

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

Fakulta strojního inženýrství

Ústav materiálových věd a inženýrství

Ing. Pavel Gejdoš

**ÚNAVOVÉ CHOVÁNÍ HOŘČÍKOVÝCH SLITIN
AZ31 A AZ61**

**FATIGUE BEHAVIOUR OF AZ31 AND AZ61
MAGNESIUM ALLOYS**

Zkrácená verze Ph.D. Thesis

Obor:	struktury a fázové analýzy
Školitel:	prof. Ing. Tomáš Podrábský, CSc.
Oponenti:	prof. RNDr. Pavel Lukáč, DrSc. prof. RNDr. Jan Kohout, CSc.

Datum obhajoby: 4. 7. 2014

Klíčová slova:

Hořčíková slitina, AZ31, AZ61, únava, nízkocyklová únava, extrémně nízkocyklová únava, ELCF, růst trhlin, regrese

Keywords:

Magnesium alloy, AZ31, AZ61, fatigue, low-cycle fatigue, extremely low-cycle fatigue, ELCF, crack growth, regression

Místo uložení originálu disertační práce:

Areálová knihovna FSI VUT v Brně

OBSAH

1	ÚVOD	5
2	CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE	6
3	EXPERIMENTÁLNÍ MATERIÁL	7
4	VÝSLEDKY A DISKUSE.....	8
4.1	Optimalizace tepelného zpracování	8
4.2	Zkoušky tahem a tlakem	8
4.3	Únavové chování slitiny AZ31	10
4.4	Únavové chování vrubovaných těles ze slitiny AZ31	12
4.5	Únavové chování slitiny AZ61	13
4.6	Fraktografické hodnocení lomových ploch.....	18
4.7	Šíření krátkých trhlin ve slitině AZ31.....	20
4.8	Extrémně nízkocyklová únava	22
5	ZÁVĚR.....	28
6	SEZNAM LITERATURY	29
7	PUBLIKACE AUTORA	33
8	ABSTRACT	35
9	CURRICULUM VITAE	36

1 ÚVOD

Tato dizertační práce je věnována hořčíkovým slitinám AZ31 a AZ61. Přičemž je zaměřena na jejich základní mechanické vlastnosti, únavové chování a také rychlosti šíření únavových trhlin. Také se zabývá extrémně nízkocyklovou únavou, která je v této oblasti velmi málo prozkoumána.

Slitiny hořčíku jsou svými mechanickými vlastnostmi a velmi nízkou specifickou hmotností zajímavé jako konstrukční materiál obzvláště v motocyklovém, automobilovém a leteckém průmyslu. Redukce hmotnosti automobilu přímou náhradou komponent lehčím materiálem umožňuje snížení spotřeby paliva a s tím související snížení produkce skleníkových plynů [1]. Slitiny hořčíku tak v tomto případě nabízejí výhodu vzhledem ke své nižší hustotě a mechanickým vlastnostem, takže mohou v některých automobilových aplikacích funkčně nahradit těžší ocel či litinu [2], [3]. Zajímavé jsou také pro průmysl elektrotechnický, kde jsou často používány na šasi přístrojů (odlitky rámů notebooků, kryty mobilních telefonů atp.), protože vykazují lepší mechanické vlastnosti a vyšší odolnost vůči běžným plastům. Také mohou oproti plastům nabídnout lepší odvod odpadního tepla vznikajícího při provozu elektronických přístrojů [4]. Další výhoda slitin hořčíku oproti plastům spočívá ve snazší recyklaci. Slitiny hořčíku jsou také využívány v průmyslu leteckém nebo kosmickém, kde je ale jejich využití dosti omezeno jejich vysokou reaktivitou (slitina se může za specifických podmínek vznítit [5]).

V průmyslové praxi byly a jsou využívány různé slitiny na bázi hořčíku. Už v roce 1968 byla hořčíková slitina AS41 použita pro výrobu skříně převodovky automobilu Volkswagen Typ 1 známý jako Brouk (Beetle, Käfer) [6]. Mezi součásti nejčastěji a nejvíce vyráběné ze slitin hořčíku pak patří jádro volantu, součásti sloupku řízení, konzola přístrojové desky i skříně převodovek [6]. Nejpoužívanější hořčíkovou slitinou pro tyto aplikace je pak slitina AZ91, tedy slitina hořčíku s přídavkem asi 9 hm. % hliníku a 1 hm. % zinku. Využití hořčíkových slitin má svůj velký význam i v leteckém průmyslu, kdy například převodové skříně pro helikoptéry jsou často z těchto slitin vyráběny [7].

Hořčíkové slitiny, jsou stále častěji a stále více využívány jako důležité konstrukční součásti přenášející i zatížení proměnného charakteru. Proto je nezbytné rozšířit množství základních znalostí, které se jich týkají, především s přihlédnutím k únavovému chování.

Pro praktické použití se využívají různé typy hořčíkových slitin, protože takto lze dosáhnout mnohem lepších mechanických, chemických a technologických vlastností než u samotného hořčíku v podobě čistého kovu. Mikrostruktura hořčíkových slitin typu AZ (slitin hořčíku legovaných hliníkem a zinkem, značení podle ASTM), na jejichž studium je tato práce zaměřena, je samozřejmě závislá na způsobu výroby a také případném tepelném zpracování.

Metoda odlévání squeeze casting (SC) je velmi podobná jako vysokotlaké lití, ale s tím rozdílem, že roztavený kov je do formy přiváděn pomaleji, tedy obdobně jako při nízkotlakém lití, krystalizuje za působení tlaku. Podle konstrukce odlévacího zařízení se rozlišují dva způsoby provedení, přímý a nepřímý SC. V případě přímého SC je kov volně nalit do formy a poté stlačen horní částí formy. Tlak poté působí po celou dobu tuhnutí. Tento přístup je vhodný pro masivní odlitky [9]. V případě nepřímého SC je kov dávkován do komory lisu, která je umístěna na pístu. Kov je vtlačován nízkou rychlostí do formy, kde rychlost proudění roztaveného kovu je řádově $0,5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$. Proudění kovu je laminární, takže nedochází k jeho víření a případné oxidaci. Po naplnění formy dochází k dotlačení kovu pomocí pístu tlakem až 150 MPa, při kterém kov krystalizuje. Kromě výhod spojených s uklidněným tokem kovu při plnění forem dochází u metody SC k dalším příznivým efektům.

Zvýšený tlak při krystalizaci zamezuje vzniku mezery mezi odlitkem a formou, proto je ochlazování intenzivní po celou tuto dobu. Vysoká rychlost krystalizace může vést ke vzniku jemnozrnné struktury, zmenšuje se i velikost intermetalických fází a z hlediska morfologie fází bývá příznivější. Výsledné odlitky pak neobsahují plynové dutiny a také se téměř zamezuje vzniku mikrostaženin. Výsledkem těchto příznivých vlivů je také zvýšení mechanických vlastností a vnitřní homogenity odlitků [9]. Podstatnou nevýhodou této metody je její značná investiční a provozní náročnost, přesto se využívá například v automobilovém průmyslu.

