = 0,10 \pm 0,0195 \mu\text{m}$.

Tab. 3-9 Průměrná hodnota R_a z 12 měření

Průměrná aritmetická odchylka profilu R_a (μm)	0,10
SD	$\pm 0,0195$

3.4 Zkouška tahem

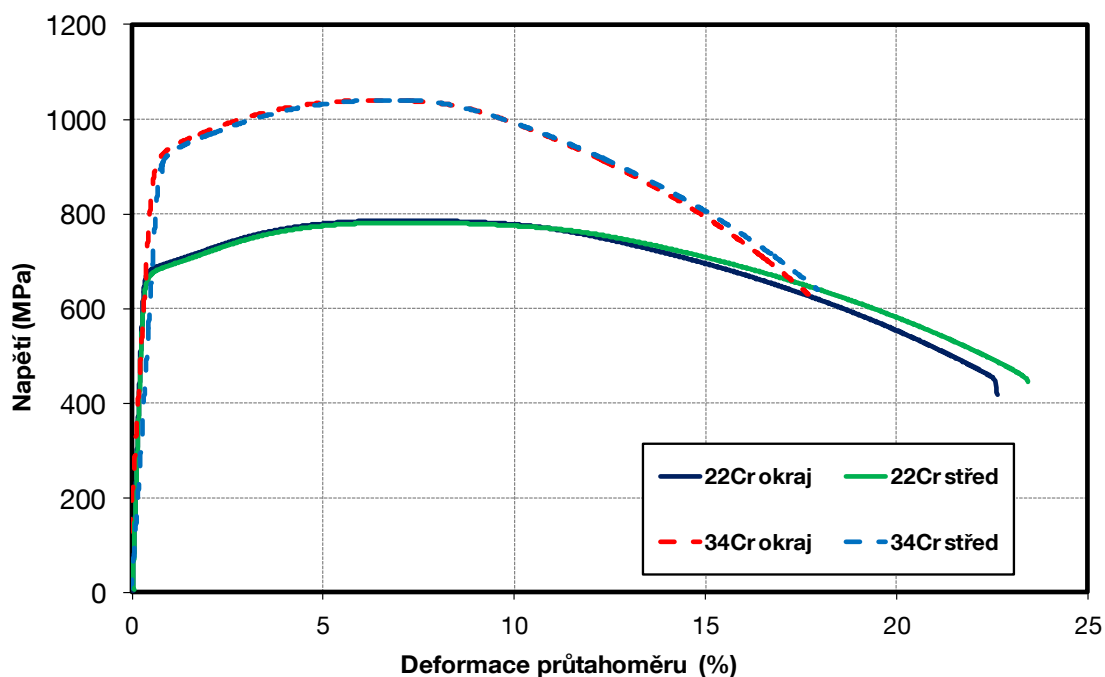
Byly provedeny quasi-statické tahové zkoušky za pokojové teploty dle technické normy ČSN EN ISO 6892-1: Kovové materiály – Zkoušení tahem – Část 1, Zkušební metoda za pokojové teploty [10].

Zkoušky tahem ocelí 22Cr a 34Cr byly provedeny na elektromechanickém zkušebním stroji ZWICK Roell s kapacitou 250 kN. Měření podélné deformace bylo provedeno kontaktním snímačem MTS 634 s bází 25 mm. Jednoznačně identifikovatelné zkušební vzorky se závitem byly nejprve označeny příslušnou počáteční měřenou délkou L_0 v rámci zkušební části vzorku L_c o délce 60 mm, ze které se následně stanovuje tažnost A_5 . Následně byly změřeny a zapsány charakteristické rozměry vzorků. Zkušební rychlost byla stanovena na hodnotu 3 mm/min tak, aby bylo dosaženo deformační rychlosti nižší než $0,001\text{s}^{-1}$ a splnila se tak nutná podmínka pro quasi-statické zkoušky v tahu. Při svírání hydraulických čelistí zkušebního stroje byla udržována nulová síla, tak aby nedošlo během upínání k zplastizování zkušebního vzoru. Až posléze se umístil kontaktní snímač podélné deformace na zkušební těleso a test byl spuštěn. Po testu byl vzorek vyjmut a byly získány charakteristické rozměry po zkoušce. Na základě znalosti charakteristických rozměrů před a po zkoušce, včetně zkušebního záznamu, byly vyhodnoceny napěťovo-deformační charakteristiky pro 12 kusů zkušebních těles, viz **Tab. 3-10**, jako jsou E , $R_{p0,2}$, R_m , A_g , A_5 a Z . Tahové diagramy uvedené na **Obr. 3-21** reprezentují průměrné hodnoty pro danou ocel a lokalitu.

Tab. 3-10 Výsledky zkoušek tahem ocelí 22Cr a 34Cr při pokojové teplotě

Vzorek	Tepl. °C	d_0 mm	L_0 mm	E GPa	$R_{p0,2}$ MPa	R_m MPa	A_g %	A_5 %	Z %
22Cr_okraj_1	23	10,00	50,00	210,5	683,1	786,1	6,8	20,6	70,5
22Cr_okraj_2	23	10,00	50,00	209,9	676,5	785,3	6,8	20,8	70,4
22Cr_okraj_3	23	10,00	50,00	207,6	677,4	784,1	6,9	20,6	70,5
22Cr_střed_1	23	10,00	50,00	211,1	680,3	782,5	6,9	20,9	70,5
22Cr_střed_2	23	10,00	50,00	210,5	677,2	783,2	6,9	20,8	70,4
22Cr_střed_3	23	9,99	50,00	209,2	672,7	781,5	6,9	20,9	70,5
Průměr	-	-	-	209,8	677,9	783,8	6,9	20,8	70,5
SD ±	-	-	-	±1,2	±3,2	±1,6	±0,1	±0,1	±0,1
34Cr_okraj_1	23	9,98	50,00	205,3	916,4	1040,3	7,0	18,6	64,2
34Cr_okraj_2	23	10,00	50,00	206,5	915,1	1044,1	6,9	18,5	64,4
34Cr_okraj_3	23	9,99	50,00	207,3	915,3	1043,8	6,9	18,3	63,9
34Cr_střed_1	23	9,99	50,00	208,6	912,3	1050,1	6,7	18,3	63,9
34Cr_střed_2	23	10,00	50,00	206,7	914,1	1047,3	6,8	18,5	63,7
34Cr_střed_3	23	10,00	50,00	208,4	913,4	1045,5	6,7	18,4	64,2
Průměr	-	-	-	207,1	914,4	1045,2	6,8	18,4	64,1
SD ±	-	-	-	±1,4	±1,3	±3,1	±0,1	±0,1	±0,2

V případě pevnostních charakteristik je zřejmé, že ocel 34Cr nabývá vyšších pevností při současně nižší tažnosti v porovnání s ocelí 22Cr. Z **Tab. 3-10** je patrné, že rozdíly mechanických vlastností mezi okrajem a středem jsou zanedbatelné, a to v případě obou ocelí. To je velmi dobrý předpoklad k získání konzistentních výsledků únavových zkoušek nezávisle na místě odběru zkušebních vzorků. Mez pevnosti R_m z výše uvedení tabulky výsledků bude dále využita pro zkoušky NCÚ, VCÚ a pro matematickou analýzu dat s využitím KV funkce. Z výsledků Youngova modulu pružnosti v tahu E jednotlivých ocelí je zřejmé, **Tab. 3-10**, že naměřené hodnoty nenabývají většího rozptylu hodnot v rámci jednoho materiálu.



Obr. 3-21 Zprůměrované tahové křivky ocelí 22Cr a 34Cr při pokojové teplotě

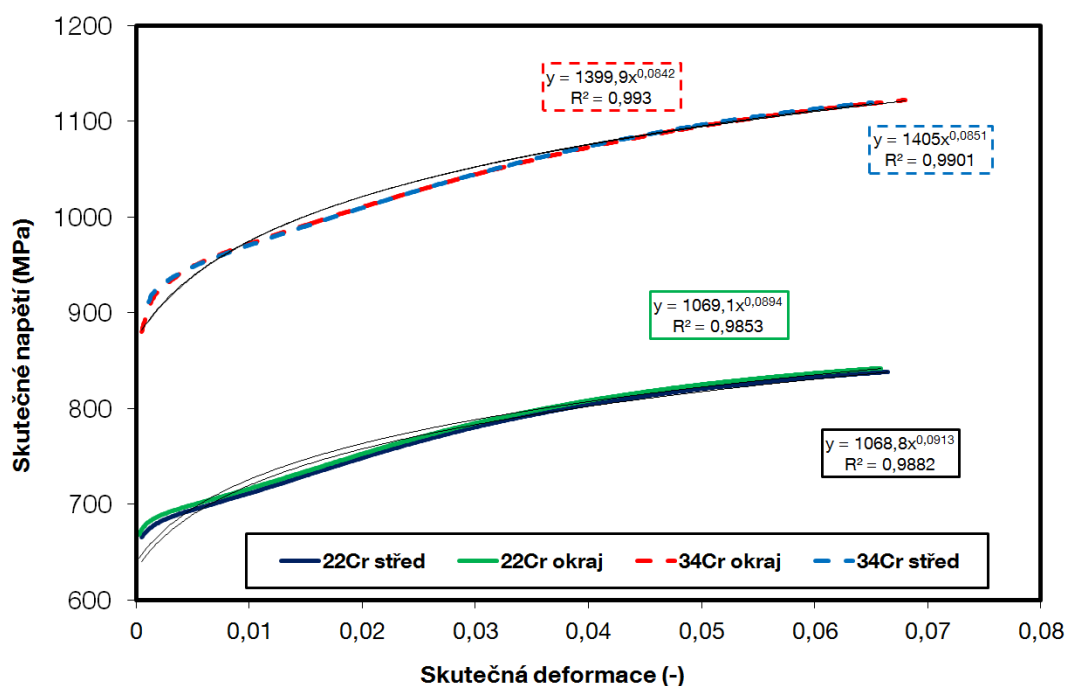
Ze zprůměrovaných tahových křivek znázorněných na **Obr. 3-21** je patrné, že oba materiály nemají výraznou mez kluzu a svým průběhem jsou si velmi podobné. To lze mimo jiné vyjádřit i poměrem meze pevnosti R_m vůči smluvní mezi kluzu R_p , který vyjadřuje míru deformačního zpevnění a který činí v případě obou ocelí hodnoty od 1,13 do 1,15. Tento parametr tak říká, že budou oba materiály cyklicky změkčovat [87]. To je velmi přínosná informace ve fázi návrhu strojních součástí bez znalosti skutečných cyklických charakteristik daného materiálu.

Určení míry monotónního zpevnění lze provést na základě zkonstruování diagramu skutečné napětí – skutečná deformace. V případě rozsáhlých deformací je možné potlačit elastickou složku a sestavit tak pouze diagram skutečného plastického přetvoření a skutečného napětí podle Hollomonova vztahu (11).

Exponent deformačního zpevnění je vyjádřen pomocí mocninné funkce pro průměrnou křivku obou materiálů a příslušné rozmezí deformací v diagramu na **Obr. 3-22**. Experimentálně zjištěné hodnoty materiálových parametrů K a n_m jsou shrnuty v **Tab. 3-11**.

Tab. 3-11 Výsledky experimentálně získaných materiálových parametrů Hollomonova vztahu (11) popisující deformační zpevnění při monotónním zatěžování

Vzorek	K MPa	n_m -	Průměr K MPa	Průměr n_m -
22Cr okraj	1069,1	0,0894	1069±0,2	0,0904±9,5e ⁻⁴
22Cr střed	1068,8	0,0913		
34Cr okraj	1399,9	0,0842	1402±2,6	0,0847±4,5e ⁻⁴
34Cr střed	1405,1	0,0851		



Obr. 3-22 Závislost skutečného napětí na skutečné deformaci pro odhad parametrů deformačního zpevnění

3.5 Zkoušení únavy

Cyklické zkoušky NCÚ a VCU jsou zatěžovány a vyhodnocovány dle příslušných standardů při pokojové teplotě s asymetrií cyklu $R = -1$ s harmonickým sinusovým průběhem.

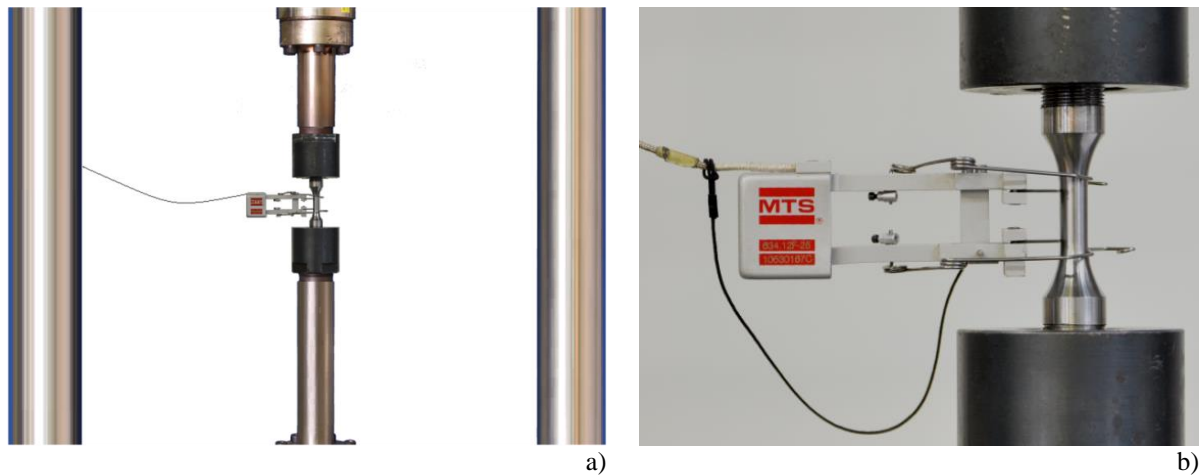
V případě cyklických zkoušek NCÚ a VCU dle ASTM E606 [32] je žádoucí použít zkušební sestavy, jejichž podíl na přídavném ohybu zkušební vzorku je menší než 5 %, třída T5 (ohybový moment stroje β_{mc} do 5 %). Z tohoto důvodu byla popsána metodika, **kap. 2.4.6**, která umožňuje zařadit zkušební sestavu stroje do 4 tříd přesnosti. V průběhu měření souososti zkušebních sestav bylo zkušební těleso opatřené tenzometrickými snímači opakovaně zatěžováno na hladinách průměrné osové deformace a 0, 500, 1000, 1500, 2000, -500, -1000, -1500 -2000 a 0 $\mu\epsilon$. V průběhu měření byla souosost opakovaně korigována. V rámci experimentů bylo dosaženo potřebné třídy T5 [43], viz **Tab. 2-1** s uvedenými třídami přesnosti.

3.6 Zkoušky NCÚ

Zkoušky NCÚ proběhly v režimu řízené deformace (tvrdé zatěžování) v rozmezí od 0,25 do 2 % celkové amplitudy deformace ϵ_{ac} do max. 10^5 cyklů pro oba experimentální materiály. Metodika zkoušek NCÚ vychází z československé normy ČSN 42 0363: Zkoušení kovů. Zkoušky únavy kovů. Metodika zkoušení. Zatěžování hladkých těles probíhalo při konstantní amplitudě deformace v režimu prostý tah-tlak s asymetrií cyklu $R = -1$ po celou dobu trvání zkoušky až do přetržení tělesa v neagresivním prostředí při pokojové teplotě 20 ± 10 °C. Během zatěžování byla udržována průměrná deformační rychlost $\dot{\epsilon} \approx 0,01$ s^{-1} .

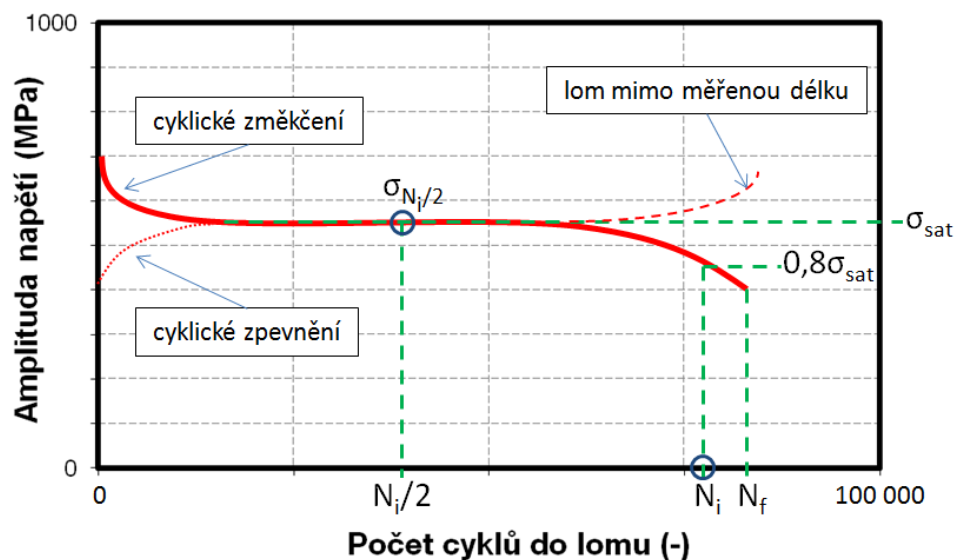
Kvůli širokému portfoliu geometrií zkušebních těles byly vzorky testovány na třech zkušebních strojích tak, aby stroje poskytly dostatečnou citlivost snímačů při zachování tuhosti sestavy. Tyto stroje byly vybaveny buď mechanickým, nebo virtuálními průtahoměrem pro tvrdé zatěžování v rámci

NCÚ. V případě zkušebních těles o průměru 2 mm byl použit servohydraulický zkušební stroj INOVA s kapacitou 12 kN. Ten byl použit v kombinaci s virtuálním průtahoměrem v podobě DIC systému MERCURY RT v sestavě s jednou CMOS kamerou. Počáteční měřená délka průtahoměru byla zvolena 3 mm. Průměry 4 a 8 mm byly testovány na elektromechanickém zkušebním stroji MAYES s kapacitou 100 kN. Řízení osové deformace bylo provedeno pomocí mechanického průtahoměru MTS 634 s počáteční měřenou délkou 6,25, respektive 10 mm. Tělesa o průměru 12 mm byla testována na servohydraulickém zkušebním stroji MTS 810 o silové kapacitě 250 kN s využitím mechanického průtahoměru MTS 634.12F s počáteční měřenou délkou 25 mm. Zkušební sestava pro zkoušky NCÚ je zobrazena na **Obr. 3-23**.



Obr. 3-23 (a) Upnutí vzorku se závitovými hlavami do dvousloupového zkušebního stroje, (b) detail upnutí včetně umístění kontaktního průtahoměru

V průběhu testů byly získány záznamy času, síly, posuvu a průtahoměru se záznamovou frekvencí ≈ 20 Hz tak, aby záznam obsahoval minimálně 20 bodů na ucelený cyklus hysterezní smyčky v oblasti saturace. Paralelně k tomuto záznamu byl pořízen záznam extrémů v celém průběhu testů obsahující minima a maxima za daný cyklus výše uvedených kanálů, viz **Obr. 3-24**. Ze snímku je patrné, že vyhodnocení životnosti bylo prováděno při 20% poklesu ze saturované síly σ_{sat} na hodnotu $0,8 \sigma_{sat}$, čemuž odpovídá počet cyklů do iniciace N_i .



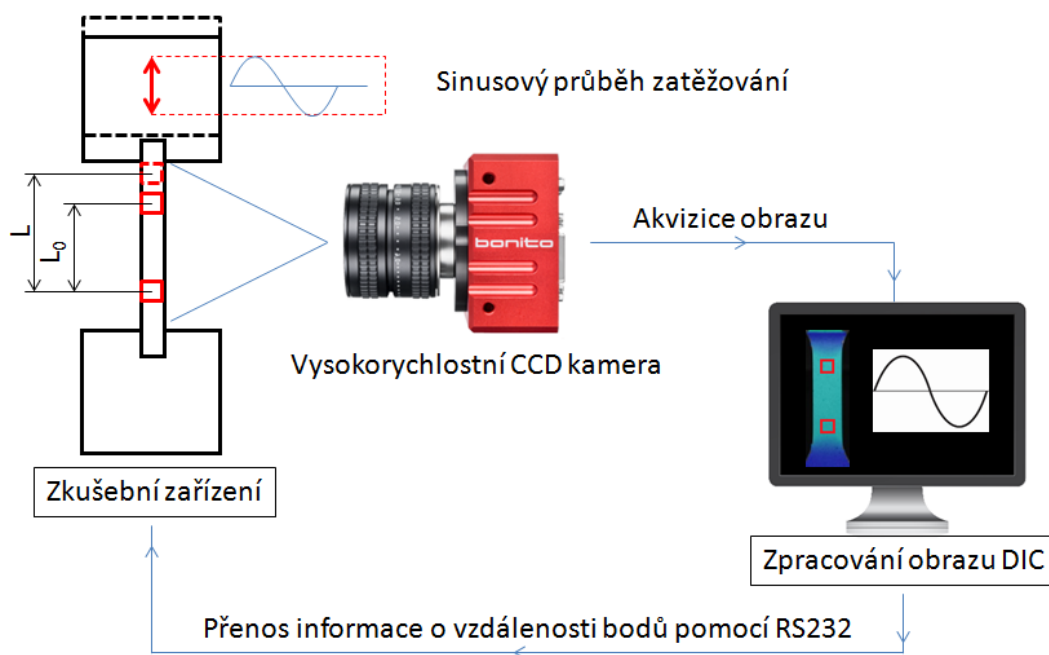
Obr. 3-24 Vyhodnocení počtu cyklů do iniciace N_i magistrálních trhlin na základě náhlého poklesu z amplitudy saturované napěťové odezvy σ_{sat} o 20 %

Veškerá další vyhodnocení, jako jsou efektivní modul pružnosti E_{eff} , počet cyklů do iniciace N_i , satureované napětí σ_{sat} , stanovení M-C křivek apod., probíhala na základě získaných údajů po každé provedené zkoušce.

Pro konstrukci M-C křivek (15) byla rozdělena amplituda celkové plastické deformace $\varepsilon_{a,c}$ na složku elastické $\varepsilon_{a,e}$ a plastické $\varepsilon_{a,p}$ deformace. M-C křivku tvoří amplituda plastické deformace $\varepsilon_{a,p}$ v závislosti na počtu půlcyklů do iniciace $2N_i$. Konstrukce cyklické deformační křivky (13) byla vždy provedena při polovině cyklů do iniciace $N_i/2$. Pro stanovení výše zmíněných výstupů byly provedeny minimálně 3 zatěžovací deformační hladiny, a to 0,8, 0,6 a 0,4 % celkové amplitudy deformace $\varepsilon_{a,c}$. Každá další deformační hladina ve směru k nižším a vyšším počtům cyklů do lomu vedla ke zpřesnění výsledků zkoušek NCÚ. Cyklické parametry byly získány na základě vztahů (13, 14, 15).

3.6.1 Návrh zkušebního řetězce pro zkoušky NCÚ mini těles

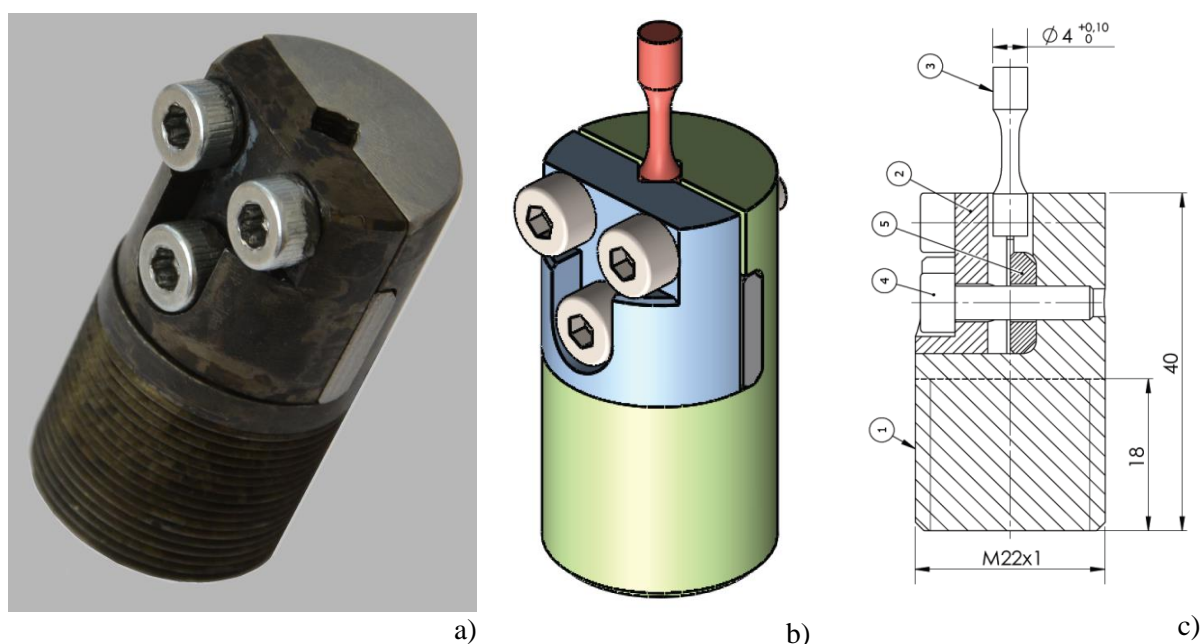
V experimentální práci bylo zvolena 2D konfigurace DIC zařízení umožňující přímou komunikaci se zkušebním strojem po sériové lince RS 232. Toto řešení přineslo výrazné zjednodušení při přenosu dat, kde odpadá nutnost dvojí kalibrace signálu v porovnání s běžnými DA a AD převodníky v rozsahu např. nejčastěji 0 až 10V. Tímto způsobem bylo získáno efektivní zpětnovazební řízení zkoušek NCÚ, které vycházelo ze zpracování velkého množství snímků o vysokém rozlišení 1100 DPI (1 bod = 0,22 μ m), které bylo možné dostatečně rychle zpracovat v reálném čase pomocí obrazové korelace. Funkční schéma zpětnovazebního řízení testů je zobrazeno na **Obr. 3-25**. Schéma nezahrnuje použití přídavných zdrojů světla a polarizačních filtrů pro zajištění stabilního řídicího zpětnovazebního signálu. DIC systém byl schopen zpracovat informace o aktuální hodnotě virtuálního průtahoměru s frekvencí 100 Hz. Tyto informace byly následně odeslány přes sériovou linku RS 232 do zkušebního zařízení k dalšímu zpracování jako vstupní signál kanálu průtahoměru. Na základě difference této aktuální pozice a příkazu byla korigována pozice pístu. Regulační smyčka zkušebního stroje INOVA disponovala frekvencí 10 kHz. Jak rychle byla tato korekce provedena, záleželo na nastavení stroje, respektive jeho PID (Proporcionální, Integrovaná a Derivační) parametrech. Tyto parametry regulátoru byly optimalizovány tak, aby řídicí signál odpovídal skutečnému signálu, a to s minimálními odchylkami.



Obr. 3-25 Schéma zpětnovazebního řízení zkoušek NCÚ pomocí virtuálního průtahoměru

Návrh a výroba zkušebních přípravků

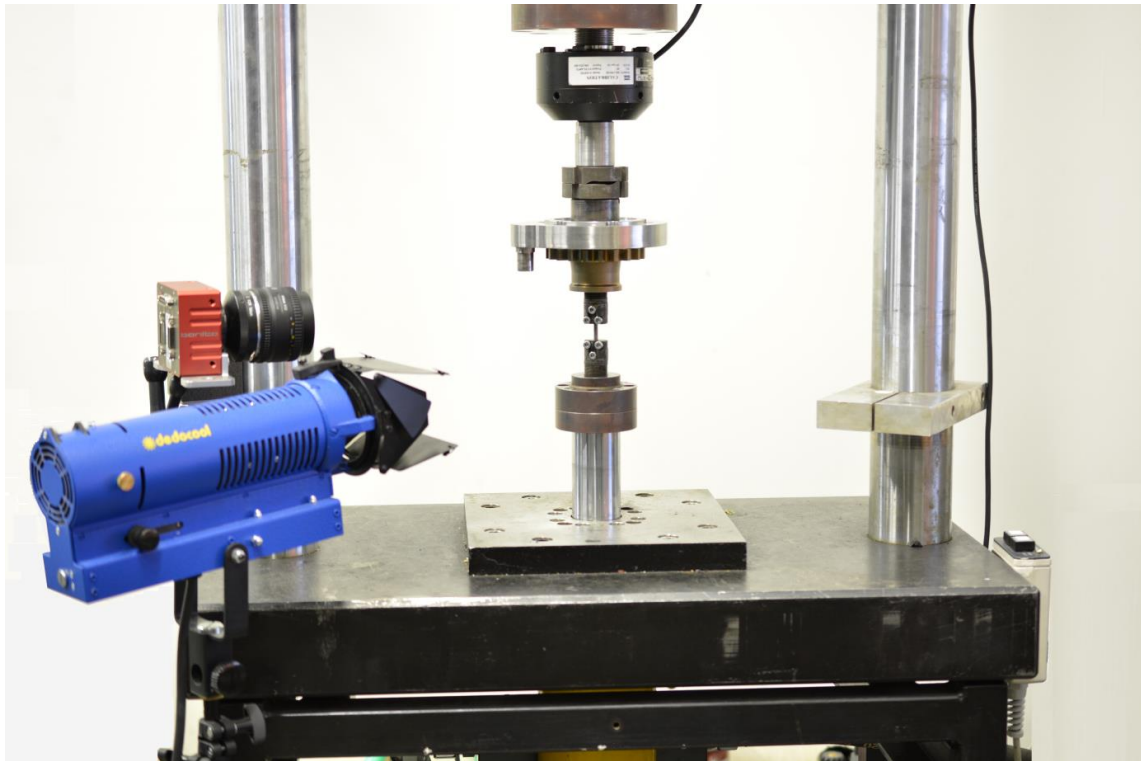
V rámci miniaturizace a možnosti využití experimentálního materiálu z BST bylo navrženo upínací zařízení (upínací čelisti), viz **Obr. 3-26a** a **Obr. 3-26b**, které zajistí spolehlivé upnutí zkušebního vzorku pro monotónní a cyklické zkoušky. Čelisti (č. 1, 2 a 5) byly navrženy pro upnutí vzorků (č. 3) kruhového průřezu s průměrem hlav 4 mm pomocí trojice šroubů (č. 4), což představuje maximální možný rozměr experimentálního polotovaru, viz **Obr. 3-26c**. Tímto způsobem lze uvažovat o užití maximálního zkušebního průměru vzorků ≥ 2 mm pro zkoušky NCÚ a VCÚ. Z tohoto důvodu byly navrženy prizmatické čelisti opatřené jemným příčným drážkovaním s axiální silovou kapacitou 6 kN.



Obr. 3-26 (a) Reálná fotografie upínacího přípravku pro miniaturizované vzorky určené pro výrobu z BST, (b) 3D model a (c) sestava

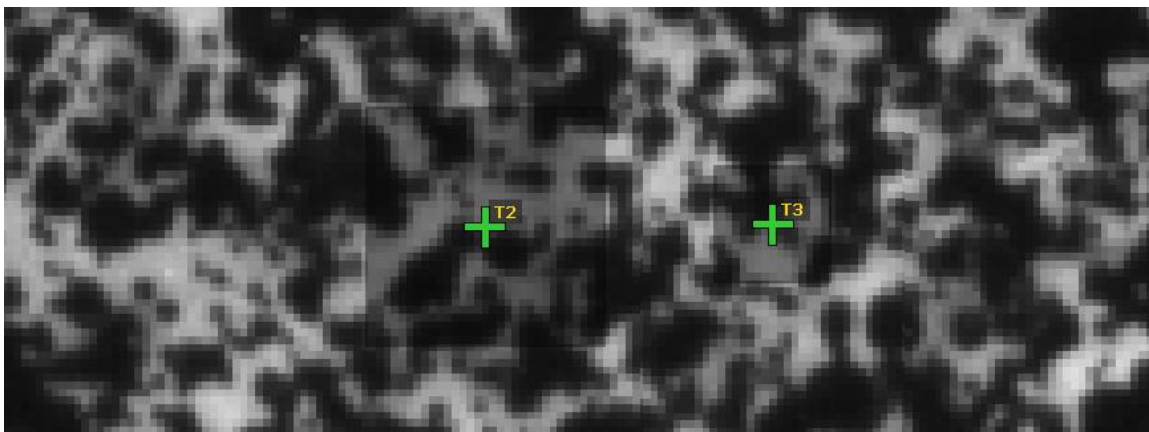
Experimentální zpětnovazební sestava pro měření NCÚ mini vzorků

Zkušební sestava pro měření NCÚ miniaturizovaných zkušebních těles se skládá z jedné monochromatické vysokorychlostní CMOS kamery BONITO CL 400 nabízející rychlost záznamu 380 fps v plném rozlišení 4M (2320 x 1726 pixelů), objektivu Nikon AF-S 40mm f/2.8G, na němž je upevněn lineární polarizátor. Osvětlení se skládá z jednoho halogenového svítidla DEDOCOOL o intenzitě osvětlení 2 000 000 luxů, před kterým je umístěn skleněný lineární polarizátor. Clona je nastavena tak, aby bylo možné získat dostatečnou hloubku ostrosti snímků a dále, aby nebylo možné ovlivnit intenzitu zpracovávaných snímků během denního a týdenního cyklu na pracovišti po dobu dlouhodobých testů. Zpracování snímků v reálném čase probíhalo v programu MERCURY RT v režimu „Run without recording“ bez ukládání snímků. Virtuální průtahoměr je reprezentován úsečkou a je umístěn v aktivní části vzorku. Výstupní veličina pro následné zpracování je relativní změna počáteční délky této úsečky. Tento parametr je nastaven v systému MERCURY RT jako výstupní a je dále přenesen do zkušebního stroje po sériové komunikační lince RS232. Servohydraulický zkušební stroj INOVA zpracovává tento signál k řízení regulace posuvu pístu. Snímek reálné zkušební sestavy pro zkoušky NCÚ na miniaturních zkušebních tělesech je uveden na **Obr. 3-27**. Sestava se skládá ze zkušebního rámu dvousloupové konstrukce, servohydraulického pístu, siloměru, upínacích „V“ čelistí pro upínací průměr 4 až 4,5 mm, zkušebního vzorku, externího zdroje světla a vysokorychlostní digitální kamery.



Obr. 3-27 Zkušební sestava pro zkoušky NCÚ za pokojové teploty řízené pomocí virtuálního průtahoměru

Vzdálenost virtuální úsečky byla vždy nastavena tak, aby se oba měřící body (fazety) nacházely v aktivní části L_N vzorku v dostatečné vzdálenosti od přechodových rádiusů r_N . Tato minimální vzdálenost bodu, respektive středu oblasti bodu, může být stanovena jako 1,5 násobek rozměru oblasti virtuálního bodu ve směru axiální deformace od vnějších hranic válcové části, viz **Obr. 3-28**. Ukázka libovolně volitelné velikosti oblastí virtuálních bodů na povrchu vzorku s naneseným kontrastním nástřikem, kde oblast T2 reprezentuje 32x32 px a T3 16x16 px. Ze snímku je dále patrné, že bylo nutné dodržovat poměr jemnosti nástřiku a velikosti fazet.

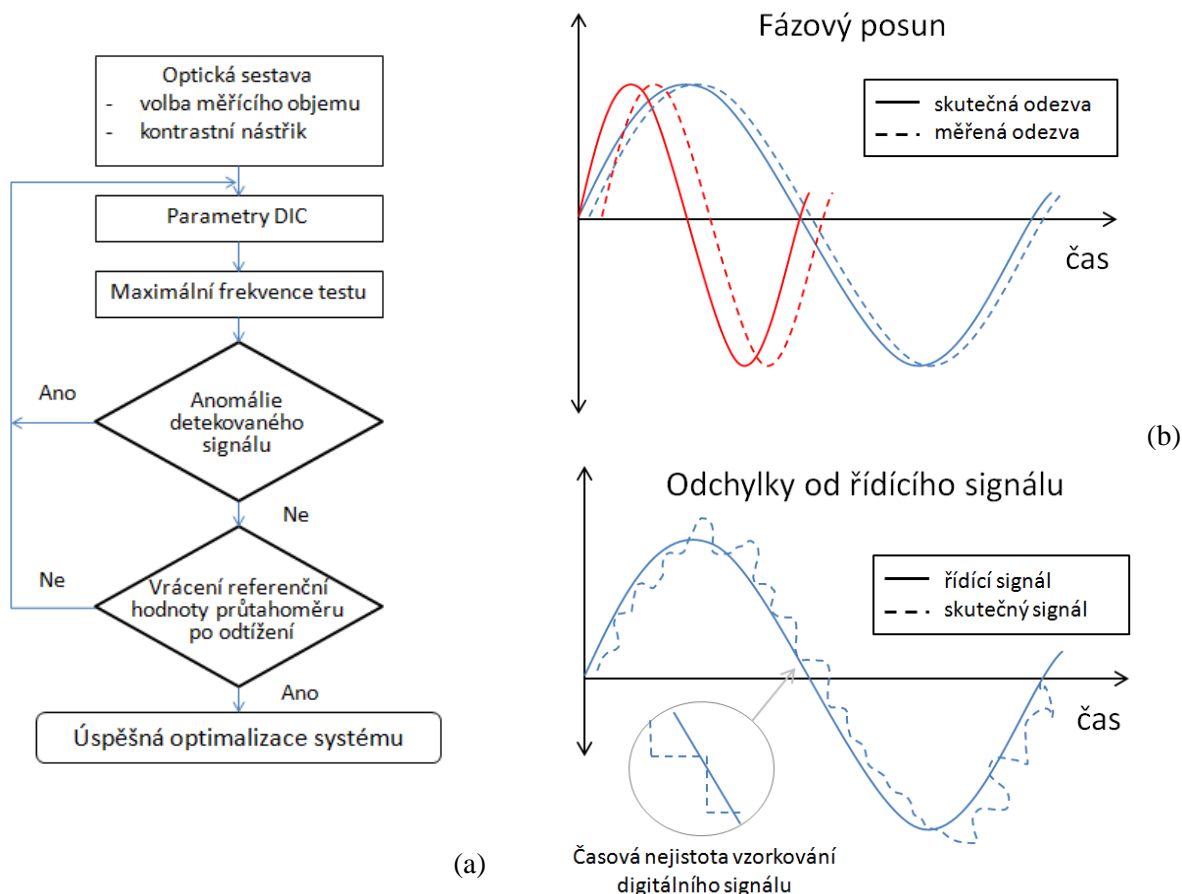


Obr. 3-28 Optimalizace velikosti oblastí virtuálního bodu

Optimalizace řídicího signálu

Při optimalizaci zkušebních podmínek, které zahrnují užití vhodného hardwarového (HW) a softwarového (SW) vybavení, bylo využito zkušebního kalibračního tělesa s podobnou nebo totožnou geometrií těles experimentálních. Kalibrační tělesa opatřená kontrastním nástřikem jsou v prvotní fázi, po nastavení zkušební sestavy, zatěžována z nulové síly v oblastech pružných deformací v měkkém

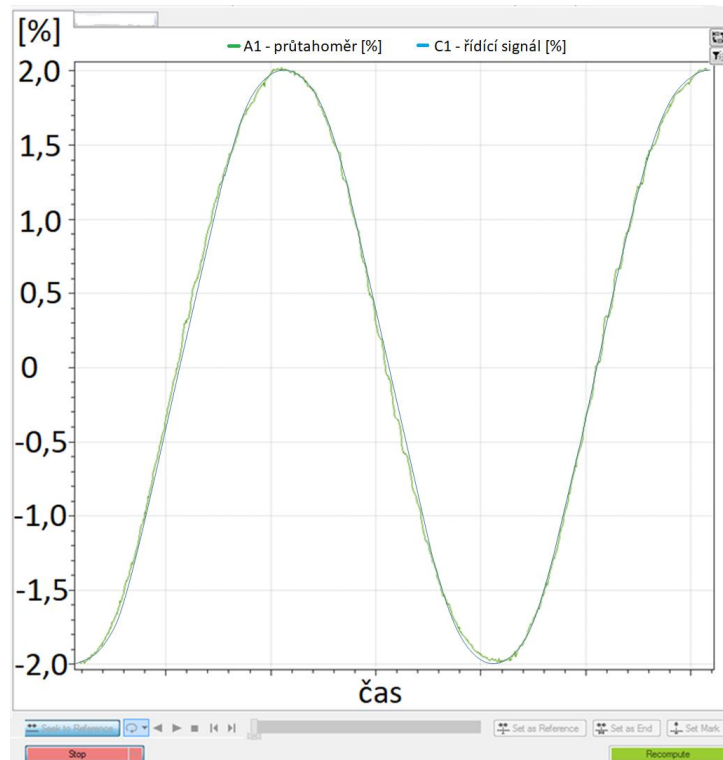
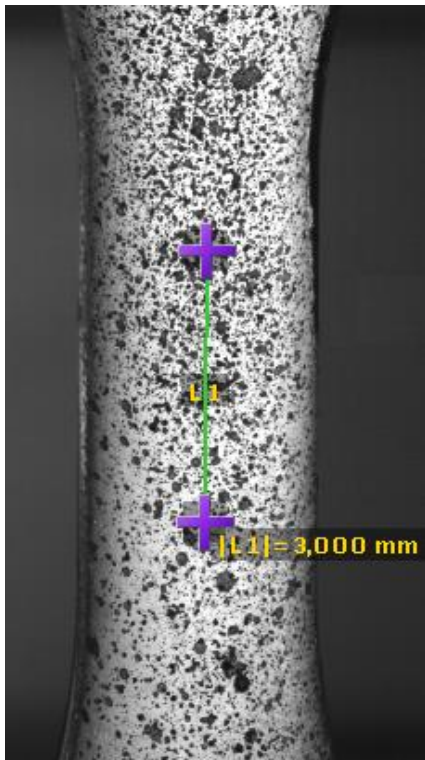
režimu, kde dochází pouze ke snímání podélné deformace virtuálním průtahoměrem. V průběhu cyklického namáhání při zvolené frekvenci testu se sleduje četnost zaznamenaných bodů v křivkách virtuálního průtahoměru při zvolené časové výdrži, které musí kopírovat průběh řídicího signálu bez projevů anomálií. Každý zatěžovací blok je následně ukončen s následným odlehčením na nulovou sílu. Vhodně zvolené nastavení lze prokázat tím, že při odlehčení po zatěžovacím bloku dojde k vrácení hodnoty virtuálního průtahoměru na počáteční z_L do L_0 , viz **Obr. 3-25** schematický postup optimalizace zkušební sestavy.



Obr. 3-29 Optimalizace zkušební sestavy virtuálního průtahoměru

Změna fázového posunu mezi skutečným a měřeným signálem je prováděna optimalizací zahrnující frekvenci testu a parametry DIC systému. Schematické znázornění fázového posunu při rozdílných testovacích frekvencích je zobrazeno na **Obr. 3-29b** vpravo nahoře. Z grafu lze odečíst, že se zvyšující se testovací frekvencí se fázový posun zvětšuje. Tento posun lze kompenzovat pomocí SW zkušebního stroje a optimalizací výpočetních časů virtuálního průtahoměru.

Správnou funkci zpětnovazebné soustavy lze nastavit pomocí PID parametrů zkušebního stroje. Ukázka funkčního reálného měření NCÚ s pomocí virtuálního průtahoměru je znázorněna na **Obr. 3-30**.



Obr. 3-30 Ukázka zpětnovazebného řízení pomocí virtuálního průtahoměru s počáteční měřenou délkou 3 mm

3.6.2 Výsledky zkoušek NCÚ

V následující kapitole je proveden výčet výsledků zkoušek NCÚ materiálů 22Cr a 34Cr s využitím konvenčních a miniaturizovaných těles. Maximálně možné zatěžování probíhalo s cílem dosáhnout 2 % podélné deformace ϵ_{ac} na všech typech navržených geometrií s průměry od 2 do 12 mm. Nedosažení této hodnoty, nebo hodnot ještě nižších, bylo dáno součtem imperfekcí a tuhosti konkrétní zkušební sestavy. Pokud došlo během zatěžování v prvotních fázích zatěžování ke zborcení zkušební vzorku, tudíž nebylo možné získat saturované hodnoty hysterezních smyček, nebylo možné vyhodnotit výsledky zkoušek. Naopak zkoušky na nejnižších hladinách deformací byly prohlášeny za platné pouze v případě poškození tělesa do počtu 100 000 cyklů. Pokud nedošlo k poškození tělesa do této doby, byla zkouška ukončena bez vyhodnocení. Plné značení zkušebních těles, viz **Tab. 3-6**, pro zkoušky NCÚ bylo zjednodušeno na následující tvar, viz **Tab. 3-12**.

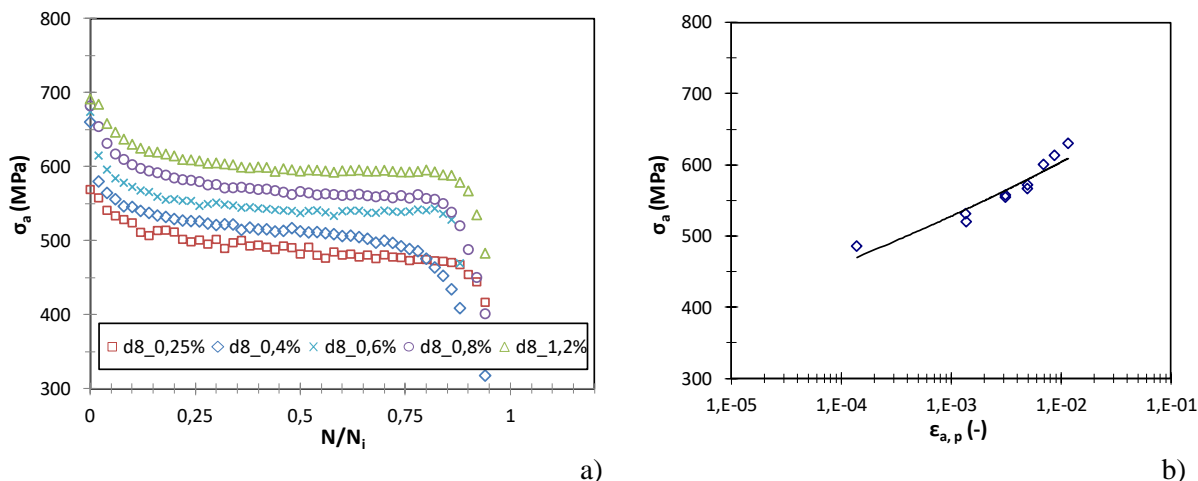
Tab. 3-12 Značení zkušebních těles v rámci zkoušek NCÚ

Úplné značení geometrie zkušebních těles NCÚ	Zjednodušené značení zkušebních těles NCÚ
d2_L4_M8_r6	d2
d4_L8_M10_r12	d4
d8_L16_M18_r24	d8
d12_L24_M32_r36	d12

NCÚ 22Cr

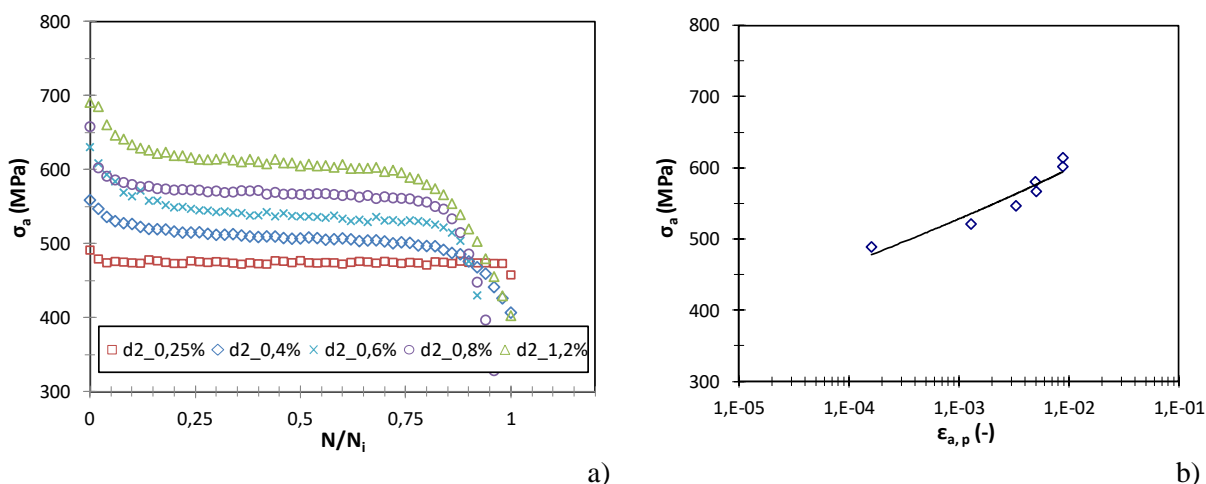
Na **Obr. 3-32** až **Obr. 3-34** jsou vyobrazeny pouze kladné části zatěžovacího cyklu σ_a materiálu na vybraných deformačních hladinách ϵ_{ac} , konkrétně 0,25; 0,4; 0,6; 0,8, 1,2 až 1,5 % celkové deformace, v závislosti na relativním počtu cyklů do iniciace N/N_i . Zkoušky s deformací 2 % nebylo možné provést v důsledku zborcení těles v prvních fázích zatěžování, a to napříč všemi uvedenými geometriemi viz **Tab. 3-12**. Z níže uvedených záznamů je zřejmé, že dochází k deformačnímu změkčení, které je u takto zušlechtněného materiálu předpokládáno.

Jako referenční křivky, **Obr. 3-31**, jsou uvažovány křivky získané na základě konvenčních těles o průměru 8 mm, které byly deformačně řízeny kontaktním snímačem s počáteční měřenou délkou 25 mm. Výsledky, vyjma 1,5 a 2 % celkové deformace, byly zahrnuty do platného souboru hodnot a jsou uvedeny na **Obr. 3-31a** a **Obr. 3-31b**. V celém průběhu všech deformačních hladin je pozorovatelný výrazný odpevňující mechanismus v důsledku cyklické plasticity, viz **Obr. 3-31a**.



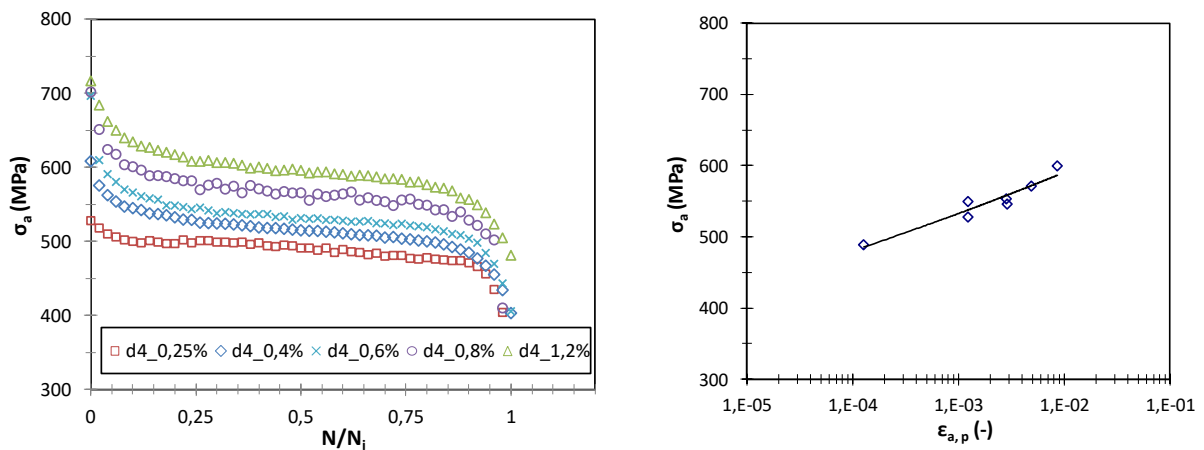
Obr. 3-31 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d8 z materiálu 22Cr

Následné křivky, **Obr. 3-32a, b**, byly získány za pomoci miniaturizovaných těles o aktivním průměru 2 mm. Křivky na **Obr. 3-32a** odpovídají reálnému zvyšování napětí vlivem zvyšující se deformace a nevykazují, ani při hladinách 1,2 %, snížení napěťové odezvy vlivem ztráty stability štíhlých zkušebních těles. V oblasti saturace vykazují křivky mírně klesající trend, kde až při nejnižší deformační hladině 0,25 % dochází k asymptotickému chování a k téměř zanedbatelnému odpevňovacímu údobí. Cyklické deformační křivky v bilogarithmických souřadnicích jsou uvedeny na **Obr. 3-32b**.



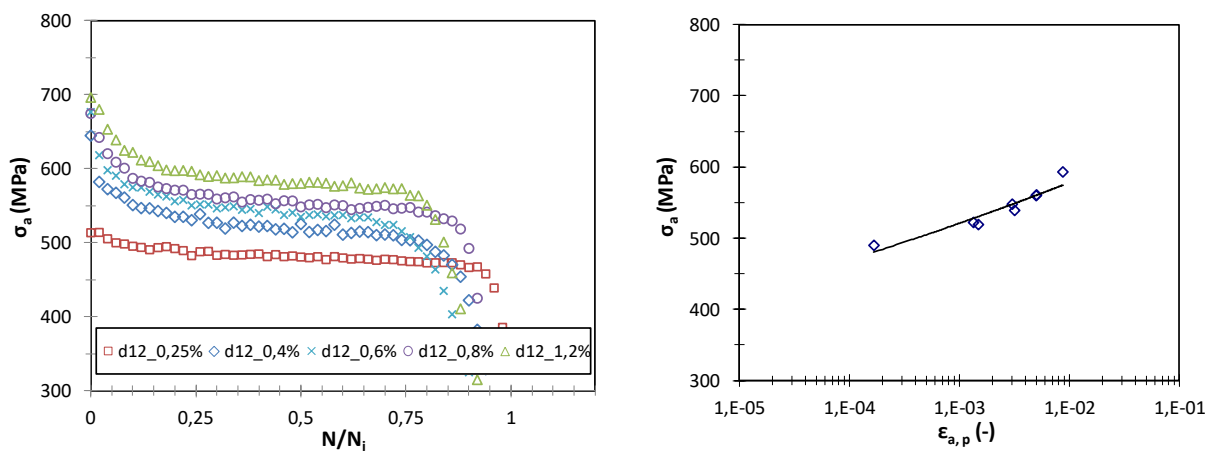
Obr. 3-32 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d2 z materiálu 22Cr

Zkoušky NCÚ s využitím těles o aktivním průměru 4 mm, **Obr. 3-33**, byly provedeny pomocí kontaktního snímače s redukovanou počáteční měřenou délkou. Ze závislostí uvedených na **Obr. 3-33a** a **Obr. 3-33b** je zřejmý očekávaný vývoj plastické deformace s narůstající zátěží.



Obr. 3-33 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d4 z materiálu 22Cr

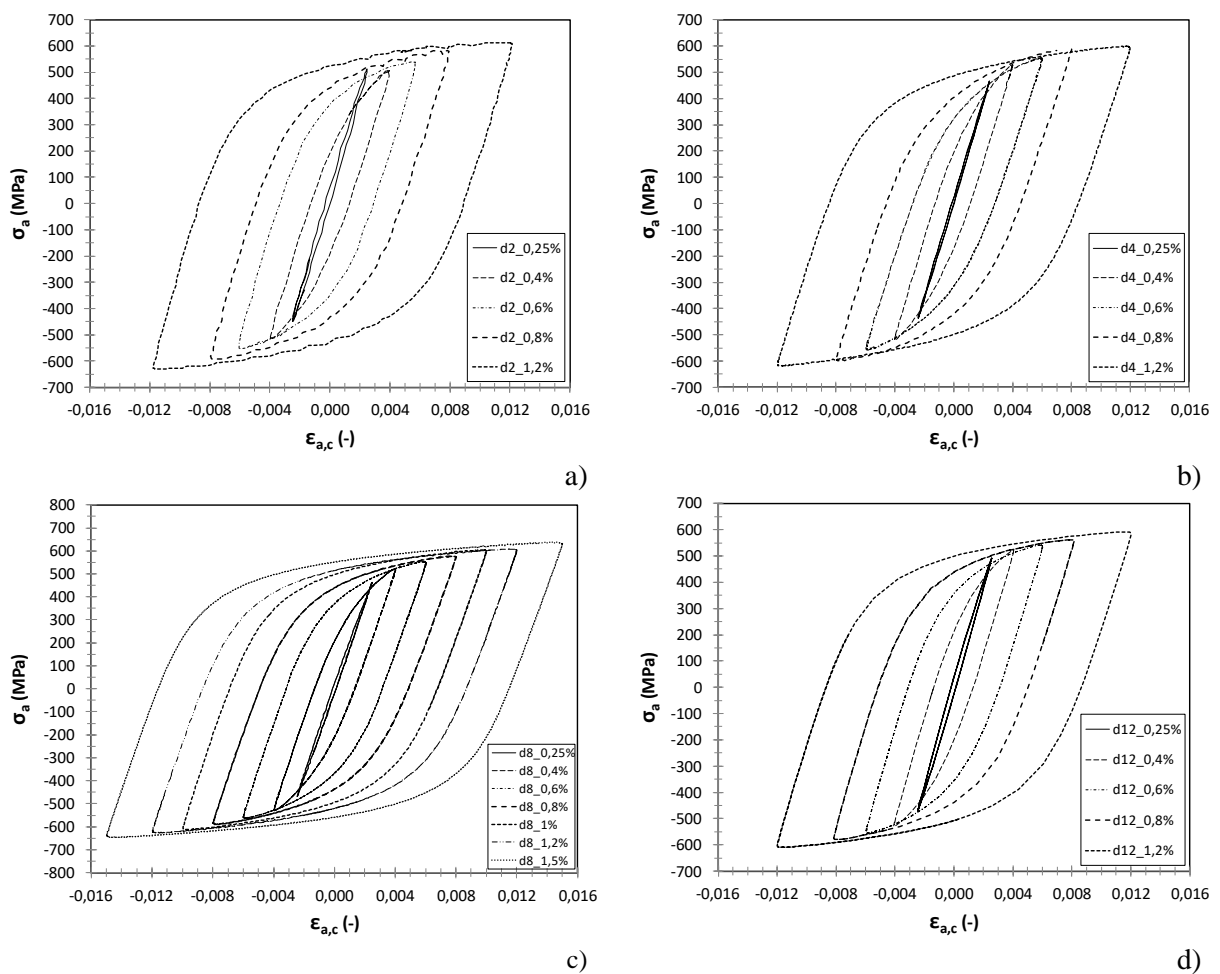
Objemová tělesa o aktivním průměru 12 mm byla řízena kontaktním snímačem bez úprav. Křivky napěťové odezvy v průběhu celého únavového života jsou vyobrazeny na **Obr. 3-34a**. Při deformační hladině 0,25 % dochází k nepatrnému cyklickému změkčení v porovnání s ostatními hladinami, kde dochází k saturaci po výrazné fázi změkčování. Cyklická deformační křivka vykazuje obvyklý trend **Obr. 3-34b**. Veškeré tyto výsledky byly použity pro další zpracování.



Obr. 3-34 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d12 z materiálu 22Cr

Z výše uvedených diagramů pro tělesa o průměrech 2, 4, 8 a 12 mm lze pozorovat, že v případě vyšších a středních deformací dochází v řádu několika desítek až stovek cyklů k výraznějším odpevňovacím procesům, tedy materiál cyklicky změkčuje. V případě nižších deformačních hladin, konkrétně 0,25 %, dochází k velmi pozvolné saturaci v řádech několika tisíců cyklů. Na konci životnosti jsou všechny hladiny ukončeny výrazným poklesem, který indukuje rozvoj únavové trhliny uvnitř deformačně měřené délky průtahoměru.

Vývoj celkové amplitudy deformace při saturovaných hodnotách napětí lze sledovat na **Obr. 3-35** v podobě hysterezních smyček, jejichž vrcholové body tvoří základ pro konstrukci cyklické deformační křivky (12).



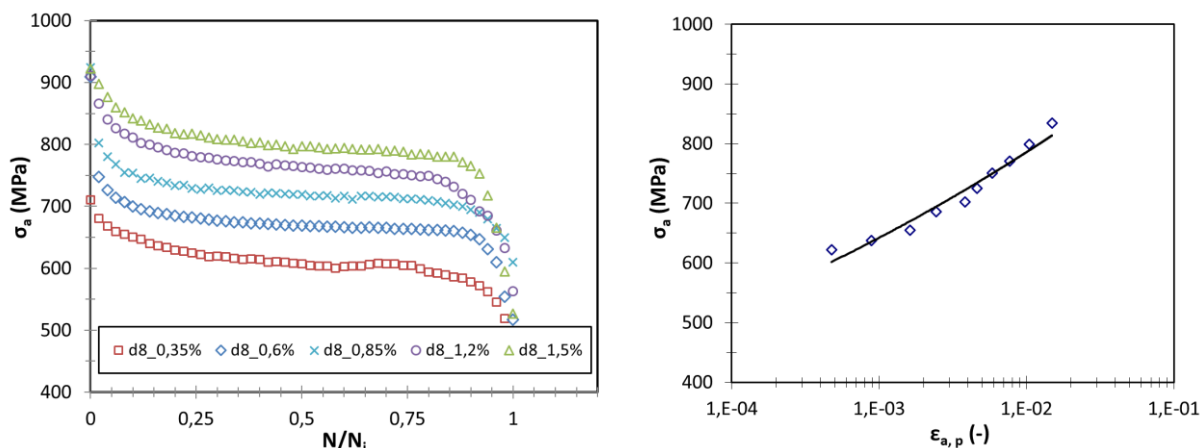
Obr. 3-35 Vybrané saturované hysterezní smyčky těles d_2 (a), d_4 (b), d_8 (c) a d_{12} (d), materiál 22Cr

Obr. 3-35c reprezentuje vývoj saturovaných hysterezních smyček referenčních těles o průměru $d = 8$ mm, při němž bylo dosaženo až 1,5 % celkové amplitudy deformace ϵ_{ac} . Průběhy hysterezních smyček alternativních těles jsou téměř totožné a vykazují obdobný trend v porovnání s referenčními. V případě použití alternativních těles bylo dosaženo maximální deformace $\epsilon_{ac} = 1,2$ %.