2 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Z provedené literární rešerše a počátečních experimentálních měření vyplývají tyto hlavní cíle práce:

- stanovení křivek únavové životnosti a cyklické napět'ově-deformační odezvy materiálů AZ31 a AZ61,
- provést únavové zkoušky v módu řízené deformace v oblasti extrémně nízkocyklové únavy a pokusit se objasnit chování křivek životnosti,
- provést měření šíření krátkých únavových trhlin a získané údaje vyhodnotit,
- fraktografické hodnocení lomových ploch pomocí SM a REM,
- srovnání únavového chování hořčíkových slitin AZ31, AZ61.

3 EXPERIMENTÁLNÍ MATERIÁL

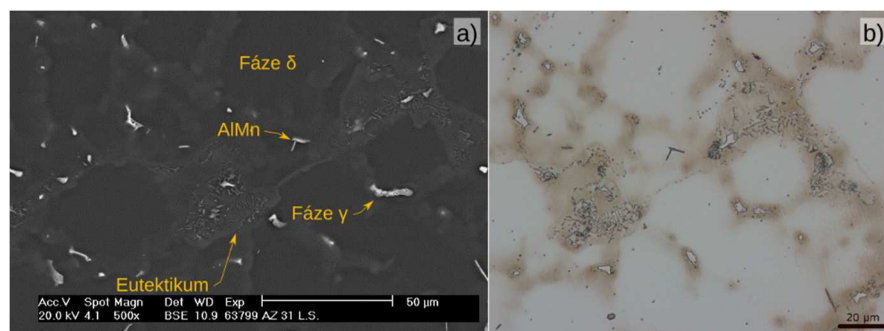
Experimentální práce byly provedeny na slitinách hořčíku typu AZ odlitých pokročilou metodou odlévání SC. Byly vybrány dvě slitiny s rozdílným obsahem hliníku, slitina AZ31 (Mg-3Al-1Zn) a slitina AZ61 (Mg-6Al-1Zn). V případě slitiny AZ61 jak ve stavu po odlití (výchozí stav – VS) tak i po tepelném zpracování (TZ). Jako vhodného a dostatečně jednoduchého způsobu TZ bylo použito rozpouštěcího žíhání (označováno také jako stav T4).

K ověření chemického složení jednotlivých taveb u dodaného experimentálního materiálu, bylo použito metody GDOES (optický emisní spektrometr s doutnavým výbojem), konkrétně bylo použito zařízení Spectrumat GDS750. Na připravených vzorcích byla provedena tři měření, výsledné hodnoty obsahu jednotlivých prvků jsou průměrné hodnoty těchto měření, výsledky jsou shrnuty v tabulce 1.

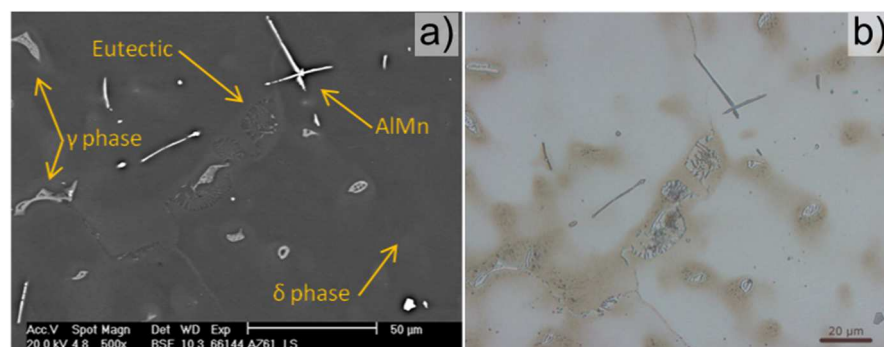
Tab. 1 Chemické složení experimentální hořčíkové slitiny AZ31 a AZ61

Slitina	Al	Zn	Mn	Si	Fe	Ni	Zr	Mg
AZ31	2,68	1,07	0,35	0,005	0,004	-	0,01	Zb.
AZ61	5,2	0,99	0,42	0,013	0,003	0,01	0,01	Zb.

Mikrostruktura experimentální slitiny AZ31 zobrazená pomocí REM a SM s popisem jednotlivých strukturních složek je uvedena na obrázku 1, obdobně mikrostruktura slitiny AZ61 ve výchozím stavu je uvedena na obrázku 2. V obou případech je základní matrice slitiny tvořena tuhým roztokem δ , hliníku v hořčíku. Dále se zde v různém poměru vyskytuje eutektikum, jehož přítomnost je umožněna chemickou heterogenitou vzniklou během tuhnutí materiálu. Intermediální fáze γ má chemické složení $Mg_{17}Al_{12}$.



Obr. 1 Mikrostruktura slitiny AZ31, zobrazení pomocí (a) REM, (b) SM



Obr. 2 Mikrostruktura slitiny AZ61, zobrazení pomocí (a) REM, (b) SM

4 VÝSLEDKY A DISKUSE

4.1 OPTIMALIZACE TEPELNÉHO ZPRACOVÁNÍ

Optimalizace TZ byla provedena na slitině AZ61. Byla založena na studiu literatury a následné experimentální části. Cílem bylo zlepšení mechanických vlastností, tedy zejména zvýšení tažnosti a meze pevnosti, tak aby proces TZ nebyl příliš časově náročný.

Na základě hodnocení strukturní a chemické heterogenity a mechanických vlastností byly stanoveny optimální podmínky tepelného zpracování. Teplota 380 °C a výdrž 6 hodin byly stanoveny jako optimální. Tepelným zpracováním rozpouštěcím žíháním došlo k rozpouštění fáze γ a k výraznému poklesu heterogenity. Výsledná Struktura hořčikové slitiny AZ61 po rozpouštěcím žíhání je tvořena tuhým roztokem δ , intermetalickou fází γ ($\text{Mg}_{17}\text{Al}_{12}$), eutektikem ($\delta + \gamma$) a částicemi na bázi Al-Mn.

Podle autorů prací [10] a [11] jde o částice Al_8Mn_5 . V důsledku rozpouštění intermetalické fáze γ a snížení heterogenity dochází u slitiny k nárůstu meze pevnosti a deformačních charakteristik. Na základě provedených únavových experimentů lze však říci, že rozpouštěcí žíhání má minimální vliv na cyklickou odezvu materiálu. Tato skutečnost je potvrzena prakticky shodnými hodnotami modulu pružnosti E a smluvní meze kluzu $R_{p0,2}$ pro materiál v litém stavu a po TZ. Výrazné zvýšení plastických vlastností a meze pevnosti R_m po TZ nevede k výraznému zvýšení únavové životnosti na vyšších zátěžných hladinách. Toto je s největší pravděpodobností způsobeno podobnými hodnotami plastické odezvy a mikromechanismem únavového poškození [13].