NCÚ 34Cr

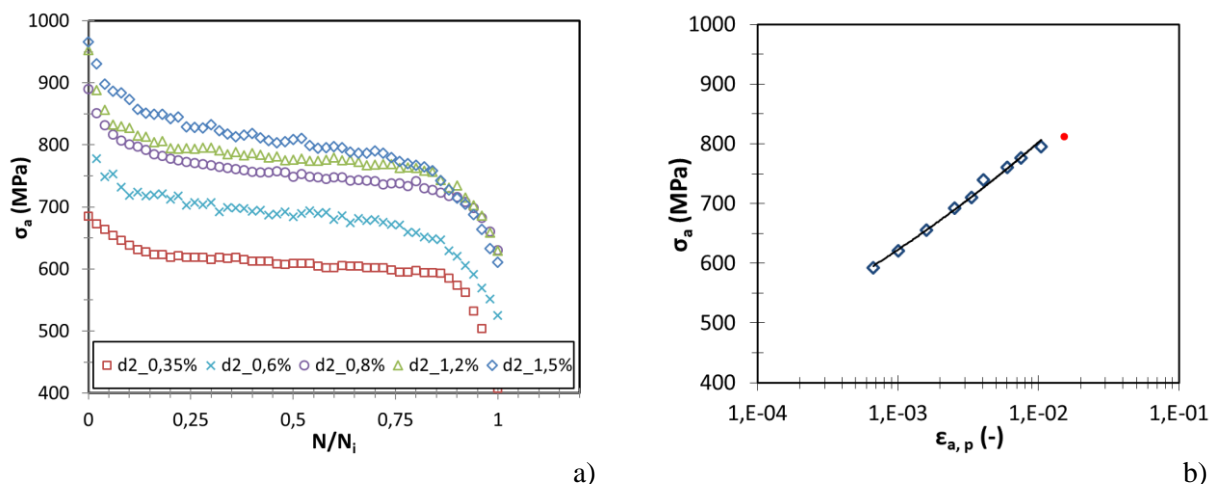
Na **Obr. 3-37** až **Obr. 3-39** jsou vyobrazeny pouze kladné části zatěžovacího cyklu σ_a materiálu na vybraných deformačních hladinách ε_{ac} , konkrétně 0,35; 0,6; 0,8; 1,2; 1,5 a 2 % celkové deformace v závislosti na relativním počtu cyklů do iniciace N/N_i .

Referenční tělesa o průměru 8 mm byla úspěšně zatěžována až na 2% hranici celkové deformace, přičemž **Obr. 3-36a** a **Obr. 3-36b** shodně ilustrují uspokojivý trend zvyšující se napěťové odezvy se zvyšující se deformací. Veškeré výsledky byly zahrnuty do platného souboru hodnot pro další zpracování.



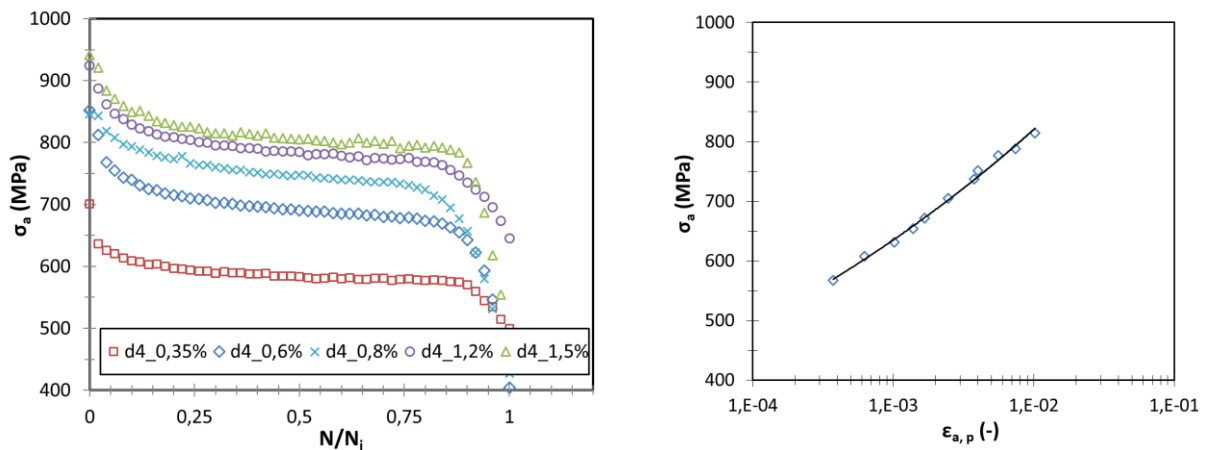
Obr. 3-36 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d8 z materiálu 34Cr

Křivky pro miniaturizovaná tělesa o průměru 2 mm jsou zobrazeny na **Obr. 3-37a**. Z **Obr. 3-37b** je patrný odklon poslední hodnoty vztahující se k deformační hladině 2 %, při níž dochází k vybočení tělesa. Proto byly tyto hodnoty na zmíněné hladině vyloučeny ze souboru platných hodnot pro stanovení cyklických parametrů.



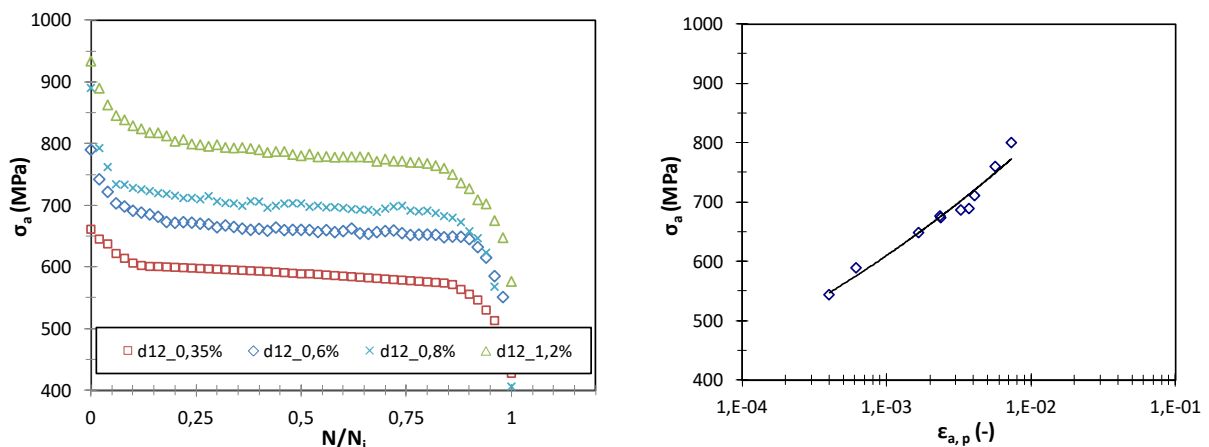
Obr. 3-37 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d2 z materiálu 34Cr

Konzistentní nárůst napěťové odezvy v rámci celého zatěžovacího spektra je možné pozorovat u vzorků o aktivním průměru 4 mm, viz **Obr. 3-38a** a **Obr. 3-38b**, kde lze zahrnout veškerá dostupná experimentální data do souboru platných hodnot do deformace 1,5 %. V případě deformace 2 % došlo k opakovanému zborcení zatěžovaného vzorku v průběhu prvotních fází zatěžování, proto zde nejsou tyto výsledky uvedeny.



Obr. 3-38 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d4 z materiálu 34Cr

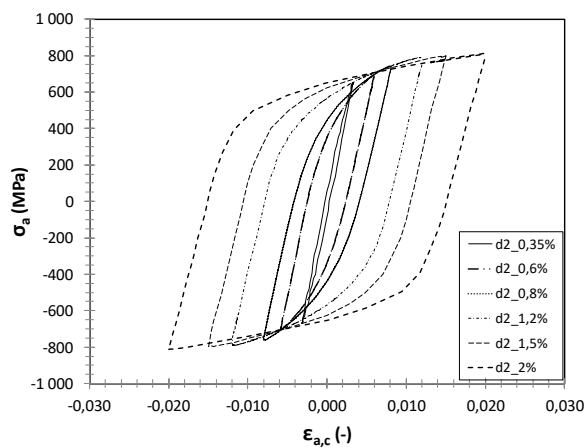
V případě objemových těles o průměru 12 mm bylo docíleno maximální deformace 1,2 %, viz **Obr. 3-39**. Saturované hodnoty nebylo možné získat pro vyšší hladiny 1,5 a 2 %, a proto zde nejsou vykresleny, z důvodu zborcení zatěžovaných vzorků během počátečních fází zkoušek vlivem vysokých zátěžných sil.



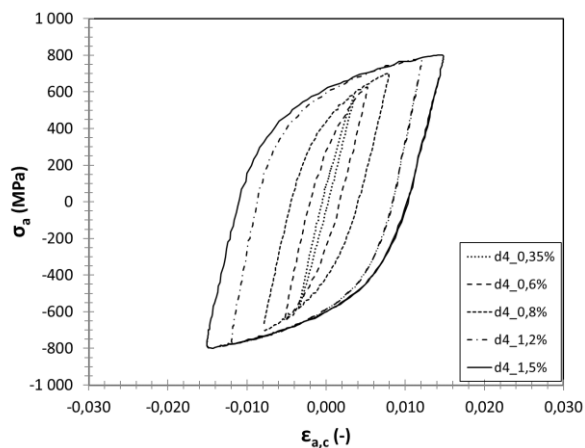
Obr. 3-39 Křivky (a) cyklické napěťové odezvy vyjádřené proti relativnímu počtu cyklů do iniciace trhliny a (b) cyklická deformační křivka, zkušební tělesa d12 z materiálu 34Cr

Z výše uvedených diagramů lze pozorovat, že vyšší deformační hladiny vykazují výrazná stádia cyklického změkčování v prvních 20 % únavového života k saturaci téměř nedochází. Tento fakt je dán velmi nízkým poměrem meze pevnosti a kluzu 1,13, viz **kap. 3.4**, což se objevuje i v případě materiálu 22Cr, viz **Obr. 3-32** až **Obr. 3-34**. K výrazným odpevňovacím procesům dochází v řádu několika desítek až stovek cyklů.

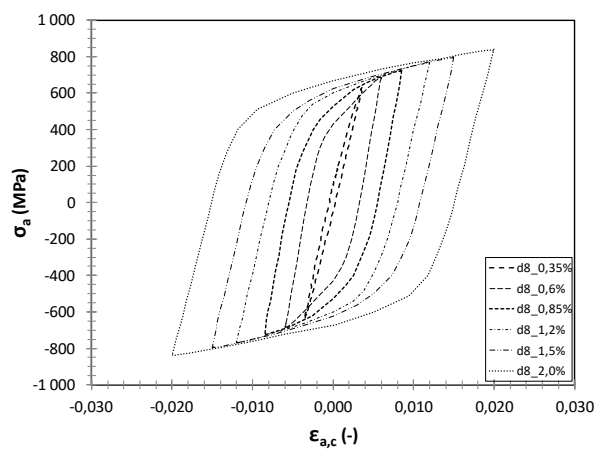
Vývoj celkové amplitudy deformace při saturovaných hodnotách napětí lze sledovat na **Obr. 3-35** v podobě hysterezních smyček, jejichž vrcholové body tvoří základ pro konstrukci cyklické deformační křivky (12). Z **Obr. 3-40a** je patrné, že ze smyčky odpovídající 2% amplitudě deformace vystupují smyčky nižších deformačních hladin, které svými vrcholovými body opouštějí její vnitřní prostor. Tento stav indikuje ztrátu vzpěrné stability vzorku vyvolávající jisté snížení napěťové odezvy, která v tomto případě neodpovídá skutečnému chování materiálu, a proto byl výsledek vyřazen z platného souboru hodnot.



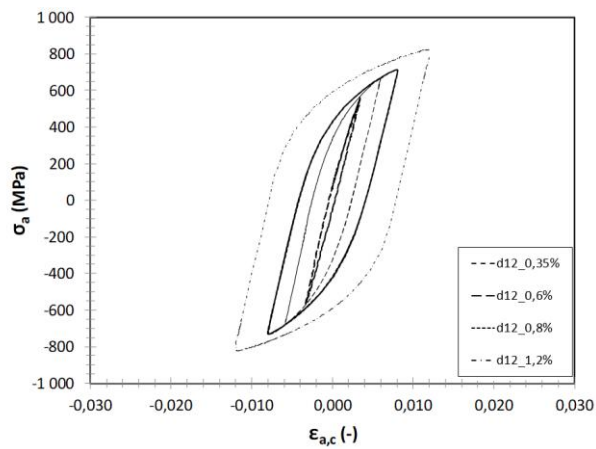
a)



b)



c)



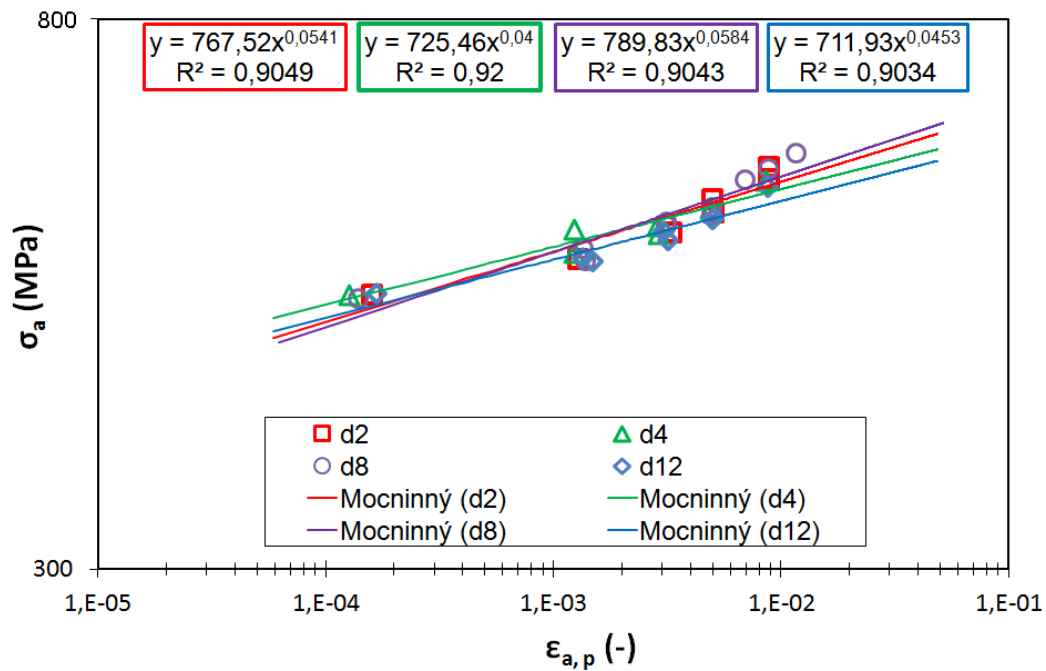
d)

Obr. 3-40 Vybrané saturované hysterezní smyčky těles d2 (a), d4 (b), d8 (c) a d12 (d), materiál 34Cr

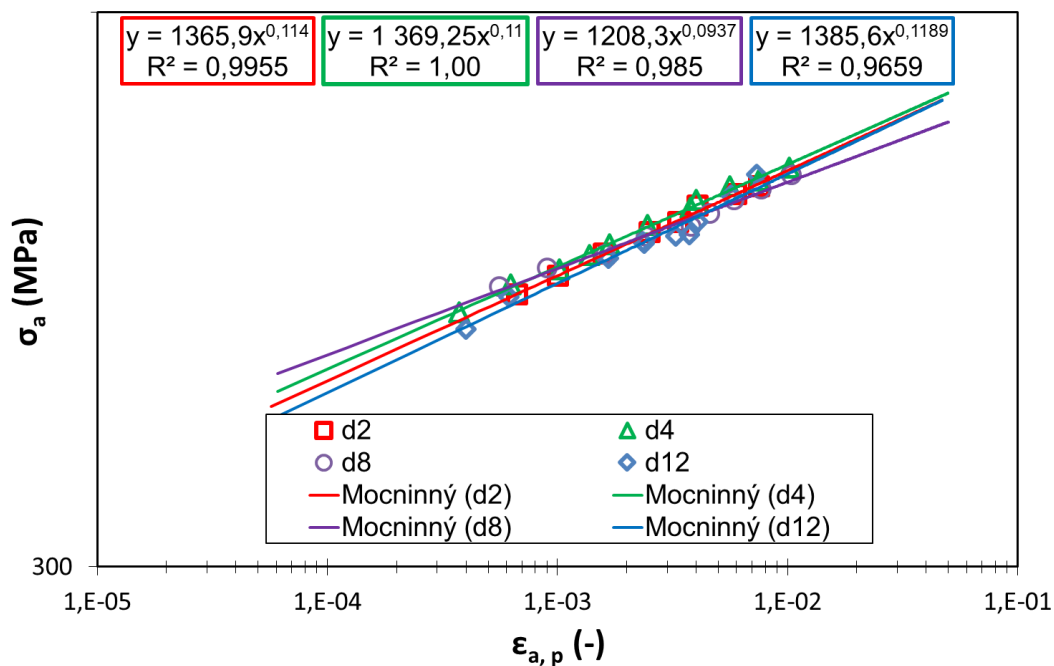
Maximálně možné deformační zatížení těles rozdílných průměrů bylo dáno součtem imperfekcí a tuhosti konkrétního zkušebního stroje. Z výše uvedených smyček, **Obr. 3-40**, je patrné, že nejvyšších deformací bylo dosaženo v případě vzorků miniaturizovaných a referenčních, přičemž v případě vzorků s průměrem aktivní části 12 mm bylo dosaženo pouze 1,2% deformace, viz **Obr. 3-40d**. Nad touto deformační hladinou již docházelo ke ztrátě stability těles v prvních etapách zatěžování, konkrétně na hladinách 1,5 a 2 % deformace.

Cyklická deformační křivka

Cyklické deformační křivky vyjádřené celkovou deformací byly získány na základě saturovaných hysterezních smyček znázorněných na **Obr. 3-35** a **Obr. 3-40** a z plastické části deformace cyklických deformačních křivek, které jsou vyobrazeny v bilogaritmických souřadnicích na **Obr. 3-41** a **Obr. 3-42**. Parametry cyklických křivek jsou uvedeny v **Tab. 3-13** spolu s parametry získanými na základně monotónních křivek. Porovnání jednotlivých odhadovaných (22) a experimentálně získaných cyklických deformačních křivek, spolu s monotónní křivkou, je provedeno na **Obr. 3-43** a **Obr. 3-44**.



Obr. 3-41 Bilogaritmické vyjádření cyklických deformačních křivek, 22Cr



Obr. 3-42 Bilogaritmické vyjádření cyklických deformačních křivek, 34Cr

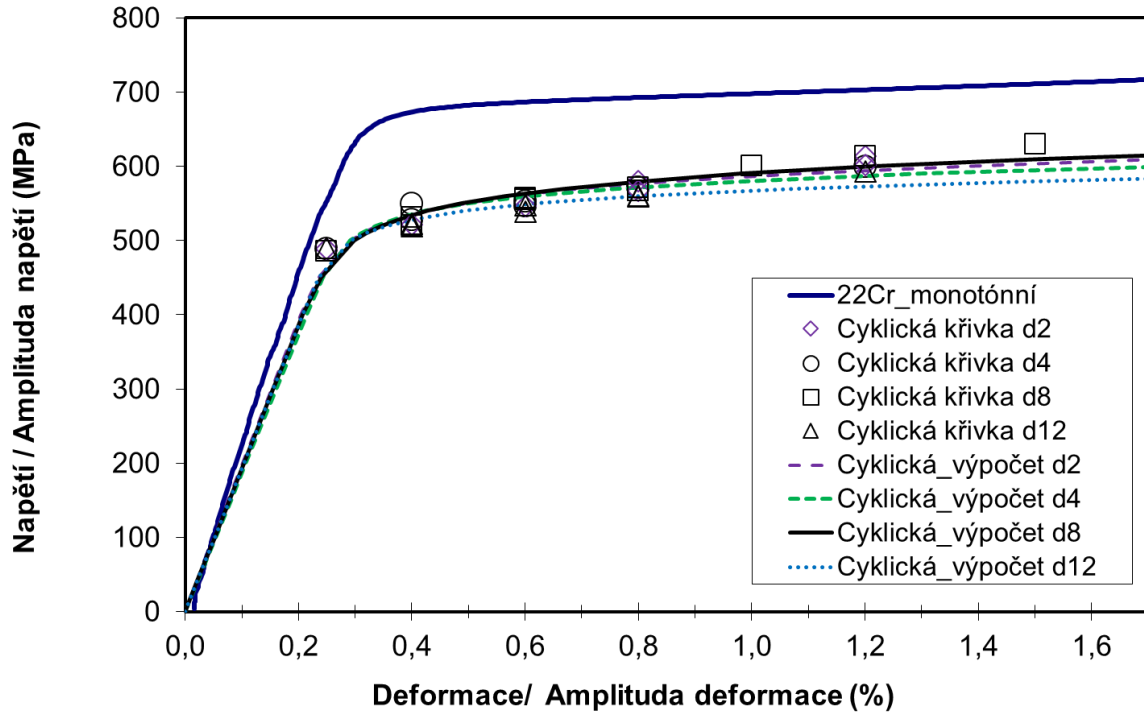
V případě monotónní tahové zkoušky oceli 22Cr byl zvolen modul pružnosti $E = 210$ GPa na základě souladu výsledků DIC měření a tahových zkoušek, viz **Tab. 3-13** a **kap. 3.3.4**. Pro ocel 34Cr byl použit modul $E = 207$ GPa z tahové zkoušky. Pro zpětnou konstrukci cyklických deformačních křivek byl použit aritmetický průměr efektivního modulu E_{eff} , viz souhrnné výsledky NCÚ v **Tab. 3-14**, který byl získán pomocí postupu uvedeného na **Obr. 2-11**.

Tab. 3-13 Parametry deformačních a monotonních křivek

Materiál	Mez pevnosti R_m MPa	Modul pružnosti E/E_{eff} GPa	Cykl./Mon. mez kluzu $R'_{p0,2}/R_{p0,2}$ MPa	Modul cykl./mon. zpevnění K'/K MPa	Exponent cykl./mon. zpevnění n'/n_m -
22Cr_d2	783,8	196,2	548,3	767,5	0,0541
22Cr_d4		186,9	549,4	725,6	0,0448
22Cr_d8		193,1	549,6	789,8	0,0584
22Cr_d12		193,1	538,4	711,9	0,0453
22Cr monotónní		210,0	677,9	1060,0	0,0904
34Cr_d2	1045,2	190,3	671,7	1365,9	0,1143
34Cr_d4		195,9	694,4	1369,3	0,0911
34Cr_d8		187,3	681,7	1208,3	0,0828
34Cr_d12		187,5	661,9	1385,6	0,1189
34Cr monotónní		207,0	914,4	1402,0	0,0847

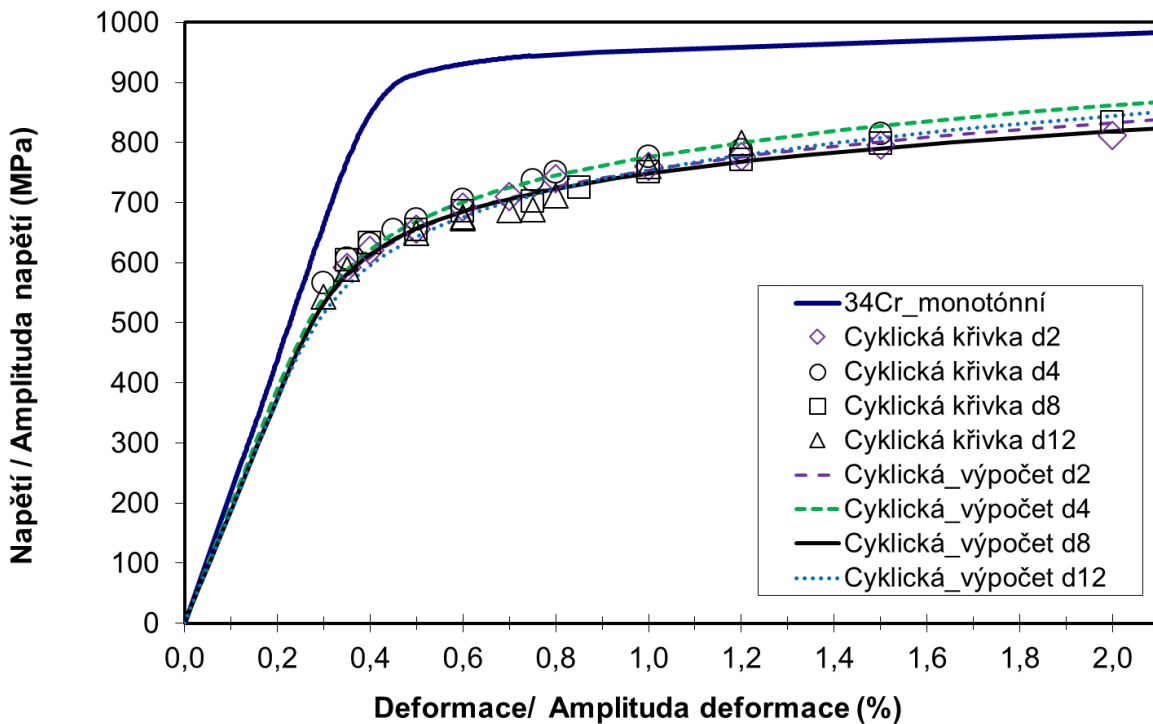
Z **Tab. 3-13** je dále patrné, že použití hodnoty modulu E_{eff} je nezbytné pro objektivnost vyhodnocení podílu plastické deformace zkoušek NCÚ. V případě vyhodnocení podílu plastické deformace na základě modulu E by tak došlo k výraznému ovlivnění výše získaných cyklických parametrů. Cyklické deformační a monotónní křivky byly sestaveny na základě vztahu (22) a jsou zobrazeny na **Obr. 3-43** a **Obr. 3-44**.

Reverzním způsobem byly sestrojeny cyklické deformační křivky ze získaných cyklických parametrů, **Tab. 3-13**, které jsou přímo srovnány, **Obr. 3-43**, s referenční křivkou odpovídající průměru těles $d_0 = 8$ mm. Při odhadu cyklického chování do deformací 1,5 % lze konstatovat, že tělesa o průměru 2 a 4 mm poskytují dostatečně přesný a srovnatelný odhad s tělesy referenčními, přičemž nejnižší položená křivka byla získána pomocí objemových těles s průměrem 12 mm. V případě oceli 22Cr jsou křivky alternativních těles položeny o něco níže než referenční, viz **Obr. 3-43**. Cyklická deformační křivka získaná na základě měření na miniaturních tělesech o průměru 2 mm je nejbližší referenční křivce ze všech uvedených křivek.



Obr. 3-43 Experimentálně získané cyklické deformační a monotónní křivky ve srovnání s vypočtenými křivkami na základě vyhodnocených cyklických parametrů a parametrů deformačního zpevnění, 22Cr

Naopak je tomu v případě oceli 34Cr, kde se křivky alternativních těles nacházejí výše než referenční, viz **Obr. 3-44**. Tyto drobné diference mohou být důsledkem běžných chyb měření. Z důvodů zpřesnění výpočtů byly odlehle výsledky vyloučeny z platného souboru hodnot, viz např. **Obr. 3-37**.



Obr. 3-44 Experimentálně získané cyklické deformační a monotónní křivky ve srovnání s vypočtenými křivkami na základě vyhodnocených cyklických parametrů a parametrů deformačního zpevnění, 34Cr

Z výše uvedených závislostí lze konstatovat, že materiály cyklicky změkčují v porovnání se statickou křivkou, což je v souladu s předpokladem, viz **kap. 3.4** [87]. Výsledky ukazují, že v rámci jednotlivých zatěžovacích hladin jsou výsledky téměř identické bez ohledu na rozměry vzorků pro obě oceli.

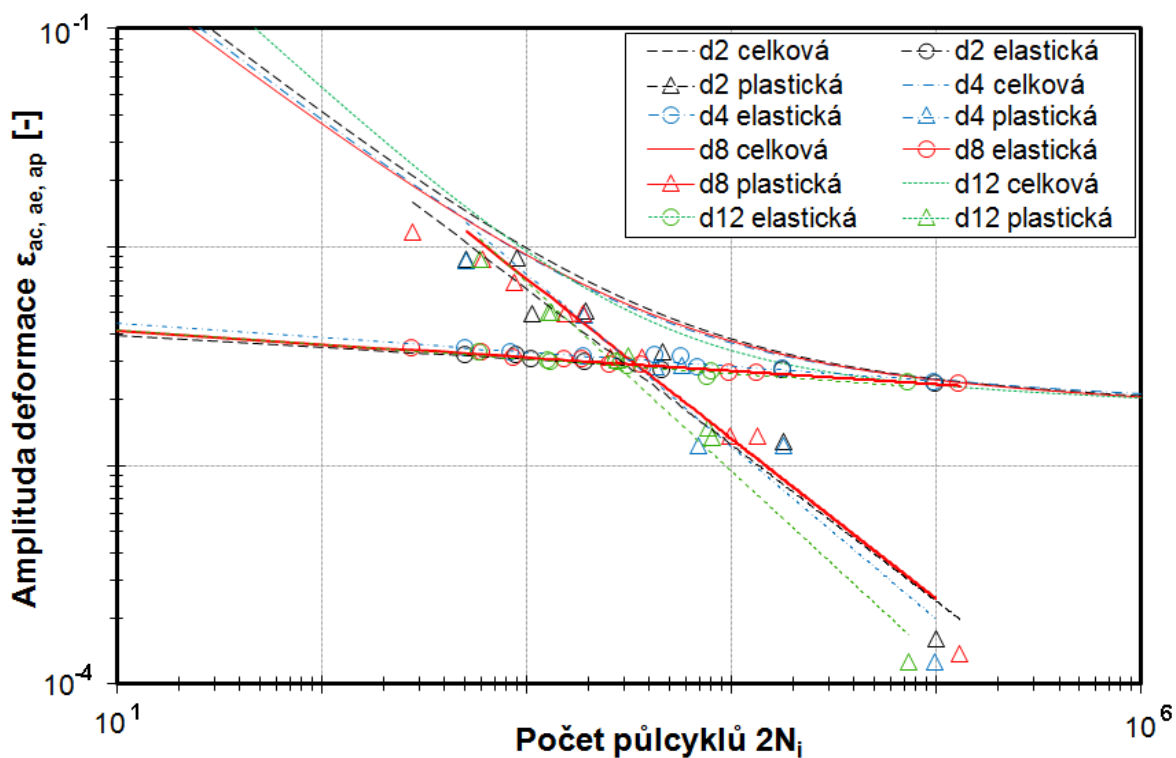
Konstrukce únavových křivek deformace

Sestavení únavových křivek deformace pro nízkocyklovou oblast do 10^5 cyklů do lomu předcházelo vyhodnocení Youngova modulu. Pro vyšší přesnost byla celková deformace vyjádřena pomocí funkce (22), kde byl Youngův modul pružnosti E nahrazen efektivním modulem E_{eff} , viz výsledky v **Tab. 3-13**. Únavové křivky deformace pro jednotlivé sledované materiály s uvedenou celkovou deformací ϵ_{ac} a počtem půlcyklů do lomu jsou vyobrazeny na **Obr. 3-45** a **Obr. 3-48**. Složky deformace ϵ_{ae} a ϵ_{ap} jsou vyjádřeny experimentálně získanými body proloženými mocninnou regresní funkcí. S využitím efektivního modulu byla rozdělena celková amplituda deformace ϵ_{ac} . Parametry únavových křivek deformace jsou uvedeny v **Tab. 3-14** a **Tab. 3-16**. Basquinovy křivky jsou uvedeny na **Obr. 3-46** a **Obr. 3-49**. M-C únavové křivky jsou vyobrazeny na **Obr. 3-47** a **Obr. 3-50**.

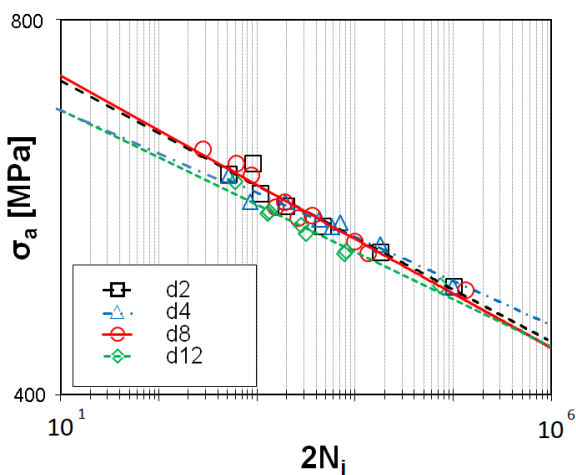
Parametry únavových křivek deformace jsou shrnuty spolu s tranzitním počtem cyklů do lomu N_t v **Tab. 3-15** a **Tab. 3-17**.

Tab. 3-14 Parametry únavové křivky deformace materiálu 22Cr

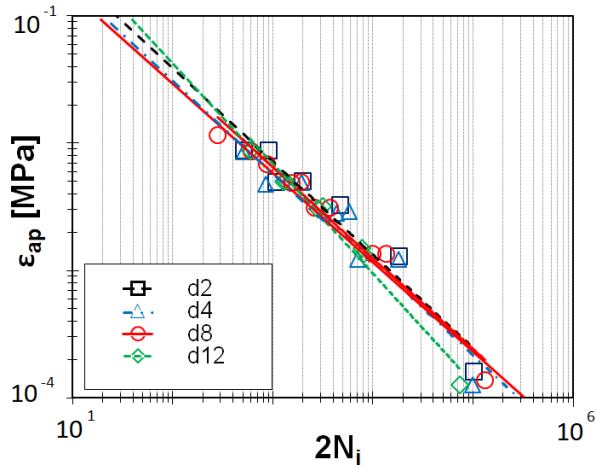
Vzorek	Deformace v %			E_{eff} GPa	σ_a MPa	R $\sigma_{min}/\sigma_{max}$	N_i -
	$\varepsilon_{a,c}$	$\varepsilon_{a,p}$	$\varepsilon_{a,e}$				
22Cr_d2_3	1,20	0,923	0,277	189,7	601,6	-1	255
22Cr_d2_9	1,20	0,917	0,283	194,8	614,1	-1	450
22Cr_d2_8	0,80	0,532	0,268	191,3	580,3	-1	534
22Cr_d2_1	0,80	0,539	0,261	193,0	566,8	-1	979
22Cr_d2_4	0,60	0,348	0,252	203,0	546,5	-1	2 321
22Cr_d2_5	0,40	0,160	0,240	192,3	521,0	-1	9 055
22Cr_d2_10	0,25	0,025	0,225	208,9	488,8	-1	50 000
22Cr_d4_9	1,20	0,923	0,277	176,4	599,6	-1	254
22Cr_d4_3	0,80	0,537	0,263	175,1	571,2	-1	427
22Cr_d4_4	0,80	0,537	0,263	183,6	571,2	-1	968
22Cr_d4_5	0,60	0,345	0,255	174,9	553,3	-1	2 140
22Cr_d4_6	0,60	0,348	0,252	175,5	545,9	-1	2 870
22Cr_d4_8	0,40	0,147	0,253	198,5	549,5	-1	3 488
22Cr_d4_7	0,40	0,157	0,243	190,6	527,8	-1	8 960
22Cr_d4_2	0,25	0,025	0,225	206,0	488,8	-1	49 526
22Cr_d8_9	1,50	1,209	0,291	185,5	630,2	-1	140
22Cr_d8_8	1,20	0,917	0,283	186,8	613,4	-1	306
22Cr_d8_10	1,00	0,723	0,277	195,4	600,5	-1	436
22Cr_d8_7	0,80	0,539	0,261	185,3	566,7	-1	770
22Cr_d8_1	0,80	0,536	0,264	188,0	571,9	-1	944
22Cr_d8_6	0,60	0,344	0,256	192,4	554,6	-1	1 294
22Cr_d8_4	0,60	0,343	0,257	193,4	557,6	-1	1 826
22Cr_d8_5	0,40	0,155	0,245	200,7	531,4	-1	4 940
22Cr_d8_2	0,40	0,160	0,240	197,9	520,2	-1	6 704
22Cr_d8_3	0,25	0,026	0,224	205,7	485,9	-1	65 726
22Cr_d12_14	1,20	0,926	0,274	182,3	593,0	-1	297
22Cr_d12_1	0,80	0,542	0,258	186,8	559,7	-1	640
22Cr_d12_2	0,80	0,541	0,259	189,5	560,7	-1	661
22Cr_d12_5	0,60	0,347	0,253	184,6	547,7	-1	1 402
22Cr_d12_6	0,60	0,351	0,249	191,5	538,9	-1	1 587
22Cr_d12_3	0,40	0,161	0,239	206,9	519,0	-1	3 878
22Cr_d12_4	0,40	0,159	0,241	196,7	522,0	-1	4 053
22Cr_d12_7	0,25	0,024	0,226	206,4	489,8	-1	36 807



Obr. 3-45 Únavová křivka deformace, 22Cr



Obr. 3-46 Basquinova křivka, 22Cr



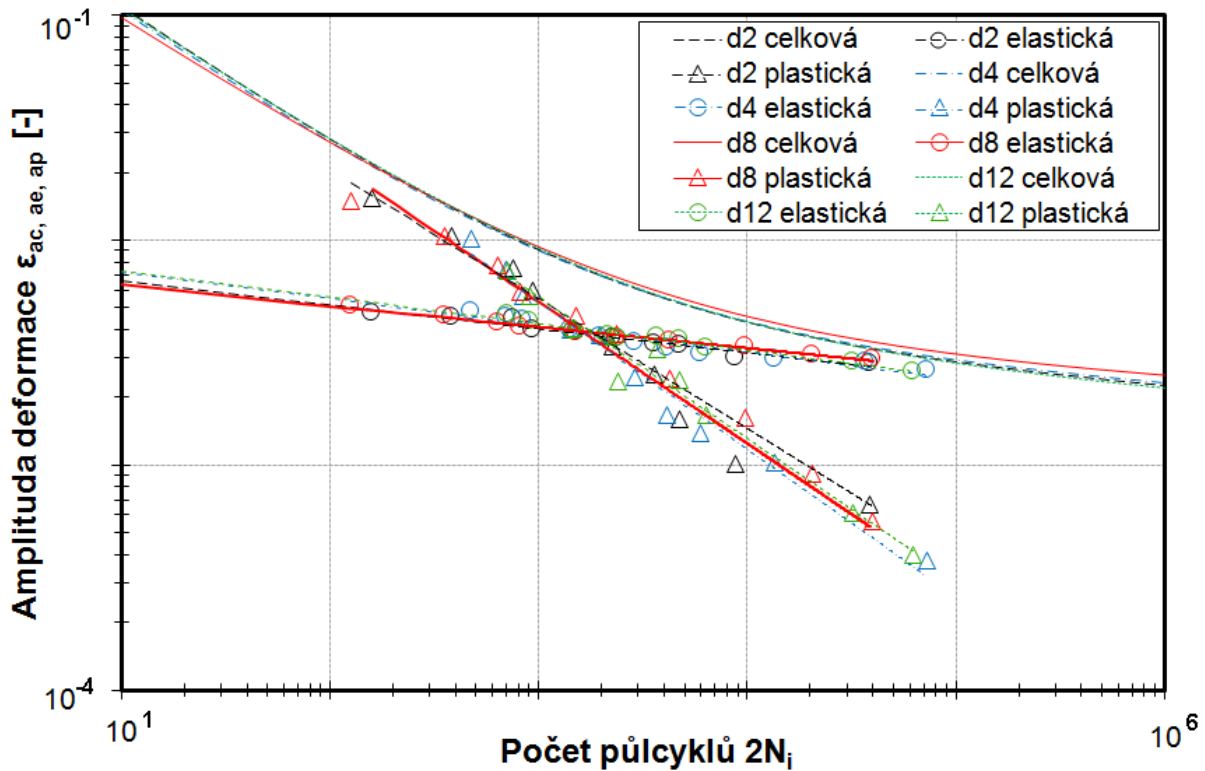
Obr. 3-47 M-C křivka, 22Cr

Tab. 3-15 Parametry únavové křivky deformace NCÚ, 22Cr

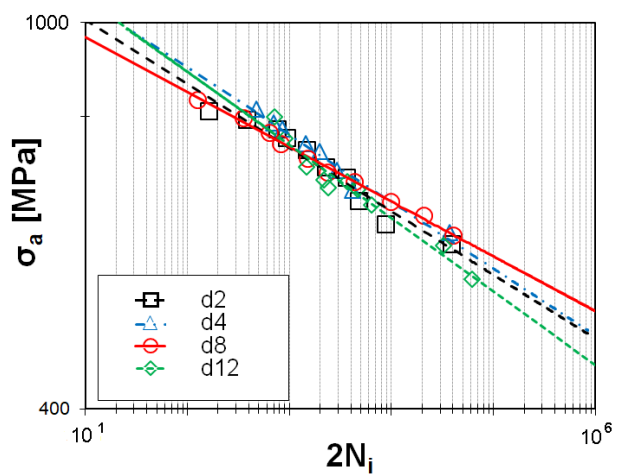
Materiál	Součinitel únavové pevnosti σ'_f [MPa]	Exponent únavové pevnosti b	Součinitel únavové tažnosti ϵ'_f [m/m]	Exponent únavové tažnosti c	Počet tranzitních cyklů do lomu N_t
22Cr_d2	787,0	-0,0419	1,13	-0,7324	1764
22Cr_d4	742,7	-0,0355	1,07	-0,7387	1419
22Cr_d8	797,6	-0,0437	0,90	-0,7146	1525
22Cr_d12	739,6	-0,0381	2,71	-0,8643	1409

Tab. 3-16 Parametry únavové křivky deformace materiálu 34Cr

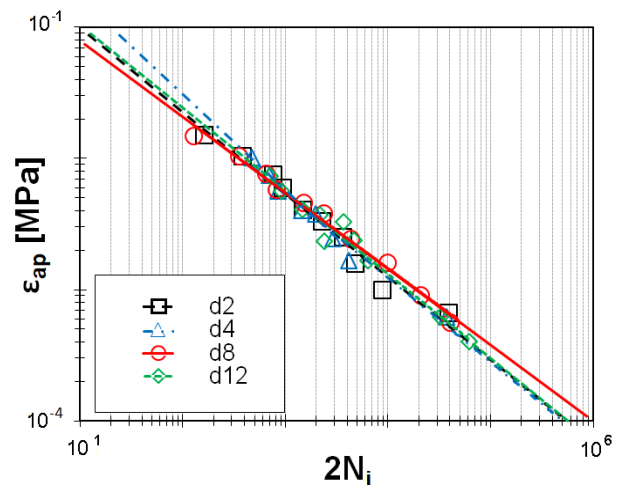
Vzorek	Deformace v %			E _{eff} GPa	σ _a MPa	R σ _{min} /σ _{max}	N _i -
	ε _{a,c}	ε _{a,p}	ε _{a,e}				
34Cr_d2_8	2,00	1,625	0,375	172,2	811,9	-1	80
34Cr_d2_7	1,50	1,133	0,367	175,6	795,7	-1	190
34Cr_d2_10	1,20	0,842	0,358	174,0	776,7	-1	376
34Cr_d2_2	1,00	0,649	0,351	189,7	760,8	-1	466
34Cr_d2_1	0,80	0,459	0,341	188,2	739,5	-1	736
34Cr_d2_6	0,70	0,373	0,327	194,8	709,8	-1	1 124
34Cr_d2_3	0,60	0,280	0,320	199,3	692,7	-1	1 794
34Cr_d2_4	0,50	0,198	0,302	192,3	655,7	-1	2 368
34Cr_d2_5	0,40	0,114	0,286	207,1	620,3	-1	4 375
34Cr_d2_9	0,35	0,077	0,273	209,3	592,5	-1	19 354
34Cr_d4_3	1,50	1,125	0,375	168,9	814,1	-1	237
34Cr_d4_13	1,20	0,837	0,363	173,2	787,9	-1	350
34Cr_d4_2	1,00	0,642	0,358	177,0	776,9	-1	422
34Cr_d4_6	0,80	0,454	0,346	187,4	751,2	-1	716
34Cr_d4_4	0,75	0,410	0,340	198,5	736,9	-1	984
34Cr_d4_5	0,60	0,275	0,325	199,3	705,1	-1	1 450
34Cr_d4_10	0,50	0,190	0,310	202,1	671,6	-1	2 064
34Cr_d4_7	0,45	0,148	0,302	209,7	654,3	-1	2 986
34Cr_d4_8	0,40	0,109	0,291	211,9	631,2	-1	6 750
34Cr_d4_1	0,35	0,070	0,280	211,3	607,7	-1	18 520
34Cr_d4_9	0,30	0,023	0,277	215,9	567,2	-1	36 140
34Cr_d8_9	2,00	1,615	0,385	164,3	834,0	-1	63
34Cr_d8_8	1,50	1,132	0,368	174,2	798,4	-1	176
34Cr_d8_10	1,20	0,844	0,356	178,9	770,8	-1	320
34Cr_d8_6	1,00	0,654	0,346	181,3	750,2	-1	406
34Cr_d8_5	0,85	0,516	0,334	186,6	725,1	-1	752
34Cr_d8_4	0,75	0,426	0,324	191,1	701,8	-1	1 174
34Cr_d8_11	0,60	0,284	0,316	192,4	685,4	-1	2 142
34Cr_d8_1	0,50	0,198	0,302	193,5	655,0	-1	4 902
34Cr_d8_2	0,40	0,106	0,294	204,8	633,3	-1	10 320
34Cr_d8_3	0,35	0,063	0,287	205,5	603,8	-1	20 045
34Cr_d12_5	1,20	0,831	0,369	171,2	800,2	-1	357
34Cr_d12_2	1,00	0,649	0,351	175,4	759,9	-1	454
34Cr_d12_15	0,80	0,472	0,328	181,2	710,9	-1	735
34Cr_d12_10	0,75	0,432	0,318	182,9	689,1	-1	1 085
34Cr_d12_16	0,60	0,288	0,312	185,3	676,5	-1	1 200
34Cr_d12_4	0,70	0,383	0,317	184,3	686,7	-1	1 845
34Cr_d12_11	0,60	0,289	0,311	186,0	673,8	-1	2 350
34Cr_d12_1	0,50	0,201	0,299	194,7	648,5	-1	3 160
34Cr_d12_3	0,35	0,078	0,272	204,3	589,1	-1	16 100
34Cr_d12_12	0,30	0,049	0,251	209,2	543,8	-1	31 050



Obr. 3-48 Únavová křivka deformace, 34Cr



Obr. 3-49 Basquinova křivka, 34Cr



Obr. 3-50 M-C křivka, 34Cr

Tab. 3-17 Parametry únavové křivky deformace NCÚ, 34Cr

Materiál	Součinitel únavové pevnosti σ'_f MPa	Exponent únavové pevnosti b	Součinitel únavové tažnosti ε'_f m/m	Exponent únavové tažnosti c	Počet tranzitních cyklů do lomu N_t
34Cr_d2	1252,0	-0,0735	0,46	-0,6425	867
34Cr_d4	1247,1	-0,0709	0,43	-0,6362	856
34Cr_d8	1106,1	-0,0570	0,38	-0,6044	985
34Cr_d12	1262,6	-0,0756	0,44	-0,6303	920

3.6.3 Optimalizace metodiky testování miniaturizovaných těles vyrobených z BST

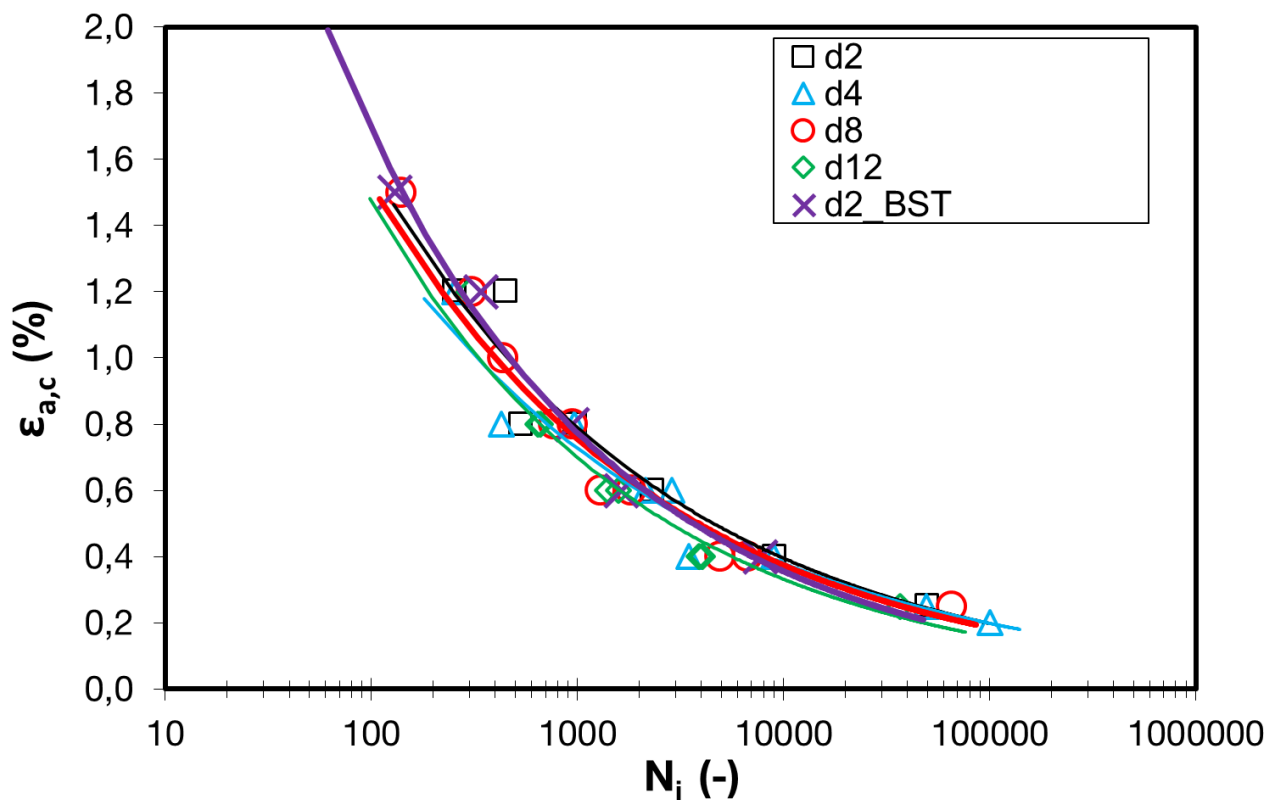
Využití metodiky zkoušek NCÚ s využitím miniaturizovaných těles je zamýšleno pro ověření provozuschopnosti konstrukcí. Ověřením geometrie těles d2_L4_D4_M8_r6, viz návrh těles v **kap. 3.3**, na sériích těles různých průměrů a rozdílných materiálů, bylo možné postoupit k celkové miniaturizaci, kterou reprezentuje geometrie vzorků s označením d2_L4_D4_r6, tj. vzorku s hladkými upínacími hlavami a k tomu uzpůsobenými upínacími prvky. Návrh a výroba zkušebních přípravků. Takto navržená tělesa mohou být vyrobena za pomoci BST techniky, viz **kap. 2.8**.

NCÚ z BST 22Cr

Výsledky zkoušek NCÚ s využitím těles d2_L4_D4_r6_BST (dále jen d2_BST) materiálu 22Cr jsou shrnuty v **Tab. 3-18** a dány do kontextu v únavové křivce deformace zahrnující použitá alternativní tělesa na **Obr. 3-51**. Výsledky zahrnují deformační hladiny $\varepsilon_{a,c}$ 0,4 až 1,5 %. Výsledky hladiny 2 % nejsou ve výsledcích zahrnuty v důsledku ztráty stability vzorků v prvotních fázích zatěžování.

Tab. 3-18 Výsledky zkoušek NCÚ miniaturizovaných vzorků d2_BST_22Cr

Vzorek	d mm	$\varepsilon_{a,c}$ %	$\sigma_a (N_i/2)$ MPa	E_{eff} GPa	R $\sigma_{min}/\sigma_{max}$	N_i -
d2_BST_22Cr	2,00	1,50	700,3	174,8	-1	130
d2_BST_22Cr	2,00	1,20	636,6	179,4	-1	338
d2_BST_22Cr	2,00	0,80	579,3	188,8	-1	944
d2_BST_22Cr	2,00	0,60	550,7	202,7	-1	1640
d2_BST_22Cr	2,00	0,40	515,7	203,6	-1	7758



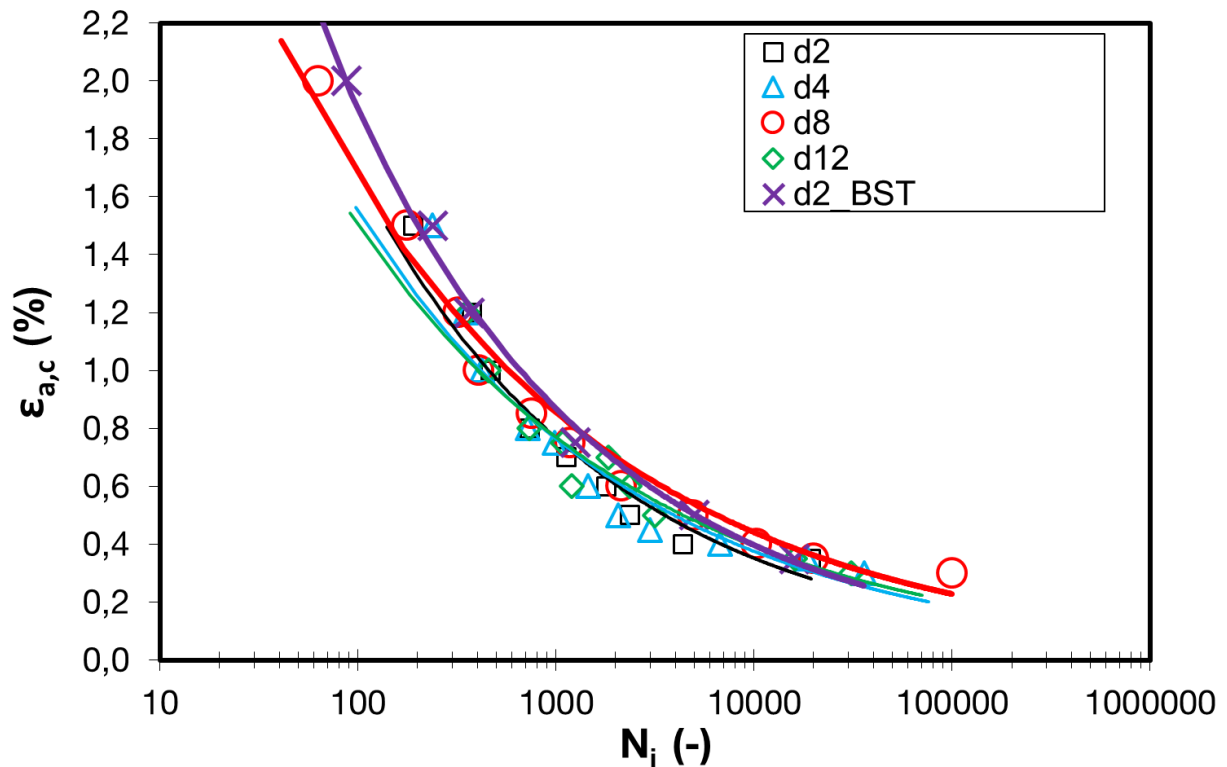
Obr. 3-51 Únavové křivky deformace vzorků d2_BST vyjádřené v bilogarithmických souřadnicích, 22Cr

NCÚ z BST 34Cr

Výsledky zkoušek NCÚ s využitím těles d2_BST_34Cr jsou shrnuty v **Tab. 3-19**. Grafické zpracování únavových křivek deformace je provedeno na **Obr. 3-52**. Výsledky zahrnují pouze platné vzorky v rozmezí deformačních hladin od $\varepsilon_{a,c}$ 0,4 až 2 %.

Tab. 3-19 Výsledky zkoušek NCÚ miniaturizovaných vzorků d2_BST_34Cr

Vzorek	d mm	$\varepsilon_{a,c}$ %	$\sigma_a (N_i/2)$ MPa	E_{eff} GPa	R $\sigma_{min}/\sigma_{max}$	N_i -
d2_BST_34Cr	1,99	2,00	820,3	172,2	-1	87
d2_BST_34Cr	2,00	1,50	787,2	176,5	-1	238
d2_BST_34Cr	1,99	1,20	765,4	181,7	-1	365
d2_BST_34Cr	1,99	0,80	725,3	188,6	-1	1250
d2_BST_34Cr	2,00	0,60	682,8	193,5	-1	3486
d2_BST_34Cr	2,00	0,40	639,8	203,1	-1	13340



Obr. 3-52 Únavové křivky deformace vzorky d2_BST vyjádřené v bilogarithmických souřadnicích, 34Cr

Z výše uvedených charakteristik, viz **Obr. 3-52**, je možné pozorovat obdobné splývání křivek v oblastech nižších deformačních hladin pod 0,5 % u všech typů zkušebních těles, kde se předpokládá nižší namáhání na vzpěr. Naopak vyšší diference výsledků je pozorovatelná při aplikaci vyšších deformačních hladin nad 1 %. Zde je např. patrný vyšší počet cyklů do iniciace trhliny N_i těles d2_BST v porovnání s referenční křivkou reprezentovanou tělesy d8. Tento rozdíl v únavové životnosti odpovídá výsledkům experimentů, které provedl Nogami na tělesech s paralelní zkušební částí RB [57], viz **Obr. 2-28**, kde v případě vyšších hladin deformace dochází k zvýšenému rozptylu výsledků, které téměř splynou se zvyšujícím se počtem cyklů do iniciace N_i .

3.7 Zkoušky vysokocyklové únavy

V této části práce bylo provedeno cyklické zatěžování těles s proměnným průřezem vyobrazených na **Obr. 3-15** a **Obr. 3-17** v oblastech elastických deformací při konstantní amplitudě napětí do počtu 10^7 cyklů do lomu. Tyto zkoušky jsou považovány za konvenční, standardní, a byly provedeny dle platných norem a výsledkem těchto zkoušek byla S-N (Wöhlerova) křivka a mez únavy σ_c . V rámci experimentu byly dále provedeny nekonvenční cyklické zkoušky na výše zmíněných tělesech a také byly realizovány zkoušky se speciálním nestandardizovaným postupem zatěžování využívající vyhodnocování výsledků za pomoci infračervené termografie pouze pro získání meze únavy.

Plné značení zkušebních těles, viz **Tab. 3-6**, pro zkoušky VCÚ bylo zjednodušeno na následující tvary uvedené v **Tab. 3-20**.

Tab. 3-20 Značení zkušebních těles v rámci konvenčních a nekonvenčních zkoušek VCÚ

Úplné značení geometrie zkušebních těles VCÚ	Zjednodušené značení zkušebních těles VCÚ
d2_M8_r12	d2
d4_M10_r24	d4
d8_M22_r48	d8
d12_M32_r72	d12

3.7.1 Zkušební metody a postupy

Zatěžování hladkých těles s proměnným průřezem bylo provedeno v režimu prostý tah-tlak s asymetrií cyklu $R = -1$ s využitím magnetorezonančního stroje RUMUL s maximální kapacitou 250 kN. Testovací frekvence se pohybovaly do 180 Hz v závislosti na tuhosti soustavy, která je přímo závislá na rozměrech zkušebních těles a použitém experimentálním materiálu. Pro tento typ zkoušek, v rámci frekvenčního rozsahu, nemají rozdílné hodnoty testovacích frekvencí vliv na výsledky únavové pevnosti, viz [88].

Bližší specifikace obou použitých metodik je uvedena v následujících **kap. 3.7.2** a **3.7.3**.

3.7.2 Konvenční zkoušky VCÚ

Metodika zkoušek VCÚ vychází z československé normy ČSN 42 0363: Zkoušení kovů. Zkoušky únavy kovů. Zatěžování hladkých těles s proměnným průřezem probíhalo až do přetržení tělesa, nebo do dovršení 10^7 cyklů. Frekvence zatěžování byla volena v rozmezí od 130 do 180 Hz. Výstupem zkoušek jsou parametry levé větve a' , b' a σ_a (22) a mez únavové pevnosti σ_c .

Prvotní stanovení testovací hladiny zkoušek VCÚ v režimu měkkého zatěžování v rozsahu 0,5 až $0,75R_m$ bylo stanoveno na základě výsledků mechanických charakteristik v tahu, které jsou uvedeny v **kap. 3.4**. Celkem bylo otestováno 8 sad po 12 vzorcích.