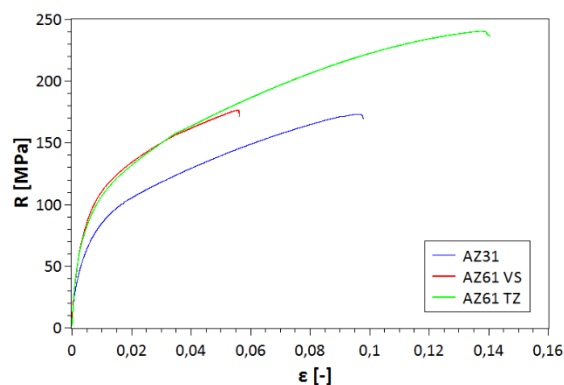
4.2 ZKOUŠKY TAHEM A TLAKEM

Základní mechanické vlastnosti R_m , $R_{p0,2}$ a A slitin AZ31, AZ61 ve výchozím stavu a AZ61 po tepelném zpracování byly určeny pomocí zkoušky tahem. Zkouška byla provedena pomocí univerzálního zkušebního stroje Tira Test 2300 na poměrném hladkém válcovém zkušebním tělese, rychlost deformace byla $0,00025 \text{ s}^{-1}$. Získaná data jsou uvedena v tabulce 2 a odpovídající křivky vyneseny na obrázku 3.

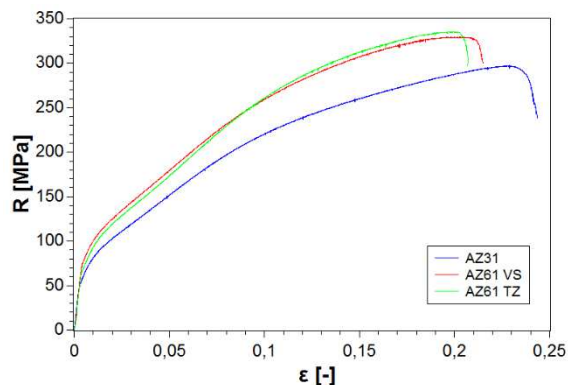
Tab. 2 Základní mechanické vlastnosti získané ze zkoušky tahem

Slitina	E [GPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A [%]
AZ31	40,66	55	174	8,8
AZ61 LS	42,9	73	175	5,0
AZ61 TZ	43,1	75	237	10,9

Zkoušky tlakem byly provedeny pomocí servohydraulického testovacího systému Instron 8801 na válcových vzorcích o průměru 8 mm a výšce 12 mm, rychlost deformace byla $2 \cdot 10^{-3}/\text{s}$. Průměrné hodnoty z naměřených dat jsou uvedena v tabulce 3, křivky vždy pro jeden konkrétní vzorek jsou vyneseny na obrázku 4.



Obr. 3 Tahové křivky slitiny AZ31 a AZ61 ve VS a po TZ



Obr. 4 Tlakové křivky slitiny AZ31 a AZ61 ve VS a po TZ

Tab. 3 Mechanické vlastnosti získané pomocí zkoušky tlakem pro slitiny AZ31 a AZ61

Slitina	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A [%]
AZ31	68	301	23,9
AZ61 LS	81	325	20,5
AZ61 TZ	77	335	20,9

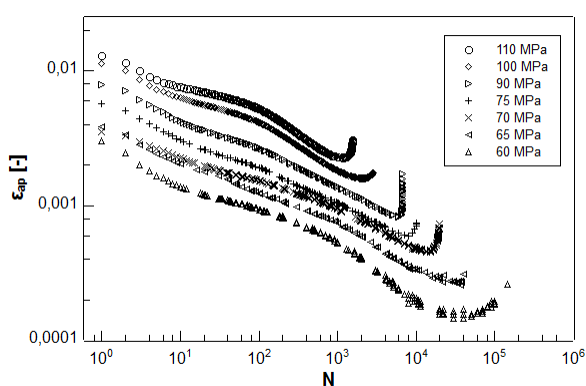
Základní mechanické vlastnosti slitin odlitých metodou SC, které byly studovány v této dizertační práci dosahují vyšších hodnot při srovnání s výsledky zkoušek provedených na litých slitinách uvedenými například v pracích autorů [13], [14], [15], [16]. Výsledky, které byly dosaženy na našem experimentálním materiálu, však nedosahují hodnot mechanických vlastností tvářených typů slitin hořčíku, neboť se jedná o litý materiál obsahující (i když v minimálním množství) slévárenské vady. Z výsledků zkoušek tahem a tlakem je patrné, že slitina AZ31 dosahuje vyšších plastických vlastností v porovnání se slitinou AZ61, která má naopak podstatně lepší pevnostní charakteristiky.

Hořčíkové slitiny vzhledem k HCP mřížce nemají dostatek aktivních skluzových systémů. Při pokojové teplotě je dominantní skluzový systém tvořen směrem $\langle 1\ 1\ \bar{2}\ 0 \rangle$ v bazální rovině $(0\ 0\ 0\ 1)$. Kritické skluzové napětí čistého hořčíku v bazální rovině $(0\ 0\ 0\ 1)$ je dle autorů práce [28] přibližně 0,5 MPa. Při vyšších teplotách dochází u hořčíkových slitin k aktivaci dalších nezávislých skluzových systémů – skluzový systém prizmatický a pyramidální. Pyramidální systém 2. řádu s $(c+a)$ dislokacemi sice splňuje podmínku pěti nezávislých skluzových systémů, ale kritické skluzové napětí je příliš vysoké. Celkem tak prizmatický a pyramidální systém tvoří čtyři nezávislé skluzové systémy. Z toho je zřejmé, že k deformaci je třeba aktivovat ještě další skluzový systém, protože není splněna podmínka existence pěti nezávislých skluzových systémů. Další možností plastické deformace hořčíkových slitin je deformační dvojčatění, které se u hořčíkových slitin vyskytuje při tlakové deformaci. Během plastické deformace tak dle autorů [28], [29] dochází buďto k dvojčatění (twinning) anebo k oddvojčatění (detwinning). Právě oddvojčatění způsobuje specifický – konkávní – průběh tlakové křivky, který je možné pozorovat u tvářených a celkově deformovaných (ECAP, aj.) hořčíkových slitin. U slitin litých metodou SC, které jsou předmětem této práce, se takovéto chování vyskytuje jen v náznacích a ve velmi omezené míře, neboť tyto slitiny nebyly předdeformovány.

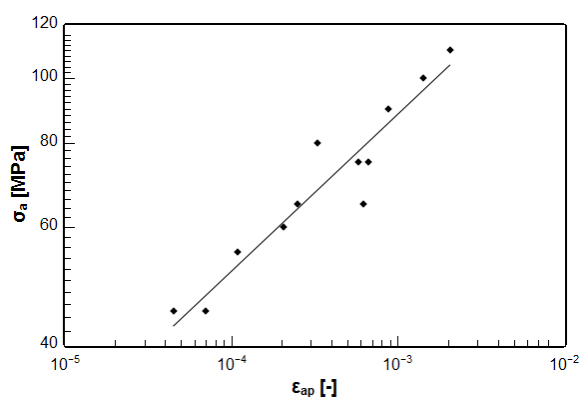
4.3 ÚNAVOVÉ CHOVÁNÍ SLITINY AZ31

Experimentální data, se zaměřením na únavové chování hořčíkové slitiny AZ31, uvedená v této kapitole, již byla publikována v impaktovaném časopise Materials & Design [22]. Hodnocení nízkocyklového únavového chování hořčíkové slitiny AZ31 bylo provedeno pomocí servohydraulického testovacího systému Instron 8801. Bylo použito módu řízení zátěžné síly v režimu tah-tlak při symetrickém zátěžném cyklu $R = -1$. Průběh řízené veličiny byl sinusový. Deformace hladkého válcového zkušebního tělesa byla snímána na měrné délce pomocí axiálního extenzometru. Vyhodnocení únavového chování proběhlo na základě zaznamenaných dat.