3.7.3 Nekonenční zkoušky VCÚ s využitím termografie

V rámci nekonvenčních zkoušek VCÚ byla testována 3 zkušební tělesa do přetržení pro každou z navržených geometrií a materiál. Z každého opakování byly sestrojeny jednotlivé teplotně-napěťové křivky, ze kterých byly následně získány průměrné křivky. Získaná průměrná teplotně – napěťová data byla následně využita pro vyhodnocení únavové pevnosti dle tří navržených postupů $\sigma_{c,PV}$, $\sigma_{c,OV}$ a $\sigma_{c,D}$. V případě vyhodnocení únavové pevnosti $\sigma_{c,D}$ dle De Finis [74], byla dále ověřena možnost testování materiálu do meze elasticity bez přetržení zkušební vzorku.

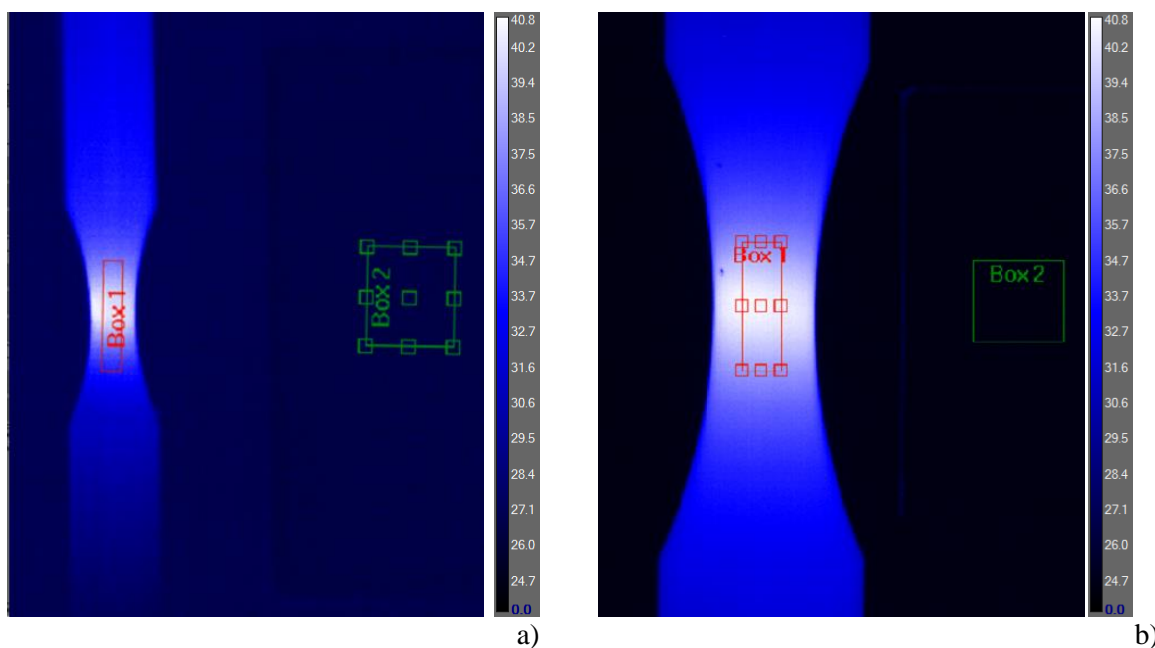
Stěžejní částí této práce bylo získat dostatečně kvalitní termografický záznam z místa nejmenšího průřezu zkušební tělesa a k tomu potřebnou referenční teplotu okolí pro účely kompenzace vnějšího prostředí. Z tohoto důvodu bylo nezbytné upravit povrch kovově lesklých těles, viz **Obr. 3-15** a **Obr. 3-17**. Pro tyto účely byl použit sprej o garantované emisivitě 0,95, která snižuje reflexi těchto povrchů na minimum. Příklad aplikace nástřiku na těleso s proměnným průřezem je zobrazen na **Obr. 3-53**.



Obr. 3-53 Úprava povrchu tělesa s proměnným průřezem s využitím vysoko emisivní barvy

Konfigurace zkušební stroje zohledňovala absolutní rozměry jednotlivých těles, jenž zahrnuje upínací přípravky a adekvátní siloměr. V rámci experimentů byly dále testovány tělesa o průměru d_0 2, 4, 8 a 12 mm. Pro tělesa o průměrech menších než 8 mm bylo nutné zvolit siloměr s nižším rozsahem 5 kN a 20 kN. V ostatních případech byl použit siloměr o kapacitě 250 kN.

V průběhu zkoušek byla prováděna kompenzace okolní teploty pomocí hliníkové destičky, zelený objekt s označením Box 2 zobrazený na **Obr. 3-54**, jejíž povrch byl opatřen vysoko emisivním nátěrem. Destička byla umístěna v blízkosti zatěžovaného tělesa. Termogram a snímek zkušební sestavy je zobrazen na **Obr. 3-54** a **Obr. 3-55**.

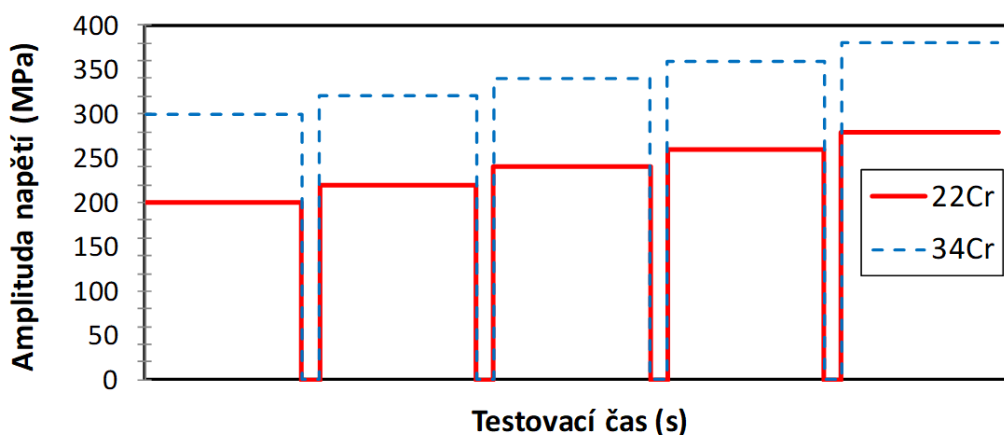


Obr. 3-54 (a) Termogram miniaturizovaného vzorku d_2 a (b) objemného vzorku d_{12} , měřící objekty jsou označeny ROI Box 1(červený) a kompenzační destičky Box 2 (zelený)



Obr. 3-55 Zkušební sestava VCÚ s využitím termografie

V průběhu testu docházelo k postupnému navyšování amplitudy napětí s výdrží 40 000 cyklů a následným odlehčením. Během celého zkušebního testu se kontinuálně zaznamenává teplota tělesa. Testovací frekvence zůstává téměř konstantní, do 5 %, během celého testu a zvyšování napětí probíhalo až do přetržení. V rámci experimentů byl použit pevný krok mezi jednotlivými stupni napětí, a to vždy navýšení o 20 MPa. Ze znalosti mechanických charakteristik v tahu byly stanoveny počáteční zatěžovací hladiny na 200 MPa (Cr22) a na 300 MPa (Cr34), viz **Obr. 3-56**.



Obr. 3-56 Schematicky znázorněný průběh amplitud, zátěžný blok, zatěžování těles pro termografickou analýzu

Pořízená série termogramů byla následně synchronizována se záznamem zkušebního stroje, kde každé úrovni zatěžování v čase byla přiřazena teplota na povrchu vzorku (Box 1) a teplota okolí (Box 2). Rychlost snímání byla zvolena 1 fps. Teplota objektů byla snímána z malých oblastí ROI, viz **Obr. 3-54**. Jako skutečný přírůstek teploty byl vyhodnocen relativní přírůstek teploty ΔT ve °C.

Vyhodnocení únavové pevnosti σ_c za pomoci termografie bylo provedeno na základě metody levé větve LV, obou větví OV, viz **Obr. 2-33**, [69] a na základě kritického přírůstku teploty nad prahovou hodnotu levé větve dle (40), viz **Obr. 2-35**, [74].

3.7.4 Výsledky konvenčních zkoušek VCÚ

Výsledky konvenčních zkoušek byly statisticky vyhodnoceny na základě normy ČSN 420368 [33] (23). Dále byla provedena konstrukce oboustranných konfidenčních intervalů, které pokryjí určitou úroveň napětí střední hodnotu daného souboru s pravděpodobností 0,9. Levostranná toleranční mez pokrývá pro určité napětí 90 % hodnot základního souboru s pravděpodobností $\gamma = 90$ %. Potřebná kritická hodnota t_{α} (v) byla vybrána pro konkrétní α' a počet stupňů volnosti v z tabulek československé státní normy ČSN 010250 [89]. Vyšší hodnoty amplitud napětí než 500 MPa materiálu 22Cr, respektive než 600 MPa materiálu 34Cr, nebyly zahrnuty do platného souboru výsledků z důvodů enormního zahřívání těles na hranici 50 °C.

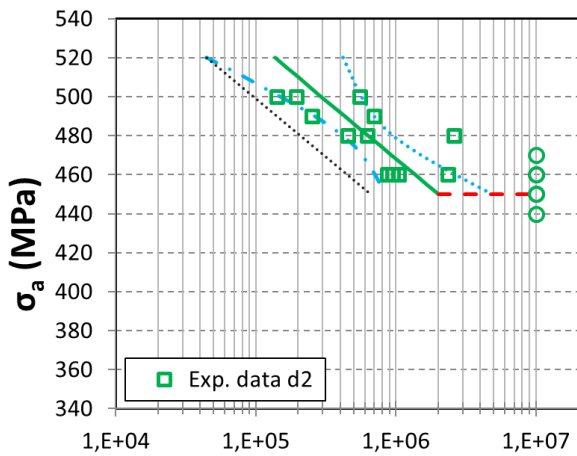
S-N křivky konvenčních zkoušek VCÚ

Byly získány průběhy SN křivek pro materiál 22Cr, viz **Obr. 3-62** a **Obr. 3-68**, a materiál 34Cr, viz **Obr. 3-63** až **Obr. 3-67**. Na **Obr. 3-59** a **Obr. 3-65** je vyobrazena legenda zmiňovaných S-N křivek a výsledkům meze pevnosti.

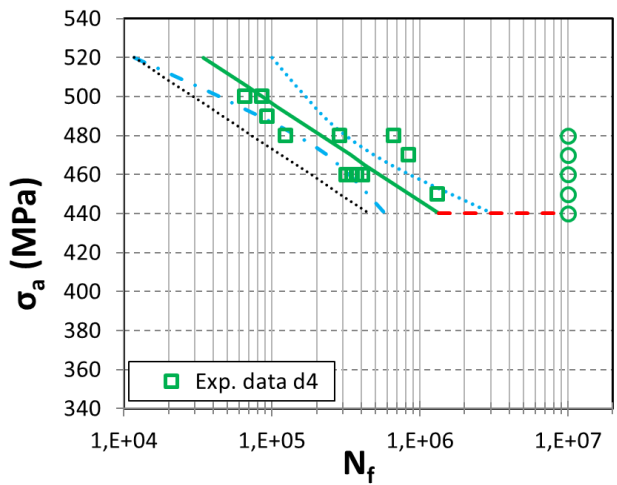
Na **Obr. 3-57** až **Obr. 3-61** jsou vyneseny S-N křivky materiálu 22Cr pro tělesa o aktivním průměru 2, 4, 8 a 12 mm. Lineární regresní analýzou byly získány parametry šikmé větve pro popis časové meze pevnosti, kde byl základní funkční předpis grafu linearizován pomocí logaritmování, viz výsledný vztah (23). Parametry únavového životnosti jsou shrnuty v **Tab. 3-21**. Samotné regresní funkce jsou vyobrazeny v přehledovém grafu na **Obr. 3-62** pro snazší porovnání výsledků napříč použitými průměry těles. Z tohoto obrázku je patrné, že sklon šikmé části referenční regrese d8 je téměř totožná s regresí d2 a naopak křivky d4 a d12 se více liší od této referenční. Tento fakt je reprezentován hodnotou exponentu únavové pevnosti b' , viz **Tab. 3-21**. V případě součinitele únavové pevnosti a' , je pozorován největší rozdíl v případě těles d12.

Tab. 3-21 Parametry lineární regrese šikmé větve v oblasti časové únavy materiálu 22Cr

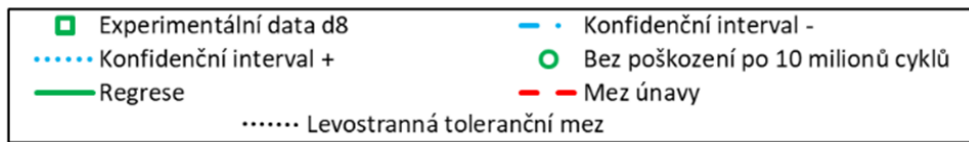
Materiál	Součinitel únavové pevnosti MPa a'	Exponent únavové pevnosti - b'
22Cr_d2	13,83	-0,01673
22Cr_d4	14,87	-0,01987
22Cr_d8	13,52	-0,01711
22Cr_d12	11,58	-0,01381



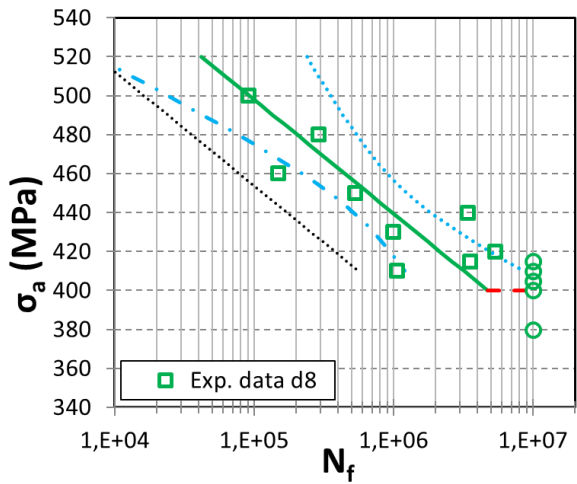
Obr. 3-57 S-N křivky 22Cr_d2



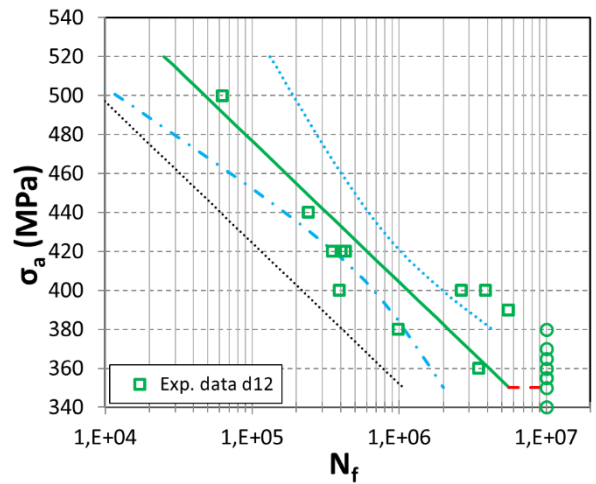
Obr. 3-58 S-N křivky 22Cr_d4



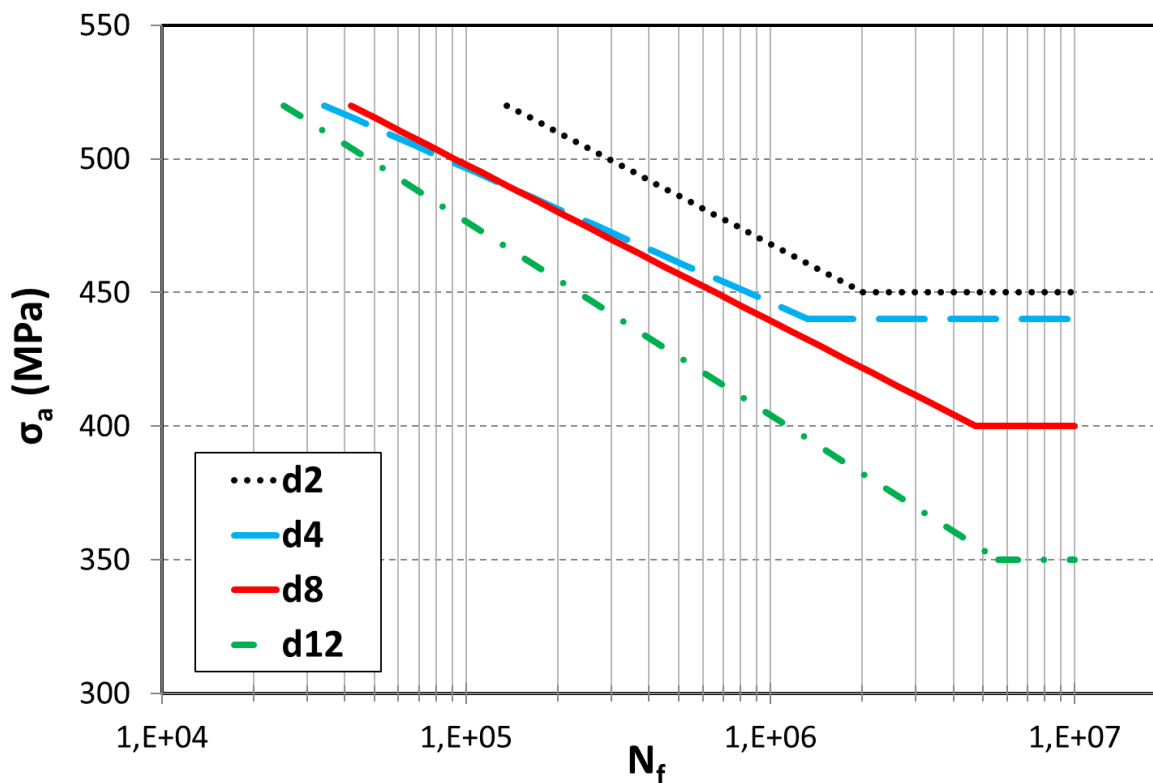
Obr. 3-59 Legenda S-N křivek, 22Cr



Obr. 3-60 S-N křivky 22Cr_d8



Obr. 3-61 S-N křivky 22Cr_d12

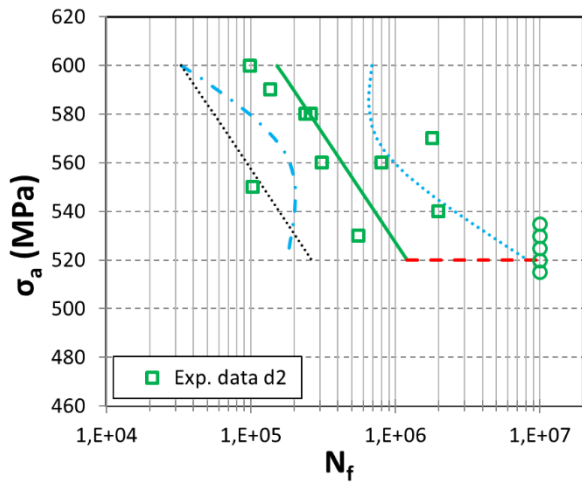


Obr. 3-62 S-N křivky reprezentované regresními funkcemi, 22Cr

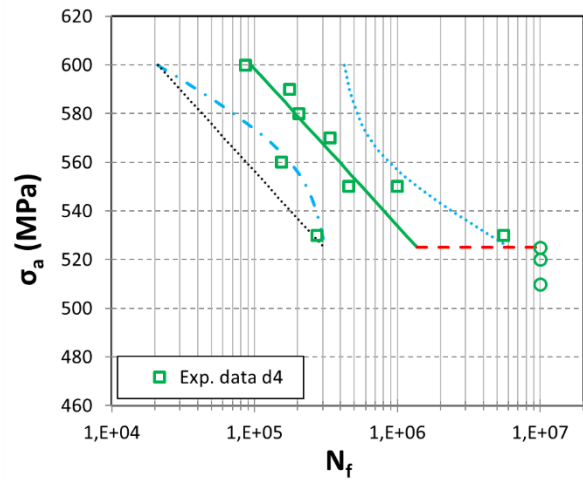
SN křivky pro materiál 34Cr jsou vyobrazeny na Obr. 3-63 až Obr. 3-67. Výsledné regresní parametry jsou shrnuty v Tab. 3-21. Z uvedené tabulky je patrné, že hodnoty regresních parametrů a' a b' těles d2 jsou odlišné v porovnání s ostatními. Naopak tělesa d4 se svými výsledky přibližují výsledkům referenčních těles d8. Z níže uvedených závislostí, uvedených na Obr. 3-68, je patrný velký rozptyl výsledků napříč testovanými průměry.

Tab. 3-22 Parametry lineární regrese šikmé větve v oblasti časové únavy materiálu 34Cr

Materiál	Součinitel únavové pevnosti MPa a'	Exponent únavové pevnosti - b'
34Cr_d2	11,14	-0,00988
34Cr_d4	14,28	-0,01550
34Cr_d8	15,49	-0,01697
34Cr_d12	13,69	-0,01413



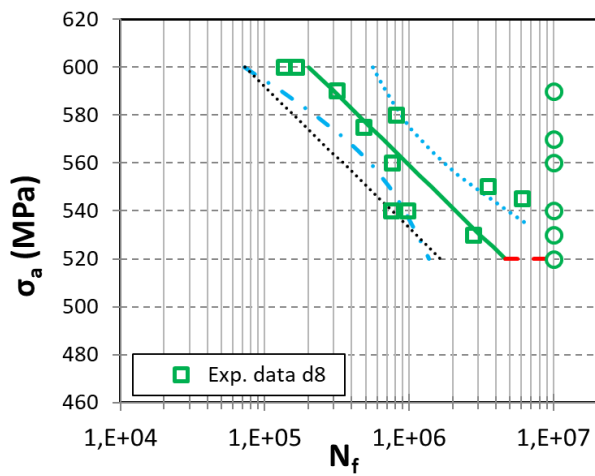
Obr. 3-63 S-N křivky 34Cr_d2



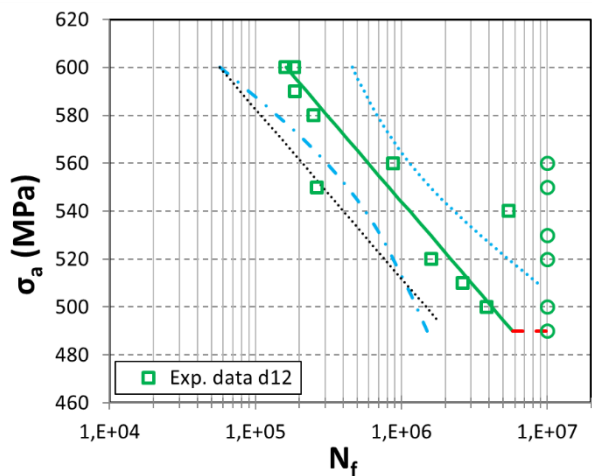
Obr. 3-64 S-N křivky 34Cr_d4



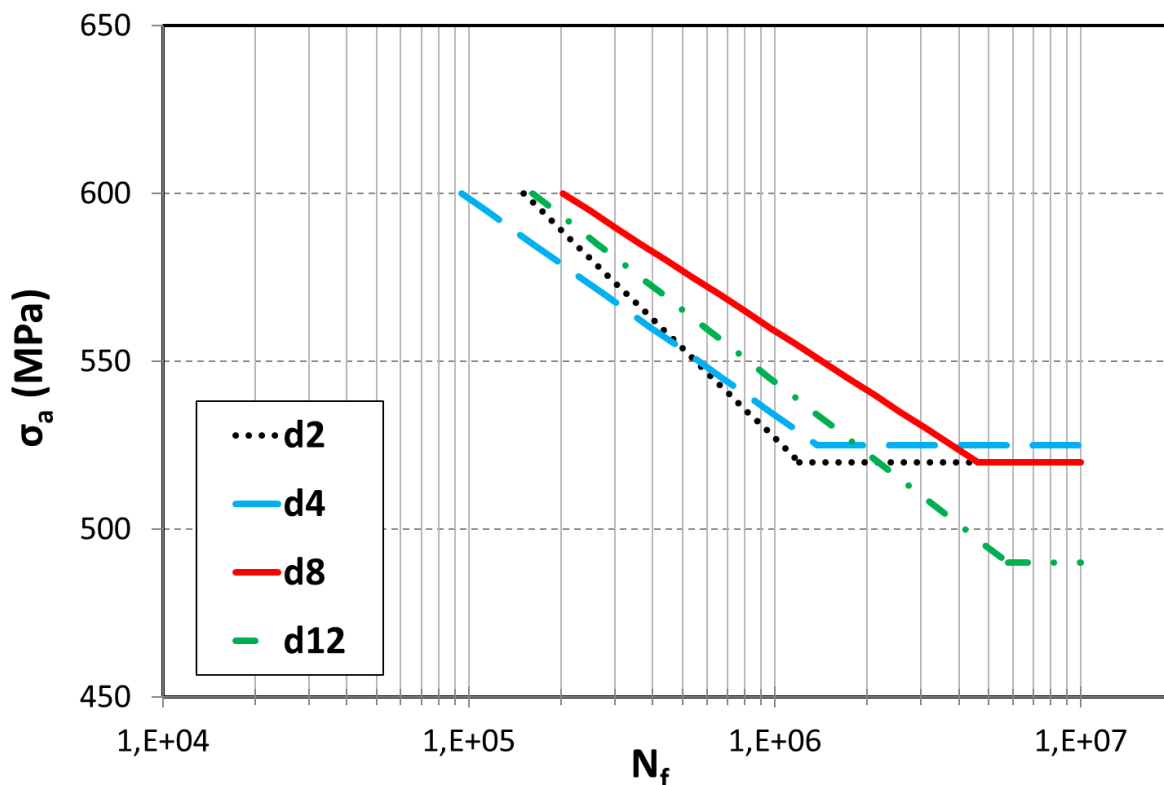
Obr. 3-65 Legenda S-N křivek, 34Cr



Obr. 3-66 S-N křivky 34Cr_d8



Obr. 3-67 S-N křivky 34Cr_d12



Obr. 3-68 S-N křivky reprezentované regresními funkcemi, 34Cr

Stanovení meze únavy na základě konvenčních zkoušek VCÚ

V případě konvenčních zkoušek byla mez únavy σ_c stanovena na základě ČSN 420363 [33] jako nejvyšší hodnota výkmitu, kterou proběhl vzorek po 10^7 cyklů bez viditelného poškození a zároveň pod touto hladinou nedošlo k poškození jiných vzorků. Tato hladina byla následně potvrzena dalším vzorkem při stejné, nebo nižší hladině o max. 15 MPa. Tzv. asymptotické chování v oblasti únavové pevnosti bylo možné pozorovat např. na Obr. 3-62 a Obr. 3-68.

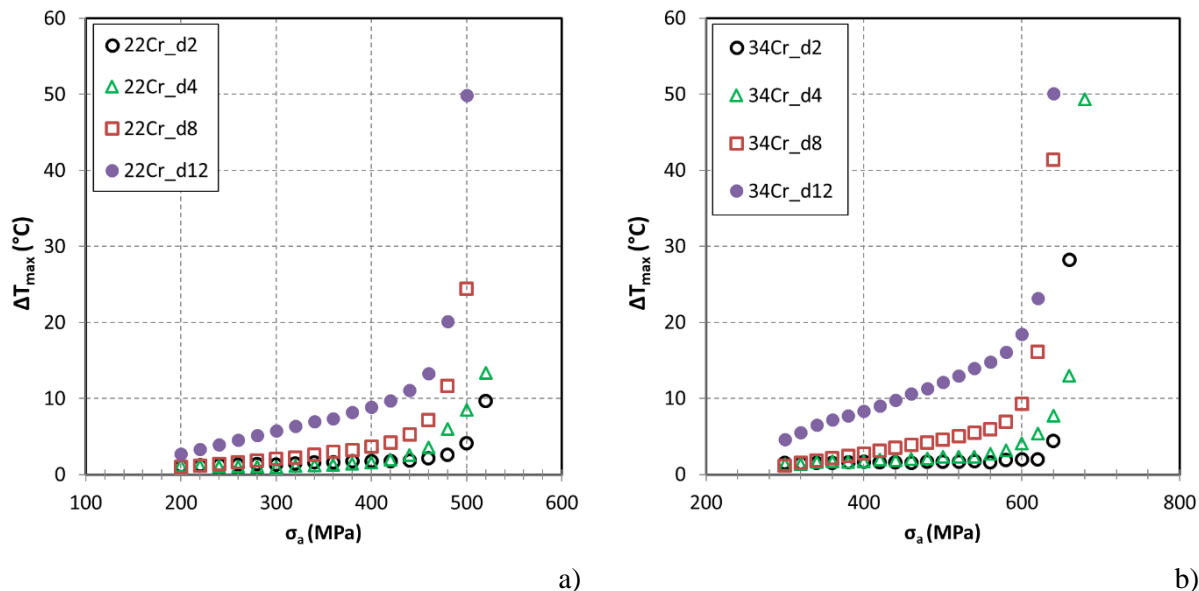
Souhrnné výsledky σ_c pro konvenční zkoušky VCÚ jsou provedeny v Tab. 3-23, viz S-N křivky Obr. 3-57 až Obr. 3-67.

Tab. 3-23 Výsledky meze únavy konvenčních zkoušek VCÚ pro jednotlivé geometrie vzorků pro materiály 22Cr a 34Cr

22Cr		34Cr	
Sada vzorků	σ_c MPa	Sada vzorků	σ_c MPa
22Cr_d2	450	34Cr_d2	520
22Cr_d4	440	34Cr_d4	525
22Cr_d8	400	34Cr_d8	520
22Cr_d12	350	34Cr_d12	490
Průměr	410,0	Průměr	513,8
SD	±39,4	SD	±13,9

3.7.5 Výsledky nekonvenčních zkoušek VCÚ s využitím termografie

Na základě nekonvenčních zkoušek VCÚ bylo získáno 8 průměrných teplotně – napěťových charakteristik, jejichž průběhy jsou vyobrazeny na **Obr. 3-69a** a **Obr. 3-69b**. Na obou zmíněných snímcích je možné pozorovat téměř jednotný trend zvyšujícího se relativního přírůstku teploty se zvětšujícím se objemem zkušebního tělesa.



Obr. 3-69 (a) Maximální přírůstek teploty zátěžného stupně v závislosti na zátěžné amplitudě materiálu 22Cr a (b) 34Cr

Stanovení meze únavy na základě nekonvenčních zkoušek VCÚ

Stanovení meze únavy nekonvenčních zkoušek bylo provedeno na základě naměřených teplotně – napěťových charakteristik, viz **Obr. 3-69**. Výsledky všech tří termografických metod, a to dle Luonga $\sigma_{c PV}$, $\sigma_{c OV}$ a De Finis $\sigma_{c D}$, jsou uvedeny v **Tab. 3-24**.