Křivky zpevnění-změkčení jsou vyneseny na obrázku 5. Z jejich průběhu plyne, že zkoušený materiál cyklicky zpevňuje v průběhu celého únavového života a nedochází tedy k saturaci. Cyklická deformační křivka (CDK) vytvořená na základě odečtu z hysterezních smyček v polovině počtu cyklů do lomu je spolu s mocninnou regresní křivkou vynesena na obrázku 6. Parametry CDK byly určeny: $K' = 445,1 \text{ MPa}$ a $n' = 0,23$.

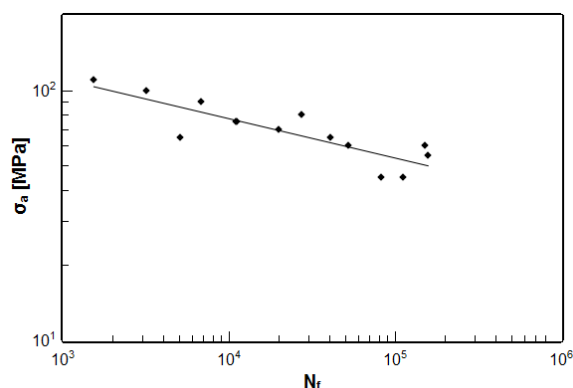


Obr. 5 Křivky cyklického zpevnění-změkčení, slitina AZ31

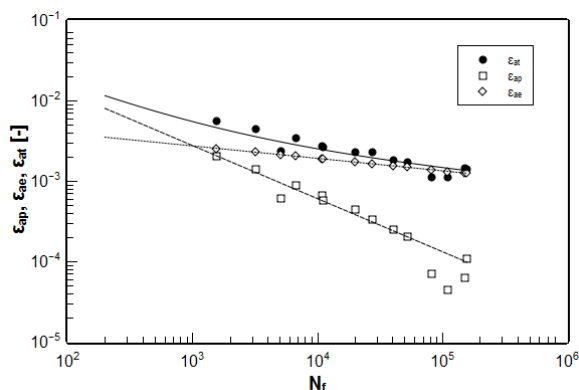


Obr. 6 Cyklická deformační křivka, AZ31

Wöhlerova-Basquinova křivka je spolu s regresní mocninnou křivkou vynesena na obrázku 7. Odvozená Mansonova-Coffinova křivka včetně mocninné regresní křivky a křivek celkové a elastické deformace je vynesena na obrázku 8. Na základě těchto regresních křivek a obvyklých vztahů byly stanoveny únavové parametry. Shrnutí základních parametrů nízkocyklové únavy experimentálního materiálu AZ31 pro $2N_f$ je provedeno v tabulce 4.



Obr. 7 Wöhlerova-Basquinova křivka slitiny AZ31

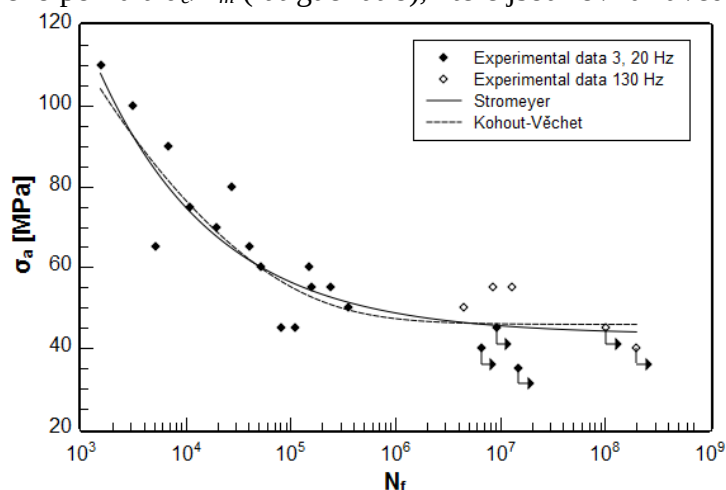


Obr. 8 Odvozená Mansonova-Coffinova křivka s vynesou složkou celkové a elastické deformace slitiny AZ31

Tab. 4 Shrnutí základních nízkocyklových parametrů slitiny AZ31 pro $2N_f$

σ'_f [MPa]	b	ε'_f	c
410,52	-0,169	1,45	-0,729

Doplněním únavových dat získaných pomocí rezonátoru AMSLER k nízkocyklovým datům byla vytvořena Wöhlerova křivka pro celou oblast únavového života, tedy až do cca 10^8 cyklů. Tato data včetně proložení jsou vynesena na obrázku 9. Body označené šipkou jsou tělesa, u nichž nedošlo po dosažení daného počtu cyklů k lomu. Je zde použito proložení funkcí Stromeyerovou a tříparametrickou funkcí Kohoutovou-Věchetovou (3KV), jejich parametry proložení jsou uvedeny v tabulce 5, S je součet čtverců odchylek. Na základě těchto proložení byla stanovena mez únavy σ_c a také hodnota únavového poměru σ_c/R_m (fatigue ratio), které jsou rovněž uvedeny v tabulce 5.

**Obr. 9** Wöhlerova křivka, srovnání proložení pomocí funkce Stromeyerovy a Kohoutovy-Věchetovy**Tab. 5** Regresní parametry funkcí proložení Wöhlerovy křivky

	a	b	C	σ_∞ [MPa]	S	σ_c	σ_c/R_m
Stromayer	1075,3	-0,38	-	43,3	1473,5	44,2	0,25
3KV	-	-0,17	$2,03 \cdot 10^5$	45,8	1531,5	45,8	0,26

Velké množství výsledků na tvářených slitinách hořčíku (např. tvářené [38] nebo extrudované [17], [39], případně gravitačně lité [45]) je v současné době doplňováno výsledky zkoušek litých variant hořčíkových slitin. Únavové zkoušky prováděné v této práci měly za úkol získat nová data u slitin AZ31 a A61 ve výchozím stavu a po tepelném zpracování. Únavové zkoušky slitiny AZ31 byly provedeny za použití dvou zkušebních zařízení. Pro měření v oblasti nízkocyklové únavy (při frekvencích zkoušení 3 Hz a 20 Hz) bylo použito hydraulického testovacího systému, kdy byla detailně naměřena a zaznamenána veškerá sledovaná data. Pro oblast vysokocyklové únavy (při frekvenci zkoušení 130 Hz) byl využit rezonanční pulzátor, kdy bylo možné získat pouze data o počtu cyklů do lomu. Z výsledků únavových zkoušek při různých frekvencích zkoušení a analýzou získaných dat uvedených v experimentální části práce je možné konstatovat, že nedošlo k ovlivnění životnosti materiálu změnou frekvence zatěžování (viz obrázek 9) na rozdíl od závěrů uvedených v práci [46]. Toto rozdílné chování je pravděpodobně způsobeno jiným typem (extrudovaná a vyžíhaná tvářená slitina) studované slitiny v práci [46]. Tuto skutečnost bude pro to nutné dále studovat a ověřit v navazujícím výzkumu.