Tab. 3-24 Výsledky meze únavy nekonvenční termografické metody

Sada vzorků	22Cr			34Cr			
	Luong $\sigma_{c PV}$ MPa	Luong $\sigma_{c OV}$ MPa	De Finis $\sigma_{c D}$ MPa	Luong $\sigma_{c PV}$ MPa	Luong $\sigma_{c OV}$ MPa	De Finis $\sigma_{c D}$ MPa	
22Cr_d2	461	463	460	34Cr_d2	605	618	580
22Cr_d4	431	446	440	34Cr_d4	562	585	580
22Cr_d8	448	458	420	34Cr_d8	562	592	580
22Cr_d12	452	475	420	34Cr_d12	614	620	600
Průměr	448,0	460,5	435,0	Průměr	585,8	603,8	585,0
SD	±10,9	±10,4	±16,6	SD	±24,0	±15,5	±8,7

3.8 Matematická analýza celé únavové životnosti s využitím KV funkce

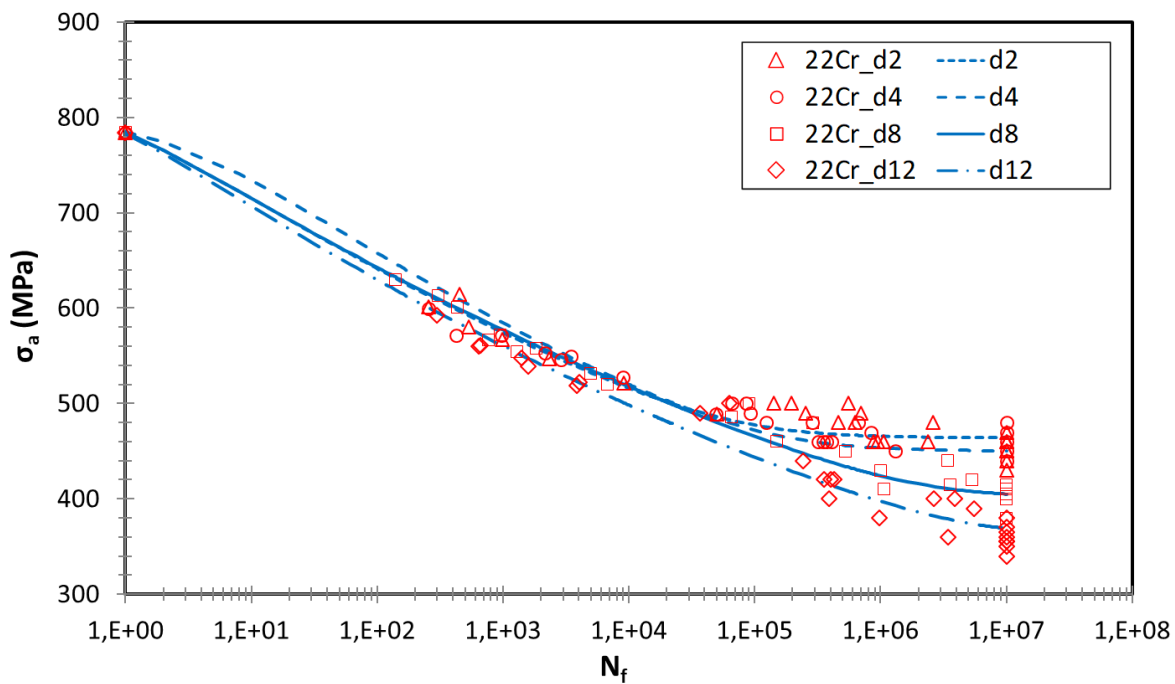
V předchozích kapitolách byly experimentálně získány napěťovo-deformační a S-N charakteristiky, které posloužily jako podklad pro stanovení čtyřparametrické KV funkce (24) reprezentující celkový popis únavové životnosti materiálu, viz oblasti platností regresních funkcí na **Obr. 2-15**. Tato funkce postihuje rozsah životnosti od $\frac{1}{4}$ do 10^7 cyklů. Parametry byly získány na základě proložení experimentálně získaných dat regresní KV funkce s využitím metody nejmenších čtverců. Parametry pro materiály 22Cr a 34Cr jsou shrnuty v **Tab. 3-25**. Aproximace Wöhlerových křivek pro oblast celého únavového života, včetně získaných experimentálních dat, jsou vykresleny na **Obr. 3-70** a **Obr. 3-71**.

Na základě vztahu (24) byly stanoveny příslušné parametry. V případě materiálu 22Cr se pohybovala hodnota funkce ohybu v oblasti kvazistatické a časované únavové životnosti B okolo 0,5 s vyloučením zkušebních těles d4. V případě těles d4 je hodnota téměř pětinašobná. Hodnota parametru sklonu šikmé části větve b^* nabývá průměrných hodnot -0,05 bez výrazných odchylek napříč všemi geometriemi. O mnoho větší rozdíly lze pozorovat v přechodové oblasti C mezi časovou a trvalou únavovou životností, kde jsou hodnoty počtu cyklů v případě těles d12 až sedmdesáti pěti násobné v porovnání s tělesy d2. V tomto případě je zde pozorovatelný trend zvyšující se hodnoty C se zvyšujícím se průměrem zkušebních těles, viz **Tab. 3-25** a **Obr. 3-70**, který je spíše typický pro hliníkové slitiny bez asymptotického chování, viz **Obr. 2-14**. Parametr vyjadřující asymptotické chování σ_∞ vykazuje klesající trend se zvětšujícím se průměrem zkušebních těles.

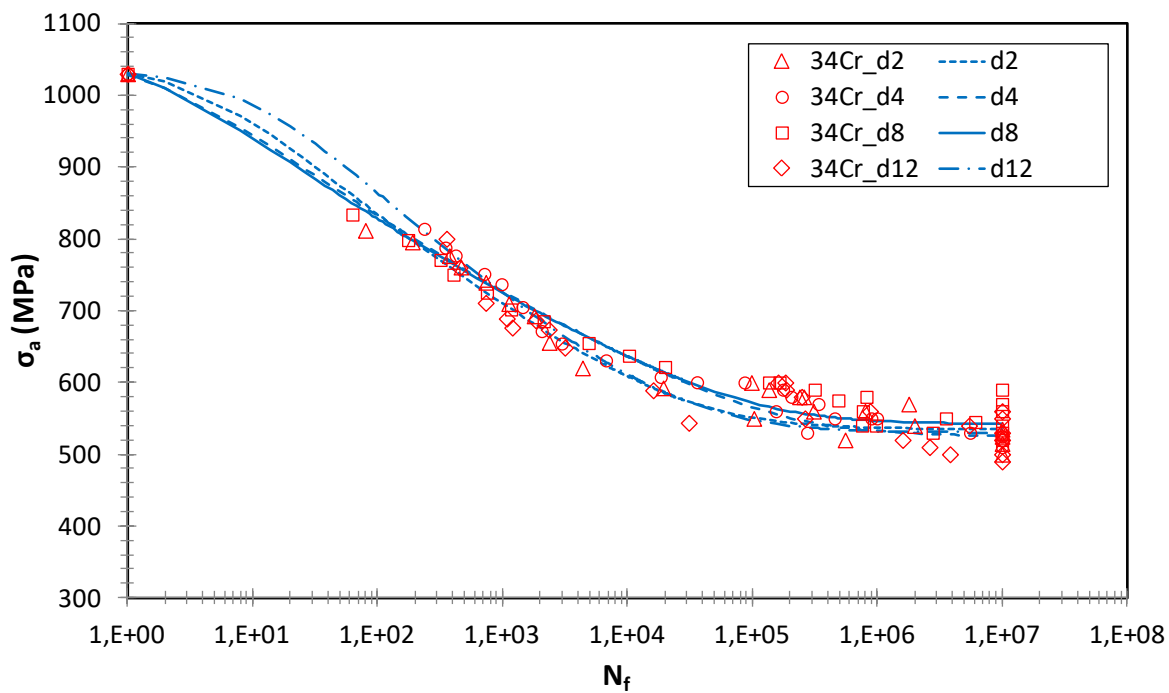
Parametry KV funkce materiálu 34Cr pro tělesa d2 a d12 nabývají téměř totožných výsledků, avšak největší rozdíl ve výsledcích je pozorovatelný v rámci parametru B , a to až 40 %. Ze srovnání obou zmiňovaných geometrií s referenční d8 je patrný velký rozdíl ve výsledcích parametrů b^* , B a C . Naopak tělesa d4 nabývají téměř totožných hodnot napříč parametry KV funkce ve srovnání s referenčními. Konzistentní výsledky byly získány v případě asymptoty trvalé pevnosti σ_∞ napříč všemi geometriemi s rozdílem výsledků do 3 %.

Tab. 3-25 Parametry KV funkcí pro celkový popis únavové životnosti obou materiálů

Materiál	Sada vzorků	Exponent únavové pevnosti b^*	Souřadnice ohybu křivky v oblasti NCÚ B cykly	Souřadnice ohybu křivky v oblasti VCÚ C cykly	Asymptota trvalé pevnosti σ_∞ MPa
22Cr	22Cr_d2	-0,0485	0,65	80000	464
	22Cr_d4	-0,0521	2,50	150000	450
	22Cr_d8	-0,0470	0,45	2300000	401
	22Cr_d12	-0,0509	0,39	6000000	360
34Cr	34Cr_d2	-0,0720	4,53	50000	535
	34Cr_d4	-0,0590	1,78	250000	525
	34Cr_d8	-0,0580	1,30	150000	542
	34Cr_d12	-0,0800	11,20	50000	530



Obr. 3-70 Aproximace Wöhlerových křivek popisující celou oblast únavového života pomocí KV funkce, 22Cr



Obr. 3-71 Aproximace Wöhlerových křivek popisující celou oblast únavového života pomocí KV funkce, 34Cr

4 Diskuse výsledků

Pravděpodobnost získání rozdílných výsledků cyklických zkoušek v oblastech NCÚ a VCÚ s použitím těles o různých objemech je vysoká, ale do jisté míry korigovatelná např. vhodnou geometrií zkušebních těles, jakostí povrchu, volbou dostatečně reprezentativního vzorku materiálu a metodikou zkoušení, viz **kap. 2.5**. Z tohoto důvodu byly identifikovány a vyhodnoceny nejvýznamnější faktory ovlivňující únavové chování materiálu, mezi které patří např. tvarový součinitel, stav povrchu, mikrostruktura, homogenita materiálu apod. Ve stěžejní části práce byly získány statisticky významná data zkoušek životnosti s využitím široké škály proporcionálně zmenšených zkušebních těles od průměru 12 do 2 mm, přičemž cílem miniaturizace bylo získat ověřenou geometrii těles pro zkoušky NCÚ a VCÚ vyrobených z malého množství experimentálního materiálu technikou BST. Spolu s výsledky monotónních tahových zkoušek byly získány parametry KV funkce pro výpočet celého únavového života oceli používaných v oblastech energetiky a automobilovém průmyslu.

4.1 Charakterizace experimentálního materiálu a zkušebních těles

Použitím dvou ocelí třídy 16, konkrétně 22CrMoNiWV 8-8 (1.6945) a 34CrNiMo6 (1.6582), s odlišnými pevnostními charakteristikami a rozdílnou mikrostrukturou, bylo možné získat přehled o cyklickém chování, možném vlivu velikosti zrna a mikročistoty na výsledky těchto zkoušek v případě rozdílných zkušebních objemů. Z provedené analýzy je patrný nižší stupeň mikročistoty oceli 22CrMoNiWV, která je tvořena bainitickou a výrazně hrubší strukturou obsahující nahodilé a morfologicky zcela nevhodné nekovové vměstky, viz **Tab. 3-3**, které však nebyly mikrostrukturní analýzou objeveny, viz **Obr. 3-5**. Naopak je tomu v případě oceli 34CrNiMo6. Tato ocel se vyznačuje jemnou martenzitickou strukturou, která obsahuje četné množství protáhlých sulfidických vměstků klasifikovatelné morfologie, viz **Tab. 3-4**. Existence morfologicky nevhodných vměstků a jejich četnost má obecně za následek výraznou redukci časové a trvalé pevnosti. Jako kritická velikost vady je např. uváděn rozměr 10 až 100 μm [83; 85] v poměru k mezi pevnosti R_m od 700 do 2000 MPa. Do této oblasti spadají oba materiály 22CrMoNiWV s $R_m = 780$ MPa a 34CrNiMo6 s $R_m = 1050$ MPa s výskytem vad kritických velikostí, jež mohou pravděpodobně způsobit značný rozptyl výsledků v oblasti VCÚ, kde může dojít k nukleaci únavové trhliny v místě těchto defektů. Potlačení vlivu defektů na výsledky VCÚ bylo provedeno na základě optimalizace zkušebních vzorků tak, aby se aktivní objem testovaného materiálu snížil na minimum, čímž by se snížila pravděpodobnost výskytu vad, která by sloužily jako iniciátor únavové trhliny. Použitím vzorků s proměnným průřezem lze efektivně snížit toto riziko na minimum. V případě makroplastických deformací u zkoušek NCÚ nemají obecně tyto defekty významný vliv na únavovou životnost a proto by neměly být zatíženy výsledky zkoušek tímto faktorem. Pro oba materiály platí velmi dobrý poměr mezi nejmenším rozměrem zkušebního tělesa a velikostí zrna, který teoreticky povoluje miniaturizaci těles, čili použití nejmenšího rozměru, v případě materiálu 22CrMoNiWV až na hranici 0,7 mm, respektive 0,25 mm v případě materiálu 34CrNiMo6, viz **Tab. 3-5**.

Návrh standardních zkušebních těles o průměru 4, 8 a 12 mm byl proveden v souladu s platnými národními a mezinárodními standardy. Miniaturizovaná geometrie těles byly navrženy v poměru tak, aby bylo možné získat maximum z experimentálně odebraného materiálu technikou BST, viz návrh těles uvedený v **kap. 3.3.3**. Použitím těles o průměru 2 mm bylo možné zachovat doporučený poměr mezi aktivní částí vzorku a upínací hlavou 0,5 [33; 32], což má zajistit, že se porušení cyklicky namáhaných těles lokalizuje v rámci aktivní části a nikoliv v oblasti upínacích hlav. Tímto způsobem bylo možné vyrobit tělesa z tyče kruhového průřezu o průměru 4 mm. Tento rozměr vyhovuje polotovaru odebraného pomocí techniky BST, přičemž délka těles je limitována šířkou polotovaru BST (20 mm). Tento návrh byl proveden pro vzorky NCÚ na **Obr. 3-14a** a pro vzorky VCÚ na **Obr.**

3-15a. Prvotní experimentální práce na miniaturizovaných tělesech byly provedeny na tyčích se závitovými hlavami M8x1 uvedených na **Obr. 3-14b** a **Obr. 3-15b** za účelem ověření navržené geometrie těles pro zkoušky NCÚ a VCÚ. V případě těles opatřených závitovými hlavami d2_L4_M8_r6 a d2_M8_r12 byly prokázány velmi dobré výsledky v porovnání se standardními zkušebními tělesy v oblastech NCÚ a částečně i v oblasti VCÚ, viz **kap. 4.3** a **4.4**. Redukovaná délka miniaturizovaných těles vycházející z polotovaru BST, **Obr. 3-14a**, byla použita pouze v případě zkoušek NCÚ s označením d2_L4_r6_BST, a to z důvodů charakteru zatěžování zkoušek při zatěžovacích hladinách $\varepsilon_{ac} \geq 1,2 \%$, kde dochází k významnému namáhání vzorků na vzpěr. Zkrácení celkové délky těchto těles vedlo k vyššímu počtu cyklů do lomu v porovnání s prodlouženou zkušební tyčí, což bylo potvrzeno výsledky zkoušek. Srovnání bylo provedeno na **Obr. 3-51** a **Obr. 3-52**. V případě zkoušek VCÚ nebyla geometrie těles uvedená na **Obr. 3-15a** použita v experimentální části této práce kvůli faktické duplicitě výsledků s výsledky získaných za pomoci prodloužených tyčí d2_M8_r12. Navíc byl tento rozměr vzorků verifikován a paralelních expertízách pro jiné materiály. Tento fakt je dán velmi nízkými požadavky na tuhost těles zkoušek VCÚ, které jsou zatěžovány pouze v oblastech elastických deformací, viz návrh těles uvedený v **kap. 3.3.2**.

Součástí komplexního řešení metodiky zkoušení NCÚ a VCÚ s využitím miniaturizovaných těles byl proveden návrh upínacích přípravků (čelistí), který vyhovuje průměrům upínacích hlav 4 mm. Návrh a reálný výrobek upínacích prizmatických čelistí je uveden na **Obr. 3-26**.

Pro získání představy, jakým způsobem mohou být ovlivněny výsledky zkoušek VCÚ využívající tělesa o proměnném průřezu, byla vypracována analýza vlivu koncentrace napětí na referenčním tělese d8 s využitím literatury, MKP analýzy a reálným měřením metodou DIC. Z tabulkových hodnot byla koncentrace napětí odečtena jako 1,04, což značí 4% nárůst napětí v místě minimálního průřezu oproti nominálnímu napětí. Stejný výsledek byl získán na základě MKP výpočtu. Experimentálním měřením s využitím DIC byla tato hodnota potvrzena, viz **Tab. 3-7**. Tímto byla dále ověřena správná funkce DIC systému pro následné deformační řízení zkoušek NCÚ. Z výše uvedených výsledků lze konstatovat, že reálné napětí zatěžovaných těles je o 4 % vyšší, než je nominální hodnota, což bylo potvrzeno kombinací analytického a experimentálního přístupu. Hodnota koncentrace napětí $\alpha = 1,04$ zůstává v případě proporcionálně rozdílných velikostí těles konstantní a tím pádem zanedbatelná při porovnávání výsledků zkoušek VCÚ napříč všemi uvedenými geometriemi. I přes tento rozdíl mezi nominálním a skutečným napětím lze z průběhu křivek životnosti uvedených na **Obr. 3-70** a **Obr. 3-71** odečíst pouze zanedbatelný vliv tohoto součinitele na výsledky zkoušek VCÚ. Ten je podložen téměř spojitým přechodem v oblastech 10^4 až 10^5 cyklů do lomu.

Pro získání základních mechanických charakteristik v tahu byly provedeny tahové zkoušky ze středu a okraje obou polotovarů. Výsledné ověřovací tahové charakteristiky ukazují minimální rozdíly ve výsledcích vzorků odebraných ze středu a z okraje, a tudíž lze konstatovat, že se jedná o mechanicky homogenní materiály, kde není potřeba brát zřetel na lokalitu odběru zkušební tělesa. I přes výrazně odlišné výsledky obou materiálů mají oceli téměř totožný charakter zpevnění v oblastech od 1 až do 3 % skutečné deformace a velmi podobný poměr meze pevnosti R_m vůči smluvní mezi kluzu $R_{p0,2}$, který vyjadřuje míru deformačního zpevnění, která je v průměru $\approx 1,14$. V souladu s literaturou [87] a uvedeným poměrem bylo predikováno, že oba materiály budou cyklicky změkčovat ve stejném trendu a fakticky se tak budou nacházet cyklické křivky pod monotónní křivkou. To bylo experimentálně prokázáno v rámci zkoušek NCÚ, viz **Obr. 3-43** a **Obr. 3-44**.

4.2 Zkoušky nízkocyklové únavy

Deformačně řízené zkoušky NCÚ s využitím konvenčních těles byly realizovány na základě zpětnovazebného řízení zkoušek s využitím běžného kontaktního průtahoměru. Zkoušky s využitím miniaturizovaných těles byly provedeny pomocí bezkontaktního způsobu zpětnovazebného řízení deformace využívající techniky DIC, která nabízí velmi široké uplatnění při měření miniaturních objemů. Systém byl použit pro zkoušky s testovací frekvencí až 1 Hz.

Z výsledků NCÚ je patrný totožný charakter cyklické odezvy obou materiálů napříč portfoliem použitých vzorků, což ilustruje záznam celkového průběhu zkoušek v závislosti na zvolené amplitudě deformace na **Obr. 3-31** až **Obr. 3-34** pro materiál 22CrMoNiWV a obdobně na **Obr. 3-36** až **Obr. 3-39** pro materiál 34CrNiMo6. Projev cyklického změkčení materiálu 22CrMoNiWV je výrazný v celém rozsahu uváděných deformací stejně jako v případě materiálu 34CrNiMo6. Dále byly nalezeny spodní meze deformace odpovídající hodnotě $\leq 0,2$ % pro materiál 22CrMoNiWV a $\leq 0,25$ % pro materiál 34CrNiMo6. Pod touto hranicí již nedošlo k přetržení vzorku ani při dovršení 100 000 cyklů. Výše uvedené spodní meze deformací byly získány pomocí referenčních těles d8 z důvodů optimalizace zkušebních časů alternativních geometrií a spolutvoří hranici oblasti NCÚ.

V kontextu vybraných saturovaných hysterezních smyček, viz **Obr. 3-35** a **Obr. 3-40**, bylo možné bezpečně stanovit bod zlomu vzpěrné stability zkušebních těles, respektive platnost výsledků zkoušek NCÚ pro konkrétní deformaci. V průběhu experimentů docházelo v určitých oblastech vyšších deformací ($\epsilon_{ac} > 1\%$) k poklesu napětí-ové odezvy materiálu navzdory zvyšující se amplitudě deformace, což je v rozporu s teorií, viz ilustrativní příklad **Obr. 2-13**. Proto byly nutné konkrétní úrovně deformací vytržít z platného souboru hodnot v rámci každé testované sady vyřadit, viz hysterezní smyčky miniaturizovaných těles o průměru d2 materiálu 34CrNiMo6 uvedených na **Obr. 3-40a**. Zkrácením celkové délky miniaturizovaných těles na alternativu d2_L4_D4_r6_BST bylo možné testovat vyšší hladiny deformace bez ztráty stability, a to konkrétně z 1,2 na 1,5 % amplitudy deformace v případě materiálu 22CrMoNiWV. Použitím těchto miniaturizovaných vzorků vyrobitelných z polotovarů BST, viz **Obr. 2-36**, bylo dosaženo vyššího počtu cyklů do lomu v porovnání se všemi uváděnými alternativními a referenčními geometriemi těles, viz **Obr. 3-51** a **Obr. 3-52**. Tyto únavové křivky deformace vykazují vyšší počet cyklů do lomu od 1% amplitudy deformace. Tento výsledek pravděpodobně vyplývá z vyšší celkové tuhosti měřicí soustavy pro tento typ měření.

Vykreslení saturovaných smyček umožňuje stanovení efektivního modulu pružnosti E_{eff} , který výrazně zpřesňuje určení podílu elastické a plastické složky deformace. Na tomto základě byly získány cyklické parametry a dále byly zkonstruovány cyklické deformační a M-C křivky, které jsou uvedeny na **Obr. 3-43** a **Obr. 3-44**, respektive na **Obr. 3-47** a **Obr. 3-50**. Takto vyjádřené závislosti poskytují

dostatečný přehled o drobných diferencích mezi jednotlivými charakteristikami získanými na základě různých průměrů zkušebních těles a geometrií. Z výše uvedeného vyplývá velmi dobrý soulad výsledků získaných s využitím miniaturizovaných a standardních zkušebních těles v celém rozsahu experimentů navzdory uváděným vlivům popsáním v teoretické části práce, viz **kap. 2.4** a **2.5**. Dokonce i přes velmi nepříznivý výskyt sulfidických vměstků v matici obou ocelí, viz **Obr. 3-4a** a **Obr. 3-4b**, byl pozorován soulad výsledků cyklických charakteristik napříč portfolioem zkušebních těles. Na základě porovnání těchto charakteristik lze potvrdit zanedbatelný vliv výše zmíněných vad na výsledky NCÚ v oblastech plastických makrodeformací.

Sumarizací výše zmíněného lze konstatovat, že miniaturizace zkušebních těles má zanedbatelný vliv na výsledky zkoušek v oblastech NCÚ, kde byla prokázána velmi dobrá shoda výsledků napříč celým spektrem použitých geometrií zkušebních těles.

4.3 Zkoušky vysokocyklové únavy

Výsledky zkoušek VCÚ byly získány pro celé portfolio navržených zkušebních těles bez uvažování miniaturizovaných vyrobitelných z polotovaru BST. V rámci těchto experimentů byly provedeny konvenční a nekonvenční zkoušky VCÚ s využitím termografie.

Konvenční zkoušky proběhly na magnetorezonančním stroji RUMUL s výměnnými siloměry, jejichž silová kapacita odpovídala navrženým geometriím těles. Tím bylo dosaženo maximální možné citlivosti snímání síly během zatěžování. V rámci zkoušek bylo provedeno 100 konvenčních testů na 8 zkušebních sadách s cílem získat S-N křivky a mez únavy σ_c . Zpracování dat S-N křivek bylo rozděleno na dvě části. V první části bylo provedeno proložení dat mocninnou regresní funkcí v oblasti časované meze únavy. Tímto byl získán parametr sklonu levé části S-N křivky, respektive parametry šikmé větve časové únavy. Tyto parametry byly dále sumarizovány do **Tab. 3-21**, kde lze porovnat výsledky alternativních a referenčních těles. V případě materiálu 22CrMoNiWV z tabulky vyplývá, že výsledky exponentu únavové pevnosti b' referenčních těles je téměř totožný s výsledky získanými na základě miniaturizovaných těles d_2 a naopak výsledky získané na základě těles d_4 a objemových těles d_{12} nabývají rozdílů do 20 %. Obdobně tomu bylo v případě součinitele únavové pevnosti a' , kde tělesa d_{12} vykazují rozdíl až 14 %. V druhé části vyhodnocení dat byly získány pro materiál 22CrMoNiWV meze únavy σ_c , které vykazovaly jasný trend spojený s pravděpodobnostním výskytem vad v objemu testovaného materiálu. Tyto diference jsou velmi dobře pozorovatelné na **Obr. 3-62**, kde jsou výsledky S-N křivek reprezentovány pouze pomocí regresních funkcí. V konečném důsledku se výsledek dá považovat za předpokládaný a lze jej připsat zvýšené pravděpodobnosti náhodného výskytu defektů kritických velikostí v materiálu [48], které jsou pozorovatelné z výbrusů zachycených na **Obr. 3-7** a **Obr. 3-10**. Zvýšený obsah nekovových vměstků a jeho vliv na výsledky šikmé části větve nebyl zcela prokázán u oceli 34CrNiMo6, viz **Tab. 3-2**, navzdory výsledkům jiných prací [90; 91]. Z výsledků šikmé části S-N křivky materiálu 34CrNiMo6 nebyl prokázán jasný trend v návaznosti na absolutní velikost těles v oblasti časové pevnosti, viz rozptyl výsledků uvedených na **Obr. 3-63** až **Obr. 3-67**. Zde byl pozorován největší rozptyl výsledků v případě miniaturizovaných těles a to 28 % v případě součinitele únavové pevnosti a' , respektive 40 % v rámci výsledků exponentu únavové pevnosti b' . V druhé části vyhodnocení zkoušek materiálu 34CrNiMo6 byly získány meze únavy σ_c , kde výsledky zkoušek vykazují nejasný trend těchto mezí se zvětšujícím se objemem vzorků, viz **Tab. 3-23** [20].

Nekonvenční přístup získání hodnot meze únavy σ_c je založen na základě použití pasivní infračervené termografie a stupňovitého zatěžování materiálu s pevným krokem, jenž obecně nevyžaduje speciální zkušební tělesa, ani zkušební stroj. Zkušební stroj byl pečlivě volen na základě frekvenčního rozsahu při použití objemových těles a těles s miniaturizovanými rozměry, tak aby bylo možné získat kvalitní záznam teplotně – napěťové charakteristiky, viz **kap. 2.4.5**. Kvalita termografického záznamu roste úměrně s vývojem disipované energie zatěžovaných těles a zvyšuje se s nárůstem testovaného objemu a testovací frekvence. K tomuto účelu byl použit magnetorezonanční stroj s testovací frekvencí až 200 Hz. Tímto způsobem bylo docíleno uspokojivé detekce drobných změn z pořízených termogramů i v oblastech elastických deformací, jak plyne z výsledků zkoušek, viz **Obr. 3-69**. Z charakteru nárůstu teploty v závislosti na zvyšujícím se napětí lze vyčíst, že detekce přírůstu teploty je tím obtížnější, čím je těleso menší. Užitím těles o průměru 2 mm došlo k ohřátí zkušební části pouze o desetiny °C při zatěžování do meze únavy (levá část větve), přičemž objemový vzorek vykázal teploty v řádech jednotek až desítek °C. Tento fakt je způsoben charakterem odvodu tepla z tělesa, materiálem a testovací frekvencí a může tak být potenciálním mantinelem při další miniaturizaci těles, kde již nebude možné detekovat změnu teploty v regionu levé části větve. Pro potlačení teplotních změn okolí během testu byla použita hliníková kompenzační destička opatřená nástříkem o stejné emisivitě jako povrch zkušební tělesa. Tato úprava se ukázala být nedílnou součástí zkušební sestavy v důsledku velmi nepatrných přírůstků teplot v případě miniaturizovaných těles a drobných změn pokojové teploty v průběhu měření, viz teplotně - napěťové charakteristiky uvedené na **Obr. 4-1** a **Obr. 4-2**. Zkušební proces se odlišoval od konvenčního tím, že periodické zatěžování probíhalo stupňovitě od počátečních napěťových hladin cca $1/3 R_m$ až do přetržení. Z důvodů optimalizace času zkoušek byly zvoleny počáteční hladiny a volba velikosti kroku na základě výsledků zkoušek tahem, viz **Tab. 3-10**. Pro oba materiály byl zvolen jednotný krok 20 MPa. Na každém kroku pak byla provedena prodleva 40 000 cyklů. V rámci experimentů se tato prodleva ukázala jako dostatečná, protože došlo během této doby k saturaci přírůstu teploty ΔT , viz **Obr. 2-33a**. Pro vyhodnocení meze únavy na základě termografických dat byly použity tři metodiky vyhodnocení. Výsledky jsou, spolu s výsledky konvenčních zkoušek, shrnuty v **Tab. 4-1**.

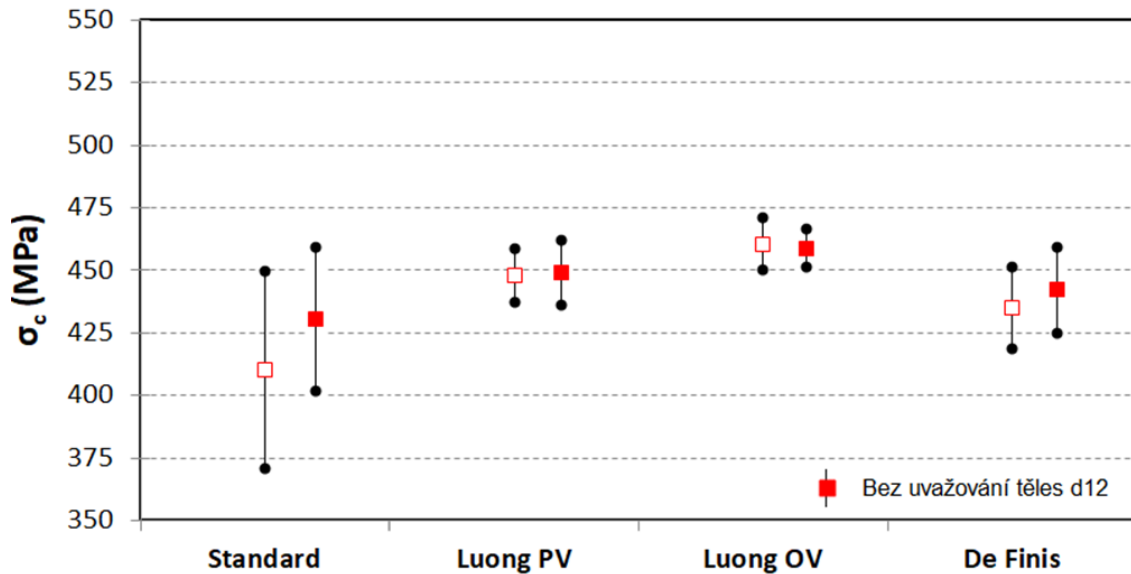
Tab. 4-1 Porovnání výsledků meze únavy konvenčních a nekonvenčních zkoušek VCÚ

Materiál	Sada vzorků	σ_c	Luong		Luong		De Finis	
		MPa	$\sigma_{c PV}$ MPa	% $_{\sigma c}$	$\sigma_{c OV}$ MPa	% $_{\sigma c}$	$\sigma_{c D}$ MPa	% $_{\sigma c}$
22Cr	22Cr_d2	450	461	2,4	463	2,9	460	2,2
	22Cr_d4	440	431	2,0	446	1,4	440	0,0
	22Cr_d8	400	448	12,0	458	14,5	420	5,0
	22Cr_d12	350	452	29,1	475	35,7	420	20,0
	Průměr	410,0	448,0	11,4	460,5	13,6	435,0	6,8
	SD	±39,4	±10,9	±11	±10,4	±13,7	±16,6	±7,8
34Cr	34Cr_d2	520	605	16,3	618	18,8	580	11,5
	34Cr_d4	525	562	7,0	585	11,4	580	10,5
	34Cr_d8	520	562	8,1	592	13,8	580	11,5
	34Cr_d12	490	614	25,3	620	26,5	600	22,4
	Průměr	513,8	585,8	14,2	603,8	17,7	585	14,0
	SD	±13,9	±24	±7,4	±15,5	±5,8	±8,7	±4,9

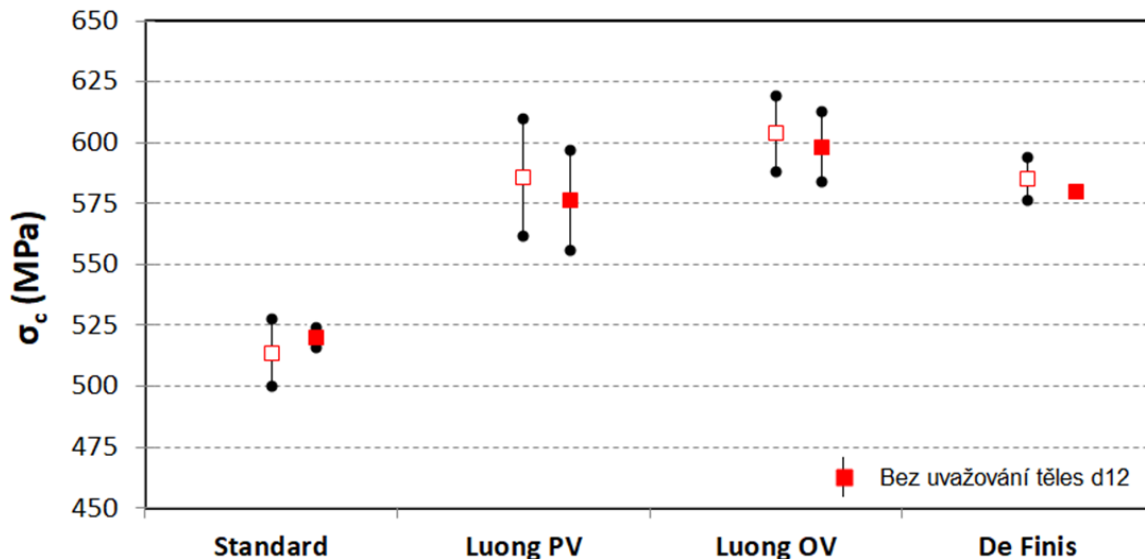
Z výše uvedené tabulky **Tab. 4-1** lze odečíst, že největší rozdíl výsledků mezi konvenční a nekonvenční metodikou je pozorovatelný v případě těles o průměru 12 mm, což je znovu dáno zvýšenou pravděpodobností výskytu materiálových defektů na straně objemných těles při provádění konvenčních zkoušek VCÚ [20]. Naopak výsledky meze únavy nekonvenční metodiky nevykazují podobný trend vývoje těchto výsledků na experimentálním objemu materiálu. Z výsledků je dále patrné, že v případě materiálu 22CrMoNiWV je průměrný rozdíl výsledků % $_{\sigma c}$ všech tří nekonvenčních metodik, zahrnující veškerá navržená tělesa o průměru 2 až 12 mm, přibližně 10 %, přičemž nejlepší průměrné shody bylo dosaženo s využitím metodiky vyhodnocení dle De Finis $\sigma_{c D}$ 6,8 % a nejhoršího 13,6 % v případě Luongova přístupu $\sigma_{c OV}$. V případě materiálu 34CrNiMo6 byla získána průměrná shoda kolem 14 % s využitím vyhodnocení dle De Finis a nejhorší výsledek 17 % byl pozorován taktéž v případě Luongova přístupu využívající data obou větví. Pokud by byly vyloučeny výsledky zkoušek objemových těles d12, došlo by k výraznému zlepšení průměrné shody na všech úrovních z desítek na jednotky procent, viz **Tab. 4-2** a **Obr. 4-1** a **Obr. 4-2**. Tato metodika s vyloučením výsledků těles d12 poskytla nejlepší shodu 2 % pro materiál 22CrMoNiWV.

Tab. 4-2 Výsledky meze únavy získané konvenční a nekonvenční termografickou metodou bez uvažování objemových těles d12

Materiál	σ_c	Luong		Luong		De Finis	
	MPa	$\sigma_{c PV}$ MPa	% $_{\sigma c}$	$\sigma_{c OV}$ MPa	% $_{\sigma c}$	$\sigma_{c D}$ MPa	% $_{\sigma c}$
22Cr průměr	435,0	446,7	5,0	455,7	5,4	440,0	2,0
SD	±26,8	±12,3	±5,0	±7,1	±6,4	±16,3	±2,1
34Cr průměr	520,0	576,3	10,9	598,3	15,1	580,0	11,5
SD	±4,1	±20,3	±4,7	±14,2	±3,6	±0,0	±0,9



Obr. 4-1 Odhad meze únavy materiálu 22CrMoNiWV



Obr. 4-2 Odhad meze únavy materiálu 34CrNiMo6

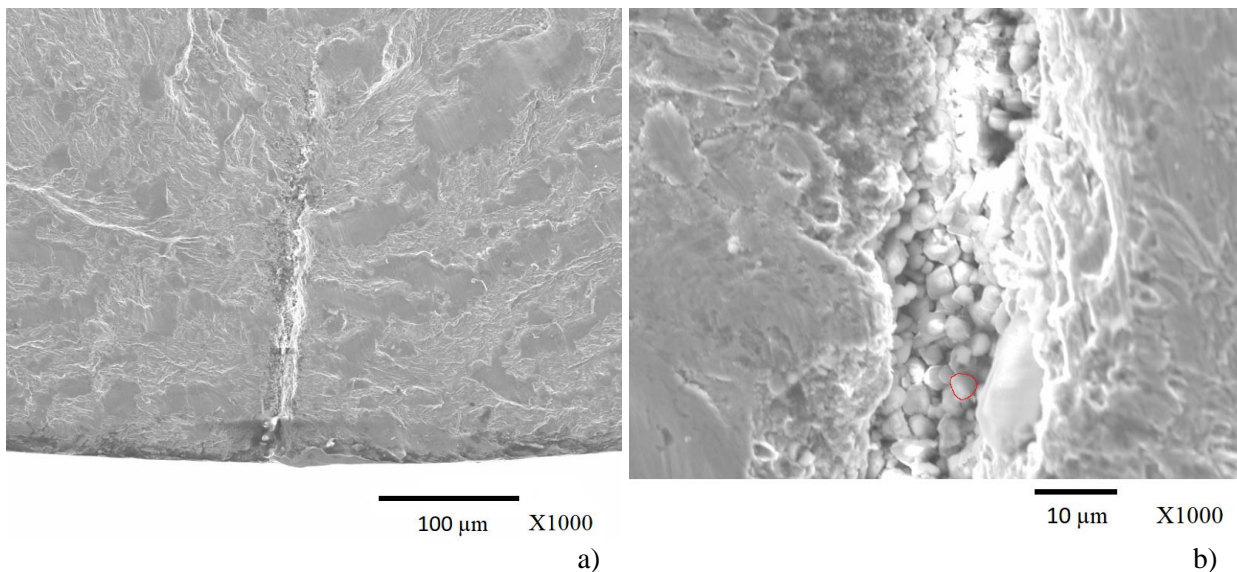
Z výše uvedených grafických vyjádření výsledků meze únavy plyne výrazná nekonzervativnost výsledků nekonvenčních metod v porovnání s konvenční. Je evidentní, že výsledky všech tří termografických metod leží na méně bezpečné straně odhadu meze únavy. Vyřazením objemových těles z celkového souboru hodnot dochází pouze k slabé korekci střední hodnoty a rozptylu výsledků směrem k nižším hodnotám, viz **Obr. 4-1** a **Obr. 4-2**.

Lze vyvodit závěr, že mírné rozdíly výsledků celého portfolia geometrií těles jsou zatíženy statistickými chybami, které lze ovlivnit změnou objemu experimentálního materiálu, respektive počtem zkušebních vzorků a výběrem dostatečně reprezentativního materiálu, přičemž největších rozdílů ve výsledcích VCÚ bylo dosaženo použitím objemových těles o průměru 12 mm. Dále nebylo zcela prokázáno, že výsledky meze únavy σ_c , konvenčního přístupu, jsou v naprosté shodě s těmi, které byly získány na základě infračervené termografie, a to za zlomek času potřebného v případě konvenčního postupu. Nejlepší shody bylo nakonec dosaženo v případě materiálu 22Cr.

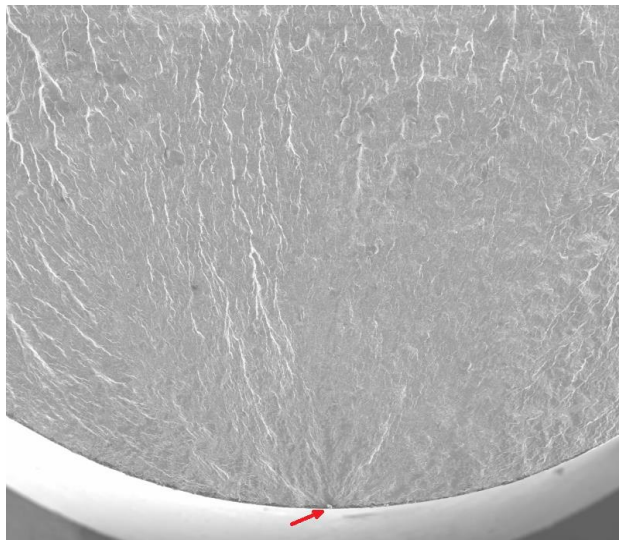
4.4 Aproximace celého únavového života

Výsledné křivky popisující celou oblast únavového života pomocí KV funkce vykazují předpokládaný trend s asymptotickým chováním v oblastech blízcích se quasi-statické a trvalé pevnosti. Oblast quasi-statické pevnosti, NCÚ a VCÚ byla experimentálně získána. Oblast přechodu kvazistatické pevnosti a NCÚ nebyla experimentálně postihnuta a byla pouze aproximována. Aproximace křivek celého únavového života obou materiálů byla provedena na základě vztahu (22) a výsledných parametrů KV funkce, viz **Tab. 3-25**.

Konzistentní výsledky materiálu 22Cr byly pozorovány od quasi-statické do přechodové oblasti NCÚ/VCÚ, a to napříč použitými geometriemi zkušebních těles. Se zvyšujícím se počtem cyklů do lomu, pravděpodobně v důsledku změny mechanismu cyklického poškození, je pozorovatelný výrazný rozptyl výsledků až do oblasti trvalé pevnosti. Tento rozptyl lze připsat výskytu defektů v objemu experimentálního materiálu již v předchozí kapitole. Tyto defekty následně iniciují únavové trhliny tím pravděpodobněji, čím je zkušební těleso větší, viz **kap. 2.5**. Tento argument je podpořen výsledky asymptoty trvalé pevnosti σ_∞ uvedené v **Tab. 3-25**, která klesá se zvětšujícími se rozměry zkušebních těles, viz **Obr. 3-70**, a také zvyšující se hodnotou souřadnice ohybu křivky v oblasti VCÚ C. Tento závěr byl potvrzen následnou fraktografickou analýzou vybraných těles. Na základě odlehlosti výsledků od celkového souboru experimentálně získaných dat byla vybrána tělesa, která byla podrobena analýze lomové plochy v řádkovacím elektronovém mikroskopu. Chemické složení vměstků bylo získáno na základě energiově-disperzní rentgenové analýzy EDX. Zásadní informace byly získány z lomových ploch standardních a miniaturizovaných těles, jejichž výsledky jsou nejvíce odkloněny od výsledků referenčních zkoušek, respektive aritmetického průměru výsledků materiálu 22Cr. Mechanické hodnoty únavy σ_c standardních těles byly ovlivněny výskytem shluků drobných oxidů o velikosti jednotek μm , které tvoří pásy o délkách desítek až stovek μm , **Obr. 4-3**, nebo rozměrnými solitárními oxidy, **Obr. 4-4** a sulfidy manganu MnS, **Obr. 4-5**, a to v těsné blízkosti volného povrchu. Výskyt těchto nadrozměrných vměstků byl pozorován v rámci analýzy mikročistoty oceli, viz ČSN ISO 4967 – Metoda A **kap. 3.2.2**. V rámci miniaturizovaných těles nebyl výskyt výše zmíněných defektů pozorován.

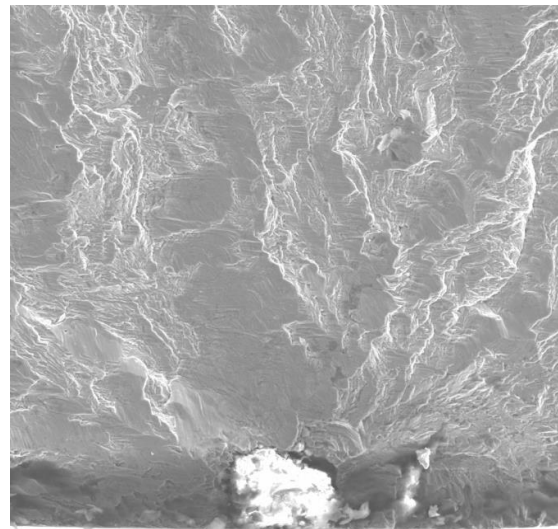


Obr. 4-3 Lom tělesa 22Cr_d12 při dovršení 241 282 cyklů při amplitudě 440 MPa v důsledku nukleace únavové trhliny ve shluku drobných oxidů



1 mm X15

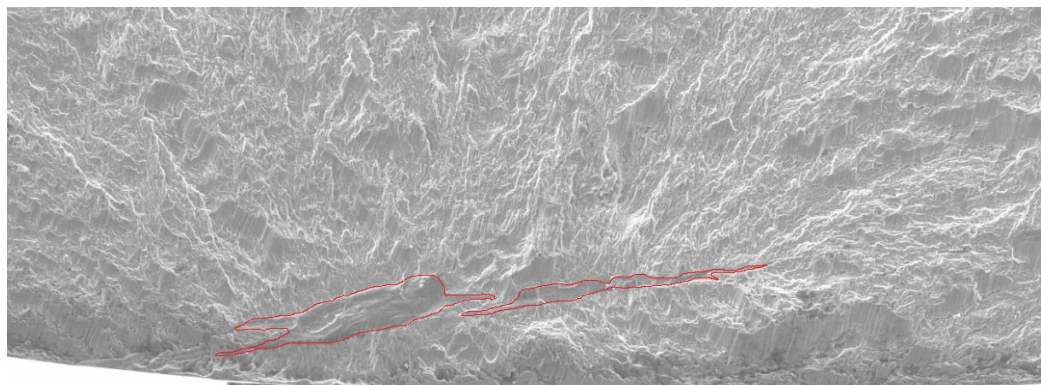
a)



10 μm X250

b)

Obr. 4-4 Lom tělesa 22Cr_d12 při dovršení 392 439 cyklů při amplitudě 400 MPa v důsledku nukleace únavové trhliny v solitérním oxidu na rozhraní povrchu tělesa



100 μm X150

Obr. 4-5 Lom tělesa 22Cr_d8 při dovršení 148 814 cyklů při amplitudě 460 MPa v důsledku nukleace únavové trhliny v nekovovém vměstku MnS

Naopak výsledné aproximační křivky materiálu 34Cr vykazují konzistentní výsledky u všech testovaných těles až do dovršení 10^7 cyklů, viz **Obr. 3-71**, a nepotvrzují tak zmíněný předpoklad spojený s náhodně rozmístěnými defekty v experimentálním materiálu, viz problematika vlivu defektu na mez únavy uvedené na **Obr. 3-11**. Nejvýraznější rozdíly ve výsledcích byly pozorovány u těles d12, kde nebylo pozorováno asymptotické chování v oblasti quasi-statické pevnosti a oblasti NCÚ. Tento výsledek je reprezentován hodnotou souřadnice ohybu křivky NCÚ *B*. Tento výsledek je spojen se snižujícím se počtem cyklů do lomu při zvyšující se hladině deformace v porovnání s ostatními použitými geometriemi, což je pozorovatelné např. na **Obr. 3-52**, a vypovídá to o zvyšující se ztrátě stability zkušebních těles v důsledku zvyšujícího se zatížení. Z výše uvedeného lze konstatovat, že konzistentní výsledky zkoušek napříč použitými geometriemi nebyly nutně ovlivněny četným výskytem apriorních vad, viz **Obr. 3-6**. Důležitým faktorem vlivu těchto defektů na výsledky zkoušek je jejich kritický rozměr a morfologie.

U obou testovaných materiálů nebyla v oblastech NCÚ pozorována očekávaná nespojitost výsledků křivek životnosti napříč zatěžovacími hladinami v důsledku rozdílného mechanismu cyklického poškození. Obdobně nebyla prokázána diskontinuita křivek životnosti v přechodové oblasti NCÚ/VCÚ z důvodu použití rozdílných geometrií těles s paralelní (RB) a proměnnou (HG) aktivní částí, jež výrazně ovlivňuje objem aktivní části zkušebního vzorku, viz **kap. 2.5**.

5 Závěr

Cílem práce bylo získat hlubší poznatky chování konstrukčních materiálů v oblastech cyklické únavy s využitím miniaturizovaných zkušebních vzorků, které jsou zamýšleny být použity při posuzování aktuálního stavu provozovaných komponent s využitím semi-destruktivního přístupu. Základem tohoto přístupu je použití odběrného zařízení, které umožní odebrat malé množství experimentálního materiálu z rozměrné komponenty bez poškození její integrity. Z takto odebraného materiálu využívající techniku BST lze následně vyrobít a destruktivně zkoušet sadu miniaturizovaných zkušebních těles, jejichž výsledky slouží jako podklad pro aktuální popis dlouhodobě provozovaného materiálu.

Na základě výsledků experimentů ocelí 22CrMoNiWV (1.6945) a 34CrNiMo6 (1.6582) lze vyvodit následující závěry:

- Na základě výsledků mikrostrukturní analýzy a tahových zkoušek byla potvrzena vhodnost obou typů ocelí pro účely miniaturizace plynoucí z průměrné velikosti zrn a nejmenších příčných rozměrů budoucích zkušebních vzorků s vysokou homogenitou. Dále bylo zjištěno, že dodaná ocel 34CrNiMo6 je nevhodná pro provozování cyklicky namáhaných komponent v oblastech VCÚ v důsledku četného výskytu metalurgických vad, respektive nekovových vměstků, nepříznivé morfologie. Tento typ defektů však nemá vliv na výsledky zkoušek provozovaných v oblastech makrodeformací NCÚ.
- Navržený výrobní postup pro přípravu kombinující konvenční obrábění a následné mechanické broušení vyhovuje navrženým zkušebním tělesům a mezinárodním standardům s podmínkou $R_a \leq 0,2 \mu\text{m}$, přičemž průměrná aritmetická odchylka povrchu R_a je $0,10 \mu\text{m}$.
- Při návrhu zkušebních vzorků pro zkoušky VCÚ bylo rozhodnuto o použití geometrie o proměnném průřezu, čímž dochází k redukci aktivního objemu materiálu a tím i k výskytu náhodně rozmístěných defektů. Negativním důsledkem této geometrie je existence koncentrátoru napětí, který je závislý na použité geometrii a byl stanoven jako hodnota 1,04, tedy 4 %. Tento fakt byl eliminován návrhem proporcionálně zmenšených zkušebních vzorků. Použití odlišné geometrie těles (od zkoušek NCÚ) neprokázalo rozdílné chování v oblastech mezi 10^4 až 10^5 cyklů do lomu, kde je přechod mezi oběma oblastmi spojitý.
- Návrh geometrií miniaturizovaných zkušebních vzorků pro oblast NCÚ a VCÚ vyhovuje maximálním rozměrům experimentálního materiálu získaného na základě BST.
- Zpětnovazební řízení zkoušek pomocí bezkontaktního měření s využitím DIC techniky byla úspěšně vyvinuta a otestována pro miniaturizovaná tělesa určena pro zkoušky NCÚ. V průběhu experimentů byla dosažena dostatečná testovací rychlost až 1 Hz.
- Z hlediska výsledků NCÚ lze konstatovat, že miniaturizace zkušebních vzorků nemá přímý vliv na výsledky cyklických parametrů, přičemž bylo dokázáno, že malé vzorky mohou vyhovovat více, než vzorky rozměrné, a to z důvodů vyšších požadavků na boční tuhost zkušebního stroje. V oblastech NCÚ byla popsána velmi dobrá shoda výsledků u obou materiálů získaných na základě miniaturizovaných a standardních zkušebních těles. Tato shoda může být do jisté míry způsobena tím, že existence některých defektů nemá zásadní vliv na únavové porušení v oblastech makrodeformací.
- Výsledky konvenčních zkoušek VCÚ naznačují, že vliv defektů na výsledky zkoušek nabývá vysokého významu směrem k oblasti trvalé pevnosti. Výsledky zkoušek na širokém portfoliu zkušebních vzorků ukazují dobrou shodu s teoriemi pravděpodobnostního výskytu defektů v aktivní části materiálu, která má za důsledek nižší životnost rozměrných těles při srovnatelné zatěžovací hladině v porovnání s miniaturizovanými tělesy. Bylo prokázáno, že ovlivnění výsledků VCÚ je způsobeno výskytem vměstků nadrozměrné velikosti s nevhodnou morfologií.

- Nebyla zcela prokázána shoda výsledků meze únavy σ_c s nekonvenčním typem zkoušek využívající pasivní termografii napříč použitými metodami vyhodnocení, přičemž nejlepší shody bylo dosaženo v případě materiálu 22Cr. Potenciál této techniky je i nadále v redukci testovacího času při současném použití jediného zkušebního tělesa. Dále byla prokázána velmi dobrá shoda s výsledky konvenčních testů u jedné z termografických metod, která má rovněž potenciál být použita i jako nedestruktivní metodika hodnocení meze únavy. V rámci této metodiky dochází k zatěžování materiálu pouze do hladiny meze únavy, a tudíž se jí bude věnovat pozornost i nadále.
- Výsledné křivky popisující celou oblast únavového života pomocí KV funkce v předpokládaném trendu s asymptotickým chováním v oblastech blízcích se quasi-statické a trvalé pevnosti. V oblastech NCÚ nebyla pozorována očekávaná nespojitost výsledků křivek životnosti napříč zatěžovacími hladinami v důsledku rozdílného mechanismu cyklického poškození. Obdobně nebyla prokázána diskontinuita křivek životnosti v přechodové oblasti NCÚ/VCÚ z důvodu použití rozdílných geometrií těles s paralelní a proměnnou aktivní částí. Oblast meze únavy byla výrazně ovlivněna výskytem nadrozměrných defektů v materiálu.

6 Seznam literatury

1. **Murakami, Y.** The effect of hydrogen on fatigue properties of metals used for fuel cell systems. *International Journal of Fracture*. 2006, Vol. 138, DOI:10.1007/s10704-006-7158-2, pp. 167-195.
2. *Erosion corrosion and synergetic effect in distributed liquid-particle flow.* **Malka, R., Nestic, S. and Gulino, D.A.** San Diego : Corrosion NACEExpo 2006, 2006. Corrosion NACEExpo 2006. paper No. 06594.
3. **Zhu, M., et al., et al.** Synergistic effect of AC and Cl⁻ on corrosion behavior of X80 pipeline steel in alkaline environment. *Materials and Corrosion*. 2015, Vol. Vol. 66, Issue 5, pp. 494-497.
4. **Webster, G. and Ainswort, R.A.** *High temperature component life assessment*. London : Chapman & Hal, 1994. ISBN 13: 9780412585203 .
5. **Management, Expert Group on Nuclear Power Plant Life.** *Status report on nuclear power plant life management*. Nuclear Energy Agency. Paris : s.n., 2000. NEA No. 6105.
6. **HURST, R. and MATOCHA, K.** The European Code of practice for Small Punch Testing. *Metallurgical Journal*. Metallurgical Journal, 2010, Vol. vol. LXIII, pp. 5-11.
7. **European Committee for Standardization.** *Small Punch Test Method for Metallic Materials*. Brusel : CEN Workshop, 2007. CWA 15627.
8. **Pokluda, J., Kroupa, F. and Obdrzilek, L.** *Mechanické vlastnosti a struktura pevných látek*. Brno : PC-DIR spol.s.r.o, 1994. ISBN 80-214-0575-9.
9. **Ptáček, L.** *Nauka o materiálu I a II*. Brno : CERM, 2001. p. 854.
10. ČSN EN ISO 6892-1 (420310). *Kovové materiály - Zkoušení tahem. Část 1, Zkušební metoda za pokojové teploty*. Praha : Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2010.
11. **Veles, P.** *Mechanické vlastnosti a skúšanie kovov*. Bratislava : ALFA, 1985. p. 401.
12. **Růžička, M., Hanke, M. and Prost, M.** *Dynamická pevnost a životnost. Druhé přepracované*. Praha : Vydavatelství ČVUT, 1992. p. 259. ISBN 80-01-00886-X.
13. **Fusek, M. and Adámková, L.** *Únava materiálu*. [výukový materiál] Ostrava : VYSOKÁ ŠKOLA BÁŇSKÁ – TECHNICKÁ UNIVERZITA OSTRAVA, 2013. ISBN 978-80-248-3024-7.
14. **Sergueeva, A., et al., et al.** Gage length and sample size effect on measured properties during tensile testing. *Material Science and Engineering A*. 2009, Vol. 526, ISSN : 0921-5093.
15. **Zhao, Y., Guo, Y. and Wei, Q.** Influence of specimen dimensions on the tensile behavior of ultra-fine grained Cu. *Scripta Materiala*. 2008, Vol. 59, ISSN: 1359-6462.
16. **Hoffmann, H. and Hong, S.** Tensile test of very thin sheet metal and determination of flow stress considering the scaling effect. *Journal of CIRP Annals - Manufacturing. Technology*, 2006, Vol. 55, ISSN: 0007-8506.
17. **Michel, J. F. and Picart, P.** Size effect on the constitutive behaviour for brass in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*. 2003, Vol. 141, ISSN: 0924-0136.

18. **Miyazaki, S., Shibata, K. and Fujita, H.** Effect of specimen thickness on mechanical properties of polycrystalline aggregates with various grain sizes. *Acta Metallurgica*. 5, 1979, Vol. 27, ISSN: 0001-6160.
19. *Cyclic Plasticity and Low Cycle Fatigue Life of Metals*. **Polák, J.** 1, Praha : Academia nakladatelství Československé akademie věd, 1991, Vol. 63. ISBN 0-444-98839-4.
20. **Hoschl, C.** *Únava materiálu při periodickém zatěžování*. Praha : ÚSTAV TERMOMECHANIKY ČSAV, 1981.
21. *Únava materiálu. IPM fracture vyuka*. [Online] Ústav fyziky materiálů. [Cited: 2 únor 2018.] www.ipm.cz/group/fracture/vyuka/doc/P10.ppt.
22. **Klesnil, M. and Lukáš, P.** *Fatigue of metallic materials*. Praha : Elsevier Science, 1992. p. 270. ISBN 0-444-98723-1.
23. **Klesnil, M. and Lukáš, P.** *Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání*. Praha : Academia, 1975. p. 224.
24. **Campbell, F.C., [ed.]**. *Elements of Metallurgy and Engineering Alloys*. s.l. : ASM International, 2008. p. 672. ISBN: 978-0-87170-867-0.
25. *Moderní principy predikce únavové životnosti materiálů a konstrukčních dílů*. **Polák, J.** Brno : UFM AV, 2006, Životnost materiálů a konstrukcí. ISBN 80-239-6751-7.
26. **Dewa, R.T., Kim, S.J. and Kim, W.G.** Understanding Low Cycle Fatigue Behavior of Alloy 617 Base Metal and Weldments at 900 °C. *Metals*. 2016, Vol. 6, Doi:10.3390/met6080178.
27. *Únavové chování niklové superslitiny INCONEL 738LC za pokojové teploty*. **Julis, M., et al., et al.** Hradec nad Moravicí : METAL 2007, 2007.
28. **Fournier, B. and Sauzay, M.** Analysis of the hysteresis loops of a martensitic steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2007, Vol. 437, Doi: 10.1016/j.cub.2006.08.086.
29. **Schultz, C. C. and Zien, H. M.** Verification of Specimens for Low-Cycle Fatigue and Cyclic Plasticity Testing. *Journal of Pressure Vessel Technology*. 1979, DOI: 10.1115/1.3454640 .
30. *Specimen design for low-cycle fatigue experiments under large strain range*. **Fumfera, J.** Praha : České vysoké učení technické v Praze, 2016, Studentská tvůrčí činnost 2016.
31. **Fumfera, J., et al., et al.** Strain-amplitude dependent cyclic hardening of 08Ch18N10T austenitic stainless steel. *Materials Science and Engineering*. 2017, Vol. 179, DOI:10.1088/1757-899X/179/1/012026.
32. ASTM E606-04. *Standard Practice for Strain-Controlled Fatigue Testing*. s.l. : ASTM International, 2004. DOI: 10.1520/E0606-04.
33. ČSN 42 0363. *Zkoušení kovů. Zkoušky únavy kovů. Metodika zkoušení*. Praha : Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 1986. MDT: 669:620:194:8.
34. ČSN 42 0368. *Zkoušení kovů. Zkoušky únavy kovů. Statistické vyhodnocování výsledků zkoušek únavy kovů*. Praha : Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 1973.