Na základě výsledků nízkocyklové únavy a průběhu křivek cyklického zpevnění-změkčení hořčíkové slitiny AZ31 uvedených na obrázku 5 je patrné, že tato slitina cyklicky zpevňuje v průběhu celého únavového života. Regresní koeficienty únavových funkcí pro naměřená únavová data v nízkocyklové oblasti byly získány obvyklým způsobem, tj. pomocí metody nejmenších čtverců. Získané parametry (viz tab. 4) jsou v dobré shodě s literárními prameny (např. [17], [30]) a dosahují očekávaných hodnot pro takto vyrobené slitiny. Například v práci [30] byly získány velmi obdobné regresní parametry, pro plastický b a elastický c koeficient (viz tab. 4).

Naměřená únavová data pro vysokocyklovou oblast byla proložena pomocí funkcí 3KV a Stromeayer v souladu s postupy uvedenými v literatuře [47]. Na základě těchto proložení byla stanovena mez únavy pro 10^8 cyklů, pomocí funkce Stromeayerovy $\sigma_c = 44,2$ MPa a pomocí funkce 3KV $\sigma_c = 45,8$ MPa. V práci [31] autoři naměřili na hořčíkové slitině AZ31 odlité metodou SC mez únavy pro 10^7 cyklů $\sigma_c = 40$ MPa. Detailní srovnání únavového chování hořčíkových slitin odlitých metodou SC s dalšími literárními prameny je obecně problematické, neboť experimentální práce na hořčíkových slitinách v módu tah-tlak provedeny byly, ovšem obvykle se nejedná o lité, ale nějakým způsobem tvářené slitiny. Způsob výroby dané slitiny je jeden z nejdůležitějších vlivů, který ovlivňuje délku únavového života, neboť u litých materiálů je vyšší pravděpodobnost výskytu povrchových a podpovrchových vad, na kterých může únavová trhлина iniciovat podstatně dříve, než u relativně homogenních tvářených hořčíkových slitin. Porovnáním naměřených dat únavové životnosti hořčíkové slitiny AZ31 odlité metodou SC, která byla studována v této práci s dostupnou literaturou [31], je možné konstatovat dosažení vyšší únavové životnosti.

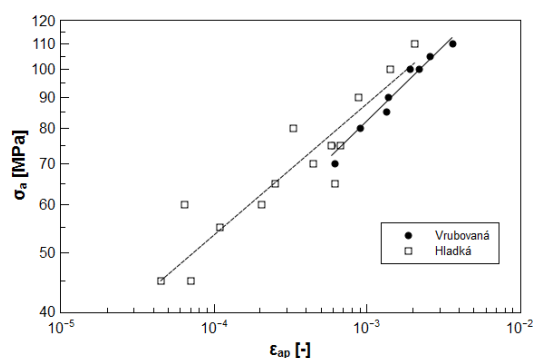
4.4 ÚNAVOVÉ CHOVÁNÍ VRUBOVANÝCH TĚLES ZE SLITINY AZ31

Obdobně jako u hladkých zkušebních tyčí bylo provedeno únavové hodnocení na vrubovaných zkušebních tělesech ze slitiny AZ31. V rozsahu od 110 MPa do 70 MPa byla vyhodnocena získaná experimentální únavová data získaná při měření rychlosti šíření únavových trhlin. Toto rozmezí bylo zvoleno z praktických důvodů, kdy na vyšších hladinách dochází k velmi rychlému rozšiřování únavové trhliny a při hladinách pod 70 MPa je měření extrémně časově náročné. Únavová data získaná během měření rychlosti šíření jsou dále srovnávána s hladkými únavovými zkušebními tělesy. Srovnání cyklické deformační křivky pro vrubovaná a hladká zkušební tělesa je provedeno na obrázku 10, srovnání jejich regresních parametrů, je uvedeno v tabulce 6.

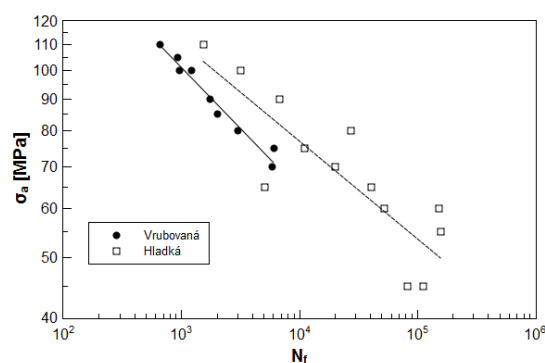
Tab. 6 Parametry CDK pro oba tvary těles slitiny AZ31

Tělesa	K'	n'	$R'_{p0,2}$
Hladká	445,1	0,23	106,58
Vrubovaná	449,2	0,25	97,32

Srovnání křivek Wöhlerových-Basquinových je provedeno na obrázku 11, srovnání jejich nízkocyklových únavových parametrů získaných pomocí obvyklých regresních funkcí pro $2N_f$ je uvedeno v tabulce 7.



Obr. 10 Srovnání cyklických deformačních křivek pro hladká a vrubovaná tělesa



Obr. 11 Srovnání Wöhlerových-Basquinových křivek pro hladká a vrubovaná únavová tělesa

Tab. 7 Únavové parametry slitiny AZ31SC pro hladké a vrubované těleso určené pro $2N_f$

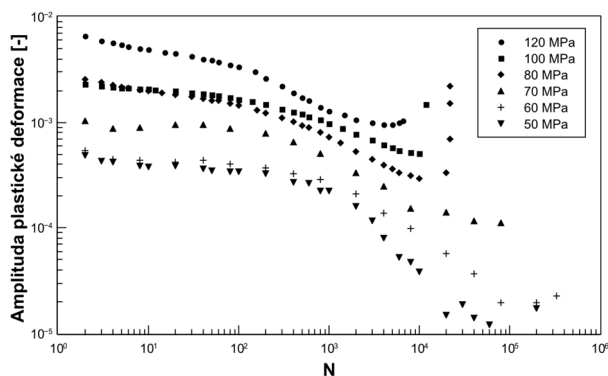
Tělesa	σ'_f [MPa]	b	ϵ'_f	c
Hladká	410,52	-0,169	1,45	-0,729
Vrubovaná	441,06	-0,193	0,89	-0,783

Pro ověření vlivu umělého defektu na únavové vlastnosti slitiny AZ31 bylo provedeno srovnání získaných únavových dat zkušebních těles s umělým vrubem a hladkých těles ze slitiny AZ31. Porovnání bylo provedeno zejména pomocí křivky Wöhlerovy-Basquinovy a Mansonovy-Coffinovy a je uvedeno na obrázku 11. Z těchto srovnání je patrný předpokládaný pokles únavové životnosti těles s umělým defektem, což je v dobrém souladu s výsledky uvedenými v práci [37]. Získané regresní koeficienty ve sledované oblasti (od 110 MPa do 70 MPa, viz tabulka 7) nijak extrémně nevybočují z obvyklých mezí, které jsou uvedeny například v pracích [17], [31], [40]. Z průběhů regresních funkcí Wöhlerovy-Basquinovy křivky a Mansonovy-Coffinovy křivky je patrný větší sklon pro data získaná na vzorcích s vrubem vzhledem k hodnotám hladkých vzorků. Z obrázku 11 je zřejmé, že v oblasti nižších hodnot amplitudy napětí σ_a popř. amplitudy plastické deformace ϵ_{ap} dochází k většímu poklesu únavové životnosti těles s vrubem ve srovnání s hladkými tělesy.

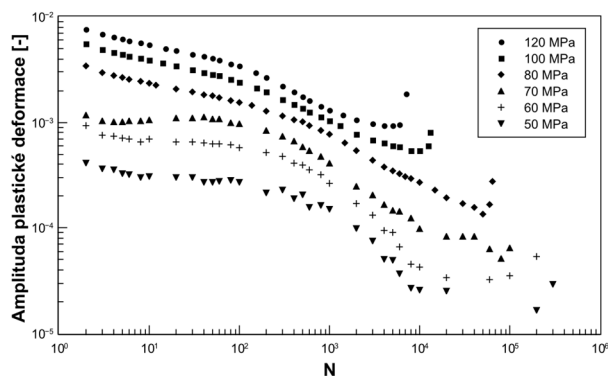
4.5 ÚNAVOVÉ CHOVÁNÍ SLITINY AZ61

Experimentální výsledky získané na hořčíkové slitině AZ61 uvedené v této kapitole již byly publikovány v článcích [23], [24] a [25]. Jak již bylo zmíněno v předchozích kapitolách, byla tato slitina tepelně zpracována. Únavové hodnocení bylo provedeno jak na nezpracované (AZ61 VS), tak i na slitině po zvoleném optimálním TZ (AZ61 TZ).

Křivky zpevnění-změkčení slitiny AZ61 ve VS a po TZ jsou vyneseny na obrázcích 12 a 13. Z jejich průběhu plyne, že zkoušený materiál cyklicky zpevňuje v průběhu celého únavového života a nedochází tedy u něj k saturaci.



Obr. 12 Křivky cyklického zpevnění-změkčení slitiny AZ61 ve VS

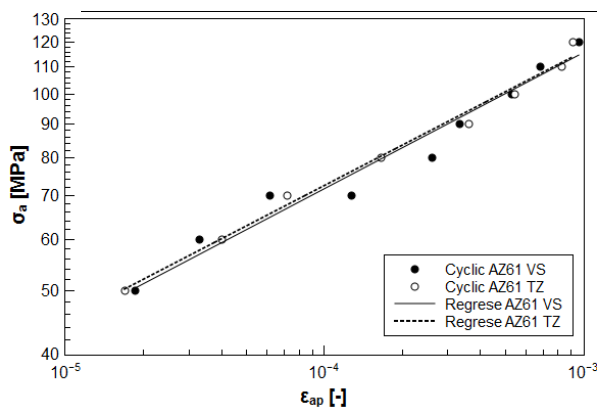


Obr. 13 Křivky cyklického zpevnění-změkčení slitiny AZ61 po TZ

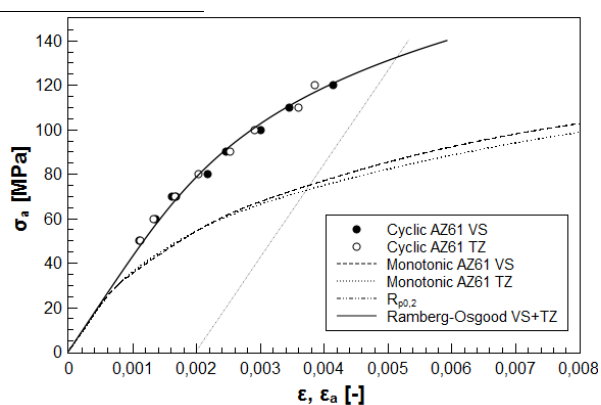
Cyklické deformační křivky pro oba stavy slitiny AZ61 vytvořené na základě odečtu z hysterezních smyček v polovině počtu cyklů do lomu jsou spolu s mocninnou regresní křivkou vyneseny na obrázku 14. Jejich parametry K' a n' a cyklická mez kluzu $R_{p0,2}'$ jsou uvedeny v tabulce 8. Vzhledem k minimálním rozdílům mezi CDK pro slitinu ve VS a po TZ je cyklická deformační křivka na obrázku 15 vynesena pro oba stavy dohromady. Její regresní parametry určené pomocí modifikované Rambergovy-Osgoodovy funkce jsou uvedeny v tabulce 8. Cyklická deformační křivka je spolu s jednosměrnými tahovými křivkami vynesena na obrázku 15, jejich regresní parametry jsou uvedeny v tabulce 9.

Tab. 8 Regresní parametry CDK slitiny AZ61 pro oba stavy TZ

Slitina	K'	n'	$R_{p0,2}'$
AZ61 VS	485,33	0,208	133
AZ61 TZ	477,99	0,205	133

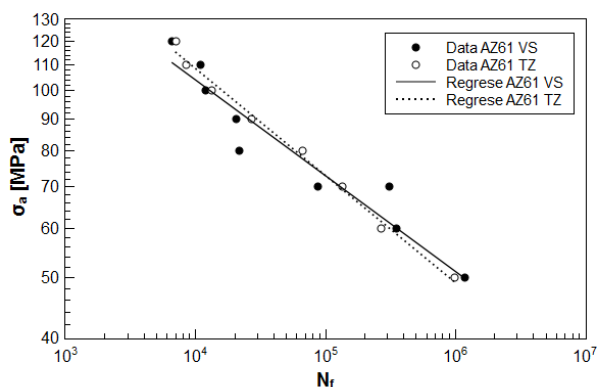


Obr. 14 Cyklická deformační křivka pro slitinu AZ61 ve VS a po TZ

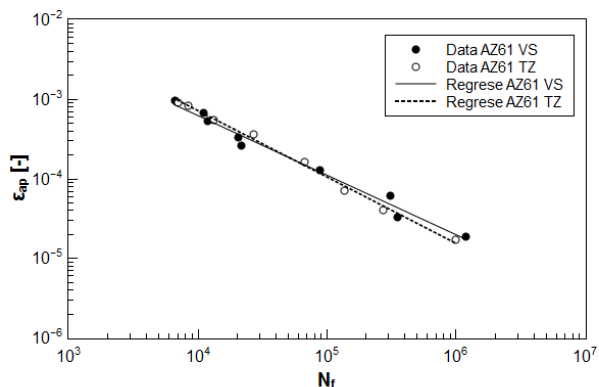


Obr. 15 Srovnání cyklické deformační křivky a statických deformačních křivek slitiny AZ61 ve VS a po TZ

Křivky získané na základě únavového zkoušení slitiny AZ61 ve VS a po TZ, tedy křivky Wöhlerovy-Basquinovy a Mansonovy-Coffinovy, jsou vyneseny na obrázcích 16 a 17, únavové parametry získané pomocí lineární regrese jsou uvedeny v tabulce 9.