35. **Bokůvka, O. and Nový, F.** Vysokocyklová a ultravysokocyklová únava konstrukčních materiálů. *Sborník letní školy únavy materiálů 2008*. Žilinská univerzita v Žiline v EDIS, 2008, ISBN 978-80-8070-888-7.
36. **Mughrabi, H.** On 'multi-stage' fatigue life diagrams and the relevant lifecontrolling mechanisms in ultrahigh-cycle fatigue. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*. 2002, Vol. 25, DOI: 10.1046/j.1460-2695.2002.00550.x.
37. *A new function for fatigue curves characterization and its multiple merits*. **Kohout, J. and Vechet, S.** s.l. : International Journal of Fatigue, 2001. ISSN 0142-1123.
38. **Peterson, R.E.** *Design Factors for Stress Concentrations*. s.l. : Machine Design, 1951.
39. *Výpočtová i experimentální analýza vlivu vrubů na omezenou životnost součástí*. **Laštovka, M.** Praha : Konference studentské tvůrčí činnosti CVUT, 2008.
40. **Mower, T.M.** Degradation of titanium 6Al–4V fatigue strength due to electrical discharge machining. *Internation Journal of Fatigue*. 2014, Vol. 64.
41. **Šindelářová, M.** *Faktory ovlivňující výsledky zkoušky tahem na miniaturních vzorcích*. [bakalářská práce] Plzeň : ZČU Fakulta strojní, 2015.
42. **Bhanu Sankara Rao, K., Meurerb, H.P., Schuster, H.** Creep-fatigue interaction of inconel 617 at 950°C in simulated nuclear reactor helium. *Materials Science and Engineering: A*. 1988, Vol. 104.
43. *A PROCEDURE FOR THE MEASUREMENT OF MACHINE ALIGNMENT IN AXIAL TESTING*. **Technical Working Area 13, Low Cycle Fatigue**. Teddington : VAMAS Secretariat, 2003, VAMAS Bulletin. ISSN 1016-2186.
44. ASTM E1012. *Standard Practice for Verification of Testing Frame and Specimen Alignment Under Tensile and Compressive Axial Force Application*. s.l. : ASTM International, 2014. DOI: 10.1520/E1012-14.
45. **CO-ORDINATING WORKING GROUP**. Guidance for evaluation of Fatigue Tests. *Staircase method*. s.l. : CIMAC WG4, 2009.
46. **Kosteas, D.** Fatigue Behaviour and Analysis. *TALAT Lecture 2401*. s.l. : Technische Universität München, 1994.
47. *Fatigue Test by Staircase Method with Small Samples*. **Yoshimoto, I.** 5, 1962, Vol. Bulletin of JSME. ISSN 0021-3764 .
48. **Tomaszewski, T., Sempruch, J. and Piątkowski, T.** VERIFICATION OF SELECTED MODELS OF THE SIZE EFFECT BASED ON HIGH-CYCLE FATIGUE TESTING ON MINI SPECIMENS MADE OF EN AW-6063 ALUMINUM ALLOY. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*. 2014, Vol. 52.
49. **Tanaka, K., Sakakibara, M., Kimachi, H.** Grain-size effect on fatigue properties of nanocrystalline nickel thin films made by electrodeposition. *Procedia engineering*. 2011, 10, pp. 542-547.

50. **Chan, W. L. and Fu, M.W.** Experimental studies and numerical modeling of the specimen and grain size effects on the flow stress of sheet metal in microforming. *Materials Science and Engineering: A*. 2011, Vol. 528, ISSN: 0921-5093.
51. **Strzeleckia, P. and Tomaszewska, T.** Analytical models of the S-N curve based on the hardness of the material. *Procedia Structural Integrity*. 2017, Vol. 5.
52. **Bandara, Ch. S., et al., et al.** Full range S–N curves for fatigue life evaluation of steels using hardness measurements. *International Journal of Fatigue*. 2, 2016, Vol. 82.
53. **Kumar, K., Madhusoodanan, K. and Rupani, B. B.** Miniature Specimen Technique as an NDT Tool for Estimation of Service Life of Operating Pressure Equipment. *International Conference & Exhibition on Pressure Vessel and Piping*. Founder's day, 2006, Vol. 285.
54. *Cyclic Stress-Strain Curve for Low Cycle Fatigue Design and*. **Nishimura, A., Nogami, E. and Wakai, S.** Japan : National Inst. for Fusion Science, 2012. NIFS--1055.
55. **Igata, N. J.** Miniaturized Testing of Engineering. *Materials Journal of Nuclear Materials*. 1984, Vol. 122.
56. **Karthik, V. and Kasiviswanathan, K.V.** *Miniaturized Testing of Engineering Materials*. s.l. : CRC Press, 2016. p. 165. ISBN 9781482263916.
57. **Nogami, S. and Nishimura, A.** Development of fatigue life evaluation method using small specimen. *Journal of Nuclear Materials*. 2013, Vol. 441, ISSN: 0022-3115 .
58. **Chakinala, S.** A STUDY OF ALGORITHMS BASED ON DIGITAL IMAGE CORRELATION FOR EMBEDDING IN A FULL-FIELD DISPLACEMENT SENSOR WITH SUBPIXEL. *Master thesis*. s.l. : The University of Akron, 2013.
59. **User manual ARAMIS v6.3.** *User manual ARAMIS v6.3*. [pdf] Braunschweig : GOM mbH, 2013.
60. **Pickerd, V.** *Optimisation and Validation of the ARAMIS Digital Image Correlation System for use in Large-scale High Strain-rate Events*. [pdf] Fishermans Bend : Defence Science and Technology Organisation, 2013. DSTO-TN-1203.
61. **Mercury RT® v2.5.** *Mercury RT® v2.5*. [pdf.] Kuřim : Sobriety s.r.o., 2017. Reference Handbook.
62. *Infrared Thermography for Temperature Measurement and Non-Destructive Testing*. **Usamentiaga, R. and Venegas, P.** s.l. : Sensors, 2014. ISSN 1424-8220.
63. **Bayer, R.** *Úvod do principů termografie*. [pdf] Brno : Fluke/VUT.
64. *Depth limits of flash-pulse IRNDT method for low- and high-diffusivity materials*. **Švantner, M., Veselý, Z. and Muzika, L.** Pisa : AITA, 2015. ISBN: 978-88-7958-025-0.
65. *Measurement of materials emissivity – Influence of the procedure*. **Barreira, E., Bauer, E and Mustelier, N.** Pisa : AITA, 2015. ISBN: 978-88-7958-025-0.
66. FLIR. *Termokamery*. [Online] [Cited: 2 únor 2018.] <https://www.termokamery-flir.cz/>.

67. *Determination of fatigue related heat emission in composite materials.* **Reifsnider, K. L. and Williams, R. S.** s.l. : Springer, 1974, Experimental Mechanics. ISSN: 0014-4851.
68. *Infrared Thermography of Fracture of Concrete and Rock.* **Luong, M.P.** New York : Springer, 1989. ISBN 978-0-387-96880-3.
69. *Infrared thermography of fatigue in metals.* **Luong, M. P.** s.l. : SPIE, 1992. ISBN: 9780819409232.
70. **Luong, M.P.** Infrared thermographic scanning of fatigue in metals. *Nuclear Engineering and Design.* 1995.
71. *Metal fatigue limit evaluation using infrared thermography.* **Luong, M.P. and K., Dang-Van.** Proceedings of workshop advanced infrared technology and applications : s.n., 1993.
72. *Thermographic methodology for rapid determination of the fatigue limit of materials and components.* **La Rosa, G. and Risitano, A.** s.l. : International Journal of Fatigue, 2000. ISSN: 0142-1123.
73. *Rapid evaluation of fatigue limit on thermographic data analysis.* **Huang, J. and Pastor, M. L.** s.l. : Elsevier, 2017, International Journal of Fatigue. ISSN: 0142-1123.
74. *Fatigue limit evaluation of various martensitic stainless steels with new robust thermographic data analysis.* **De Finis, R., Palumbo, D. and Ancona, F.** s.l. : Elsevier, 2015, International Journal of Fatigue, Vol. 74. ISSN: 0142-1123.
75. *Mass production of SPT specimen, 1st International Conference SSTT.* **Balák, M., Březina, M. and Rapantová, Z.** Ostrava : 1st International Conference SSTT, 2010.
76. *Fatigue properties evaluation with the use of miniature samples.* **Prochazka, R. and Dzugan, J.** Hyannis : International Conference on Fatigue Damage of Struct. Mat., 2014.
77. *Sampling Technique for Mechanical Property Evaluation and Life Management of TAPS Core Shroud.* **Kumar, K. and Madhusoodanan, R.** 3, 2014, International Journal of Engineering Research & Technology. ISSN: 2278-0181.
78. *Data sheet 1.6582.* [pdf] s.l. : Dorrenberg Edelstahl GmbH.
79. **Thoors, H., Chandrasekaran, H. and Ölund, P.** *Study of some active wear mechanisms in a titanium-based cermet when machining steels.* San Francisco : Wear, 1993. ISSN: 0043-1648.
80. **Monnot, J., Heritier, B. and Cogne, J.Y.** *Effect of Steel Manufacturing Process on the Quality of Bearing Steels.* PA : American Society for Testing and Materials, 1988. ISBN-10: 0803109997 .
81. **Jeon, S.-H., et al., et al.** *Effects of sulfur addition on pitting corrosion and machinability behaviour of super duplex stainless steel containing rare earth metals.* s.l. : Corrosion Science, 2010. Vol. 52. ISSN: 0010-938X.
82. ČSN ISO 4967 - Metoda A. *Metalografické stanovení nekovových vměstků.* Praha : Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2015. EAN 8590963943114.
83. **Murakami, Y.** *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions.* s.l. : Elsevier Science , 2002. ISBN: 9780080496566 .

84. ASTM E112 - 13. *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*. s.l. : ASTM International, 2013. DOI: 10.1520/E0112.
85. eFatigue. *Stress Concentration Factor Finder*. [Online] [Cited: 2 únor 2018.] <https://www.efatigue.com/constantamplitude/stressconcentration/>.
86. BS EN 6072:2010. *Aerospace series - Metallic materials - Test methods - Constant amplitude fatigue testing*. s.l. : This British Standard, 2010. ISBN 978 0 580 69120 1.
87. **Sedláček, V.** *Neželezné kovy a slitiny*. Praha : SNTL-Nakladatelství technické literatury, 1979.
88. eFatigue/Fatigue loading. *Fatigue Analysis on the Web*. [Online] [Cited: 2 únor 2018.] https://www.efatigue.com/training/Chapter_4.pdf.
89. ČSN 010250. *Statistické metody v průmyslové praxi. Všeobecné základy*. 1973.
90. **Maciejewski, J.** The Effects of Sulfide Inclusions on Mechanical Properties and Failures of Steel Components. *Journal of Failure Analysis and Prevention*. Volume 15, 2015, Vol. Issue 2, pp 169 - 178.
91. **Huang, Z., Wagner, D., Bathias, C., Paris, C. P.** HAL Id: hal-01686354 <https://hal-univ-paris10.archives-ouvertes.fr/hal-01686354> Submitted on 17 Jan 2018 HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. Th. *Acta Materialia*. Elsevier, 2010, Vol. Issue 11, Vol 58.

7 Publikační činnost autora

7.1 Seznam publikací

2019

P. Konopík, **R. Procházka**, M. Rund, J. Džugan: Novel Methods for High-Cycle Fatigue Life Determination, Key Engineering Materials, Vol. 810, pp. 40-45, 2019, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.810.40.

2018

M. Rund, **R. Procházka**, J. Džugan, P. Konopík, M. Nesládek, J. Jurenka, M. Růžička and P. Měšťánek: Investigation of hold period influence on residual fatigue live in steam turbine shaft design, Materials Science and Engineering, 2018, doi:10.1088/1757-899X/461/1/012072.

J. Džugan, **R. Procházka**, M. Rund, P. Podaný, P. Konopík, M. Seifib, J.J. Lewandowski: Effects of thickness and orientation on the small scale fracture behaviour of additively manufactured Ti-6Al-4V, Materials Characterization, 2018, doi.org/10.1016/j.matchar.2018.04.003.

P. Podaný, Ch. Reardon, M. Koukolíková, **R. Procházka** and A. Franc: Microstructure, Mechanical Properties and Welding of Low Carbon, Medium Manganese TWIP/TRIP Steel, Medium-Mn Steels, a Promising Type of the 3rd Generation Steels, Metals, Vol. 8, 2018, ISSN 2075-4701.

2017

R. Procházka, J. Džugan, P. Konopík: Fatigue limit evaluation of structure materials based on thermographic analysis, 3rd FDMD, 2017, Lecco, Italy, doi: 10.1016/j.prostr.2017.11.094.

R. Procházka and J. Džugan: Strain controlled cyclic tests on miniaturized specimen, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012060.

R. Procházka, J. Džugan, P. Konopík, M. Rund: Investigation of high strength stainless steel using small specimen test techniques - tensile and fatigue properties, 7th International Conference on Mechanics and Materials in Design M2D2017, Albufeira (Algarve)/Portugal, 11-15 June 2017.

J. Palán, **R. Procházka**, M. Zemko: The microstructure and mechanical properties evaluation of UFG Titanium Grade 4 in relation to the technological aspects of the CONFORM SPD process, Procedia Engineering, Volume 207, 2017, Pages 1439-1444, doi: 10.1016/j.proeng.2017.10.910.

J. Džugan, A. Prantl, M. Rund, **R. Procházka**, M. Urbanek, V. Kubec: New materials characterization approaches in computer aided design, MM (Modern Machinery) Science Journal, June 2017, pp. 1833-37, doi: 10.17973/MMSJ.2017_06_201706.

J. Džugan, P. Konopík, **R. Procházka**, Z. Trojanová: SPD processed materials mechanical properties determination with the use of miniature specimens, Materials Science Forum, Volume 879, 2017, Pages 471-476.

P. Podany, M. Koukolikova, T. Kubina, **R. Procházka** and A. Franc: Fe-Mn(Al, Si) TWIP steel – strengthening characteristics and weldability, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012057.

P. Konopík, J. Džugan, T. Bucki, S. Rzepa, M. Rund and **R. Procházka**: Correlation between standard Charpy and sub-size Charpy test results of selected steels in upper shelf region, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012039.

P. Farahnak, A. Prantl, J. Džugan, P. Konopik and **R. Prochazka**: Sheet necking prediction in forming limit diagrams with the anisotropy influence incorporation, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012023.

J. Džugan, M. Sibr, P. Konopík, **R. Procházka** and M. Rund: Mechanical properties determination of AM components, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012019.

S. Rzepa, T. Bucki, P. Konopik, J. Džugan, M. Rund, **R. Prochazka**: Influence of specimen dimensions on ductile-to-brittle transition temperature in Charpy impact test, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 179, 2017, doi:10.1088/1757-899X/179/1/012063.

J. Džugan, **R. Prochazka**, P. Konopik: Low cycle fatigue tests with the use of miniaturized test specimens, Pressure Vessels and Piping (PVP-2017), Waikoloa, Hawaii, USA, July 16-20, 2017.

J. Džugan, M. Seifi, M. Rund, **R. Procházka**, H-W. Viehrig, J. Lewandowski: Small Scale Fracture and Fatigue Testing for Additively Manufactured Components, Symposium on Fatigue and Fracture of Additive Manufactured Materials and Components, 15-16 November 16 2017, Atlanta, GA, USA.

2016

J. Fumfera, **R. Procházka**: Specimen design for low-cycle fatigue experiments under large strain amplitude loading, EAN2016.

Folgar, H., Urbanek, M., **Prochazka, R.**, Džugan, J.: Experiences with cruciform sample to characterize anisotropy plasticity and hardening for steel sheet, IRF2016.

Podany, P., Dlouhy, J., Koukolikova, M., Martinek, **R., Prochazka, R.**, Kubina, T. and Duchek, M.: Phase composition of 15Mn-0.1C-0.4/1.4Al-Si TRIP/TWIP steels after cold rolling and annealing, ICMAE 2016, London, USA. [disc]. Red Hook, NY, 2016. p. 121-126. ISBN 978-1-4673-8828-3.

2015

R. Procházka, J. Džugan, M. Kövér: Miniature specimen tensile testing of AZ31 alloy processed by ECAP, Archives of Materials Science and Engineering, Volume 76, Issue 2, December 2015, Pages 134-139, ISSN 1897-2764.

Procházka, R., Vokáč, J.: Semidestruktivní metody mechanického zkoušení – zkoušky miniaturních vzorků, 10. Kovářenská conference, 28. až 29. dubna 2015, strana , Štířín, ČR. ISSN 1213-9289.

Procházka, R., Marešová, M., Konopík, P., Džugan, J.: Determination of Mechanical Properties of Titanium by Small Punch Test and Micro-Tensile Test, International Congress on Light Materials (LightMAT 2013), 3-5 September 2015, Bremen, Germany.

Rund, M., **Prochazka, R.**, Konopik, P. Džugan, J., Folgar, H.: Investigation of sample-size influence on tensile test results at different strain rates, ICSI2015, Volume 114, 2015, Page 410-415, Madeira, Portugal, ISSN: 18777058.

Džugan, J., Konopík, P., Rund, M., **Procházka, R.**: Determination Of Local Tensile And Fatigue Properties With The Use Of Sub-Sized Specimens, Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference (PVP2015), ISBN 978-079185692-5.

P. Podaný, M. Koukolíková, J. Dlouhý, T. Kubina, **R. Procházka**. Strengthening Behaviour of Fe-Mn-Mn-(Al, Si) TRIP/TWIP Steel. In: 2016 25th Anniversary International Conference on Metallurgy and Materials, 6/610-615. ISBN 978-80-87294-67-3

2014

Procházka, R., Džugan, J., Konopík, P.: Fatigue properties evaluation with the use of miniature samples, International Conference on Fatigue Damage of Structural Materials, 2014, Hyannis, Massachusetts, USA.

Džugan, J., Urbánek, M., Rund, M., Konopík, P., **Procházka, R.:** FEM simulation of weld using local mechanical properties determination, IMT 2014, Portorož, Slovenia.

Džugan, J., Rund, M., **Procházka, R.** and Konopík, P.: Local Dynamic Properties Determination Of Titanium Turbine Blade. In: Asian Conference on Mechanics of Functional. Wien: Springer-Verlag, 2014, s. 4. DOI: 10.1007/s00707-015-1515-z.

2013

Džugan, J., Konopík, P., **Procházka, R.:** Determination of local mechanical properties for FEM simulations, IMT 2013, Portorož, Slovenia, 13. - 15. 11. 2013 ISSN 1580-2949.

Konopík, P., Džugan, J., **Procházka, R.:** Evaluation of local mechanical properties of steel weld by miniature testing technique, Materials Science & Technology 2013, October 27-31, 2013, Montreal, Quebec, Canada, ISBN 978-0-87339-762-9, pp. 2404-2411.

Konopík, P., Džugan, J., **Procházka, R.:** Determination of fracture toughness and tensile properties of structural steels by small punch test and micro-tensile test, Metal 2013, 15-17.5. 2013, Brno, Czech Republic.

2011

Džugan J., Konopík P., **Procházka R.:** Mechanical properties determination for nanomaterials, 1.odborne diskuzni forum nanotechnologie, Ostravice, November 15.-16., 2011, Czech Republic.

7.2 Seznam technických zpráv

Je autorem nebo spoluautorem více než 100 technických zpráv. Součástí této kapitoly jsou vybrané zprávy zabývající se miniaturizací zkušebních těles, únavovou životností, měřením pomocí DIC, popřípadě termografickou analýzou.

1. Procházka, R., Konopík, P.: Strain controlled fatigue tests on metal sheets, surface influence, ZP171112
2. Procházka, R., Konopík, P., Podaný, P., Mertová, K., Koukolíková, M.: Výzkum vlastností převodové skříně, SLM výrobek, ZP170808
3. Procházka, R., Konopík, P.: Determination of tensile and fatigue properties of metal sheets, ZP 170702
4. Procházka, R., Poláková, I.: Flow curve determination of steel tubes, ZP170712
5. Procházka, R., Konopík, P.: Tensile test and volume constancy test, ZP170707
6. Procházka, R., Konopík, P., K., Koukolíková, M.: Výzkum vlastností převodové skříně, odlitek, ZP170511
7. Procházka, R., Rund, M., Martínek, P., Konopík, P.: Tests on butt-weld aluminium specimen by means of micro-tensile test and DIC technique, ZP170510
8. Procházka, R., Rund, M., Konopík, P.: Scattering measurement of mechanical properties of B-Pillar, ZP170416
9. Procházka, R., Chvostová, E., Martínek, P.: Provedení tahových a mikrotahových zkoušek na dílu skříně s trhlinou, ZP161223
10. Procházka, R.: Zkoušky lopatek pomocí mikro-tahových vzorků - materiál Inconel 713 LC+A a MAR M-247, ZP161206
11. Procházka, R.: Mikrotahové zkoušky z oceli SUPER 304H, ZP160911
12. Procházka, R.: Deformační analýza kompozitů za pomoci DIC, ZP160803
13. Procházka, R.: Investigation of material parameters of steel sheet grade SPCN440W using tensile tests and stack compression tests, ZP160443
14. Procházka, R., Konopík, P.: Zkoušky krytu turbodmyhadla pomocí mikro-tahových vzorků, ZP 151203
15. Procházka, R., Konopík, P.: Testing of mechanical properties on sandwich plates with metal foam, fatigue testing, ZP151105
16. Procházka, R., Vokáč, J., Konopík, P.: Výzkum materiálových charakteristik a hodnocení provozuschopnosti s využitím miniaturních vzorků, odběrné zařízení BST, ZP151102
17. Procházka, R., Podaný, P., Konopík, P.: Vyhodnocení aktuálních mechanických vlastností pomocí miniaturních vzorků ocelového potrubí, ZP151013
18. Procházka, R.: Mechanické zkoušky ucpávky parní turbíny pomocí mikrotahových zkoušek, ZP15001
19. Procházka, R., Vokáč, J., Konopík, P.: Strain controlled fatigue on metal sheets, ZP150810
20. Procházka, R.: Flowcurves - chemical analysis - Charpy toughness characterization, microtensile tests, ZP150814
21. Procházka, R.: Zkoušky VCÚ titanové lopatky při předpětí 400 MPa, ZP150439
22. Procházka, R.: Determining flow curves of steel tubes using tensile tests using videoextensometer, ZP150205
23. Procházka, R., Nacházel, J.: Zkoušky zbytkové životnosti čepu 343 307/R - díl z brzdové jednotky na 15T, PZP150113
24. Procházka, R.: Mechanické zkoušky návaru - mikrotahové zkoušky za teplot 20, 150 a 350 °C, ZP141108
25. Procházka, R., Potužník, L., Sláma, P.: Analysis of mechanical properties and microstructural features along the longitudinal and transversal directions of +QT tubes, ZP141009
26. Procházka, R., Konopík, P.: Měření materiálových vlastností disků kol z Al slitiny, vysokocyklová únava plochých vzorků a vzorků o kruhovém průřezu, ZP140507
27. Procházka, R., Konopík, P.: Měření mechanických vlastností těsnících Ni kroužků s pomocí mikrotahových vzorků, navinutý a rozvinutý drát, ZP131015

28. Projekt - ALFA, TA04020806. Výběr a implementace postupů pro vyhodnocení nízkocyklové únavy.

ZP170417 Analýza deformace na povrchu eliptických vzorků a vzorků s vrubem R5 pomocí DIC

ZP170609 Hodnocení mechanických vlastností pomocí tahových zkoušek a měření NCÚ

ZP171219 Tepelná únava materiálu 08CH18N10T

ZP171220 Souhrnná měření NCÚ materiálu 08CH18N10T

ZP171221 Souhrnná měření NCÚ materiálu 14Ch17N2

ZP171222 Souhrnná měření NCÚ materiálu ChN35VT-VD

ZP160446 Měření a úprava souososti zkušebního řetězce a měření NCÚ na vzorcích s vrubem

ZP160708 Měření NCÚ na NT tělesech v režimu tah/tlak a na vzorcích s vrubem

ZP160916 Analýza deformace na povrchu eliptického vzorku pomocí DIC

ZP161122 Zpětnovazebné řízení NCÚ pomocí DIC v aktivní části eliptického vzorku

ZP150613 Zkoušky NCÚ na hladkých tělesech

ZP150819 Zkoušky NCÚ na eliptických tělesech

ZP150912 Vliv vnějších činitelů na výsledky NCÚ

ZP151223 Zkoušky NCÚ na optimalizovaných hladkých tělesech

ZP150601 Zkoušky mechanických vlastností a NCÚ

29. Projekt - DELTA, TF02000067. 3D tisk implantátů s vysokou přidanou hodnotou - spolehlivost, účinnost, individualita.

ZP171255 Fatigue behaviour of additive manufactured titanium alloy TiGr5

ZP170103 Měření lokálních mechanických vlastností s využitím mikrotahových vzorků , náhrada kyčelního kloubu

30. Projekt - EPSILON, TH02010544. Vývoj nedestruktivního měřicího systému kombinujícího digitální obrazovou korelaci s termoelastickou napěťovou analýzou.

ZP170418 Vývoj nedestruktivního měřicího systému kombinujícího digitální obrazovou korelaci s termoelastickou napěťovou analýzou, Část I. - Ověření současně používaných destiček

ZP170809 Vývoj nedestruktivního měřicího systému kombinujícího digitální obrazovou korelaci s termoelastickou napěťovou analýzou, Část II. - Výběr vhodného materiálu pro výrobu kalibrační destičky

ZP171115 Vývoj nedestruktivního měřicího systému kombinujícího digitální obrazovou korelaci s termoelastickou napěťovou analýzou, Část III. - Ověření nové kalibrační destičky

31. Projekt - EPSILON, TH02020448. Posuzování provozuschopnosti zařízení s využitím miniaturních zkušebních těles.

ZP171118 Výsledky zkoušek nízkocyklové únavy za teplot pokojových a zvýšených do 550°C

ZP 170919 Čelisti pro upínání miniaturizovaných zkušebních těles nízkocyklové únavy

7.3 Zapojení v projektech

Název projektu	PRE-SEED, CZ.105/3.1.00/14.0309. Komercializace výsledků výzkumných organizací a ochrana jejich duševního vlastnictví.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2015 - 2017
Název projektu	ALFA, TA04020806. Výběr a implementace postupů pro vyhodnocení nízkocyklové únavy.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2014 - 2017
Název projektu	DELTA, TF02000067. 3D tisk implantátů s vysokou přidanou hodnotou - spolehlivost, účinnost, individualita.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2017 - 2019
Název projektu	EPSILON, TH02020448. Posuzování provozuschopnosti zařízení s využitím miniaturních zkušebních těles.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2017 - dosud
Název projektu	EPSILON, TH02010544. Vývoj nedestruktivního měřicího systému kombinujícího digitální obrazovou korelaci s termoelastickou napěťovou analýzou.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2017 - dosud
Název projektu	PIK, CZ.01.1.02/0.0/0.0/15_019/0004621. WIRETECH Výzkum a vývoj technologie vysokopevných drátů pro hi-tech odvětví.
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2018 - dosud
Název projektu	HORIZON 2020, projekt č. 764545. TURBOmachinery RETrofits enabling FLEXible back-up capacity for the transition of the European energy system
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2017 - dosud

Název projektu	VVV, CZ.02.1.01/0.0/0.0/17_048/0007350. Předaplikační výzkum funkčně graduovaných materiálů pomocí aditivních technologií (Gramatech)
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2018 - dosud
Název projektu	VVV, CZ.02.1.01/0.0/0.0/16_019/0000836. Výzkum pokročilých ocelí s unikátními vlastnostmi (COMEX)
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2018 - dosud
Název projektu	INTERREG V, projekt č. 185. 3D COVER - Kovové materiály v procesním řetězci aditivní výroby
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2018 - dosud
Název projektu	GAČR, registrační č. 19-03282S. Vliv komplexních a cyklických módů zatěžování na životnost strojních součástí vyrobených metodou 3D tisku
Funkce	Výzkumník
Obor činnosti	Strojírenství
Období	2019 - dosud

8 Výsledky aplikovaného výzkumu

Funkční vzorek:

Přípravek pro víceosé neproporcionální zatěžování v podmínkách nízkocyklové únavy, Jan Džugan, Miroslav Urbánek, **Radek Procházka**, VGF1500002, COMTES FHT a.s., 2015, RIV/26316919:____/15:#0000714

Zkušební tělesa pro víceosé neproporcionální zatěžování v podmínkách nízkocyklové únavy, Jan Džugan, Miroslav Urbánek, **Radek Procházka**, VGF1500003, COMTES FHT a.s., 2015, RIV/26316919:____/15:#0000715

Zařízení na odebrání vzorků pro konvexní plochy, Martin Mašek, **Radek Procházka**, VGF1600002, COMTES FHT a.s., 2016, RIV/26316919:____/16:N0000042

Zkušební stand pro měření lineárních a nelineárních deformačních cest, Antonín Prantl, Miroslav Urbánek, Hugo Folgar, Jan Džugan, **Radek Procházka**, VGF1600004, COMTES FHT a.s., 2016, RIV/26316919:____/16:N0000045, RIV/26316919:____/16:N0000046

Čelisti pro upínání miniaturizovaných zkušebních těles pro nízkocyklovou únavu, Jan Džugan, Eva Chvostová, **Radek Procházka**, VGF1700002, COMTES FHT a.s., 2017, RIV/26316919:_____/17:N0000067

Kalibrační těleso pro získání vztahu mezi deformací a změnou teploty v důsledku silového zatížení, Jan Džugan Pavel Konopík, **Radek Procházka**, VGF1900001, COMTES FHT a.s. a Sobriety s.r.o., 2019 RIV/26316919:_____/18:N0000098

9 Pedagogická činnost

Výuka ve svářečské škole CESVAP:

- Vysokolegované korozivzdorné a žáruvzdorné materiály
- Svařování různorodých materiálů
- Použití konstrukčních a vysocepevných ocelí
- Svařitelnost jemnozrnných ocelí
- Struktura a vlastnosti kovových materiálů
- Proces tečení a žárupevné oceli
- Lom a různé typy lomů

Vedení praktické výuky předmětů z katedry materiálů a strojírenské metalurgie na FST ZČÚ:

- NM/KMM - Nauka o materiálu – letní semestr
- DPZ/KMM - Degradací pochody a životnost – letní semestr
- MZ/KMM - Mechanické zkoušení – zimní semestr