Obr. 16 Wöhlerova-Basquinova křivka slitiny AZ61 ve VS a po TZ



Obr. 17 Odvozená Mansonova-Coffinova křivka slitiny AZ61 ve VS a po TZ

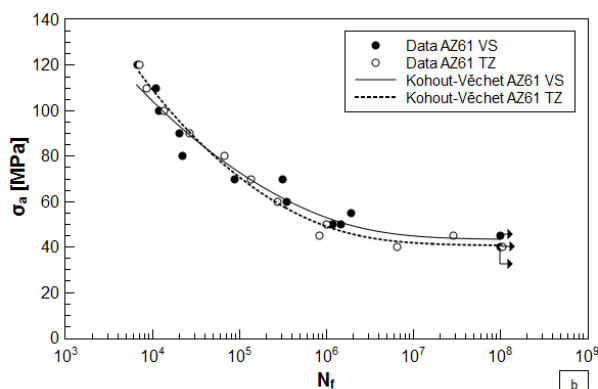
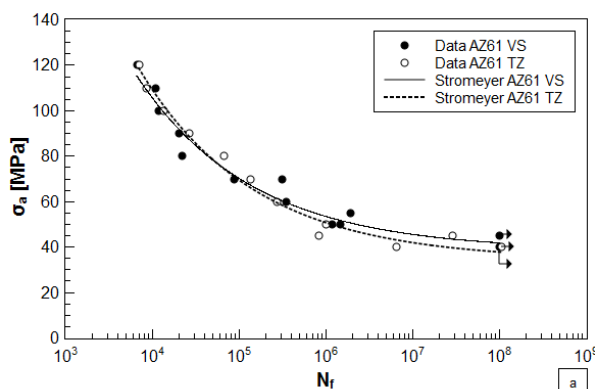
Tab. 9 Únavové charakteristiky slitiny AZ61 ve VS a po TZ

Ramberg-Osgood VS + TZ			Manson-Coffin VS		Manson-Coffin TZ	
σ_0 [MPa]	m	$R_{p0.2''}$ [MPa]	ε'_f [-]	c	ε'_f [-]	c
497,86	4,666	132	0,613	-0,749	1,565	-0,835

Wöhlerovy křivky s proložením funkcí Stromejerovou a 3KV, jsou vykresleny na obrázku 18, jejich regresní parametry jsou uvedeny v tabulce 10. Hodnoty meze únavy σ_c pro oba stavy a oba způsoby proložení byly určeny pro 10^8 cyklů. Na základě těchto hodnot poté byla určena hodnota únavového poměru (fatigue ratio), tyto údaje jsou uvedeny v tabulce 11.

Tab. 10 Regresní parametry Wöhlerových křivek

Funkce	Slitina	a [MPa]	b	σ_∞ [MPa]	C
Stromeyer	AZ61 VS	1347,6	-0,326	38,5	-
Stromeyer	AZ61 TZ	1549,6	-0,328	34,0	-
3KV	AZ61 VS	-	-0,158	43,1	$2,6 \cdot 10^6$
3KV	AZ61 TZ	-	-0,194	40,4	$1,7 \cdot 10^6$



Obr. 18 Wöhlerovy křivky slitiny AZ61 pro oba stavy proložené a) Stromejerovou funkcí, b) Kohoutovou-Věchetovou funkcí

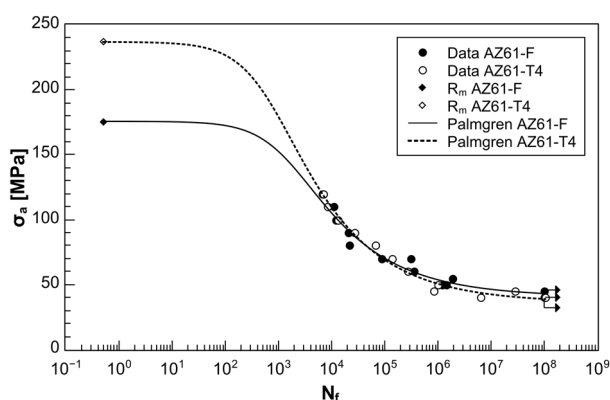
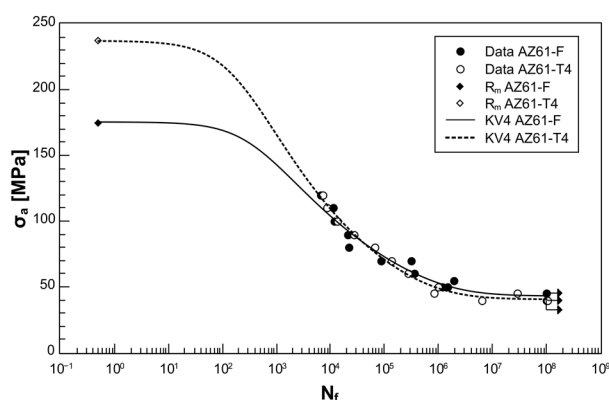
Tab. 11 Únavové parametry Wöhlerových křivek pro oba stavy a typy proložení

Funkce	Slitina	σ_c [MPa]	σ_c/R_m
Stromeyer	AZ61 VS	41,8	0,24
Stromeyer	AZ61 TZ	37,6	0,22
3KV	AZ61 VS	43,2	0,25
3KV	AZ61 TZ	40,5	0,23

Na obrázcích 19 a 20 jsou vynesena únavová data s proložením pomocí funkce Palmgrenovy a čtyřparametrické Kohoutovy-Věchetovy (4KV) až do prvního čtvrtcyklu. Získané regresní parametry těchto funkcí jsou shrnuty v tabulce 12.

Tab. 12 Regresní parametry Wöhlerových křivek pro funkce Palmgrenovu a 4KV

Funkce	Slitina	a [MPa]	b	σ_∞ [MPa]	B	C
Palmgren	AZ61 VS	1795,6	-0,356	40,5	1433,8	-
Palmgren	AZ61 TZ	1992,8	-0,356	36,0	629,7	-
4KV	AZ61 VS	-	-0,158	43,0	376,9	$2,7 \cdot 10^6$
4KV	AZ61 TZ	-	-0,195	40,4	189,8	$1,7 \cdot 10^6$

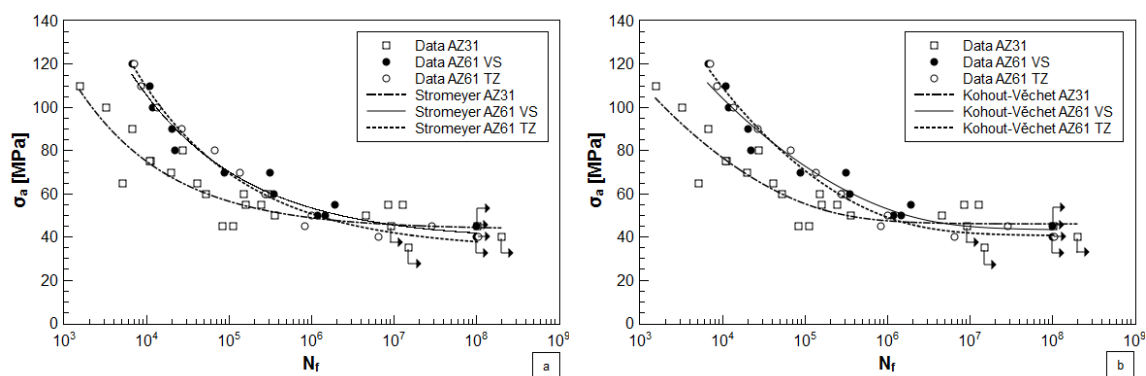
**Obr. 19** Proložení únavových dat slitiny AZ61 pomocí funkce Palmgrenovy pro oba stavy TZ**Obr. 20** Proložení únavových dat slitiny AZ61 pomocí funkce 4KV pro oba stavy TZ

Během únavových zkoušek slitiny AZ61 ve výchozím stavu a po TZ byly, obdobně jako u slitiny AZ31, získány únavové parametry a záznamy cyklické deformační odezvy pro nízkocyklovou oblast a provedena odpovídající proložení únavových dat v souladu s literaturou [47]. Pro vysokocyklovou oblast byly opět stanoveny pouze počty cyklů do lomu. Z průběhu křivek cyklického zpevnění-změkčení (viz obrázek 12 a 13) je stejně jako u slitiny AZ31 patrné, že slitina zpevňuje v průběhu celého únavového života a to jak ve výchozím stavu, tak i po tepelném zpracování (T4). Tento závěr je v dobrém souladu s výsledky prezentovanými na tvářené extrudované slitině AZ61 v práci [36]. Regresní koeficienty a parametry nízkocyklové únavy stanovené v této experimentální práci je možné částečně srovnat s výsledky uvedenými v práci [36]. Exponenty Basquinovy funkce b a odpovídající parametry popisující chování slitiny AZ61 ve vysokocyklové oblasti jsou v dobré shodě s parametry regresní funkce 3KV u obou stavů materiálů (VS a TZ). Stromeyerovou funkcí bylo dosaženo vyšší strmosti křivek životnosti vzhledem k funkci 3KV. Parametry odvozených Mansonových-Coffinových křivek jsou v souladu s trendem parametrů Basquinových funkcí z důvodu obecné závislosti únavových parametrů a shody CDK pro oba stavy materiálů (VS a TZ).

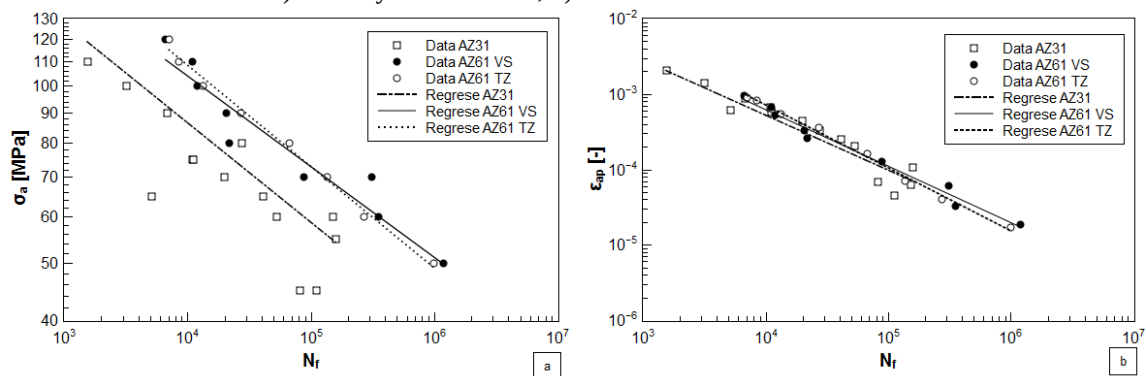
Při určování vysokocyklové únavové životnosti (pro 10^8 cyklů) byly určeny pro jednotlivé regresní funkce (Stromeyerova a 3KV) hodnoty meze únavy. Stromeyerova funkce lépe popisuje únavové chování neželezných kovů v oblasti vysokého počtu cyklů do lomu a nízké hodnoty

amplitudy napětí (N_f nad 10^8 cyklů), kdy křivka životnosti neustále klesá – na rozdíl od funkce 3KV [48], [49]. Pro výchozí stav hořčíkové slitiny AZ61 byla pomocí Stromeayerovy funkce stanovena mez únavy $\sigma_c = 41,8$ MPa a pro stav po tepelném zpracování mez únavy $\sigma_c = 37,6$ MPa. V práci [34] autoři stanovili mez únavy pro 10^7 cyklů na lité slitině AZ61 $\sigma_c = 20$ MPa a na tvářené extrudované $\sigma_c = 150$ MPa. Hodnoty dosažené na studovaném experimentálním materiálu AZ61 vyrobené metodou SC jsou vyšší, než u běžně lité hořčíkové slitiny, avšak nižší než u tvářené varianty [34] z důvodů, které byly již diskutovány výše (výskyt slévárenských vad). Pro oba stavy slitiny AZ61 a obě únavové funkce (Stromeayerova a 3KV) byly stanoveny hodnoty únavového poměru σ_c/R_m . Ve výchozím stavu pro Stromeayerovu funkci byla hodnota $\sigma_c/R_m = 0,24$ a $\sigma_c/R_m = 0,25$ pro funkci 3KV. Pro slitinu AZ61 po tepelném zpracování byla hodnota únavového poměru $\sigma_c/R_m = 0,22$ v případě Stromeayerovy funkce a $\sigma_c/R_m = 0,23$ pro funkci 3KV. Zde je patrné, že k poklesu hodnoty únavového poměru σ_c/R_m dochází vlivem tepelného zpracování slitiny. Tepelným zpracováním dochází k ovlivnění meze pevnosti R_m , ale vliv na mez únavy není výrazný.

Srovnání únavových dat pro celou oblast života slitin AZ31 a AZ61, je vyneseno na obrázku 21, včetně proložení pomocí Stromeayerovy resp. 3KV funkce. Z tohoto porovnání je patrný rozdíl životnosti únavových těles ze slitiny AZ31 a AZ61 v oblasti nízkocyklové únavy, zatímco naměřená data v oblasti vysokocyklové únavy nevykazují výrazné rozdíly pro obě slitiny. Na obrázku 22a je provedeno srovnání Wöhlerových-Basquinových křivek, kde je patrná kratší únavová životnost v nízkocyklové oblasti slitiny AZ31 oproti slitině AZ61 v obou stavech (VS a TZ). Srovnání závislosti amplitudy plastické deformace ε_{ap} na počtu cyklů do lomu N_f , tedy Mansonovy-Coffinovy křivky, je provedeno na obrázku 22b. Na základě těchto dat je patrná takřka totožná deformační odezva obou materiálů.



Obr. 21 Srovnání Wöhlerových křivek slitiny AZ31 a AZ61 v obou stavech proložené
a) Stromeayerovou funkcí, b) Kohoutovou-Věchetovou funkcí

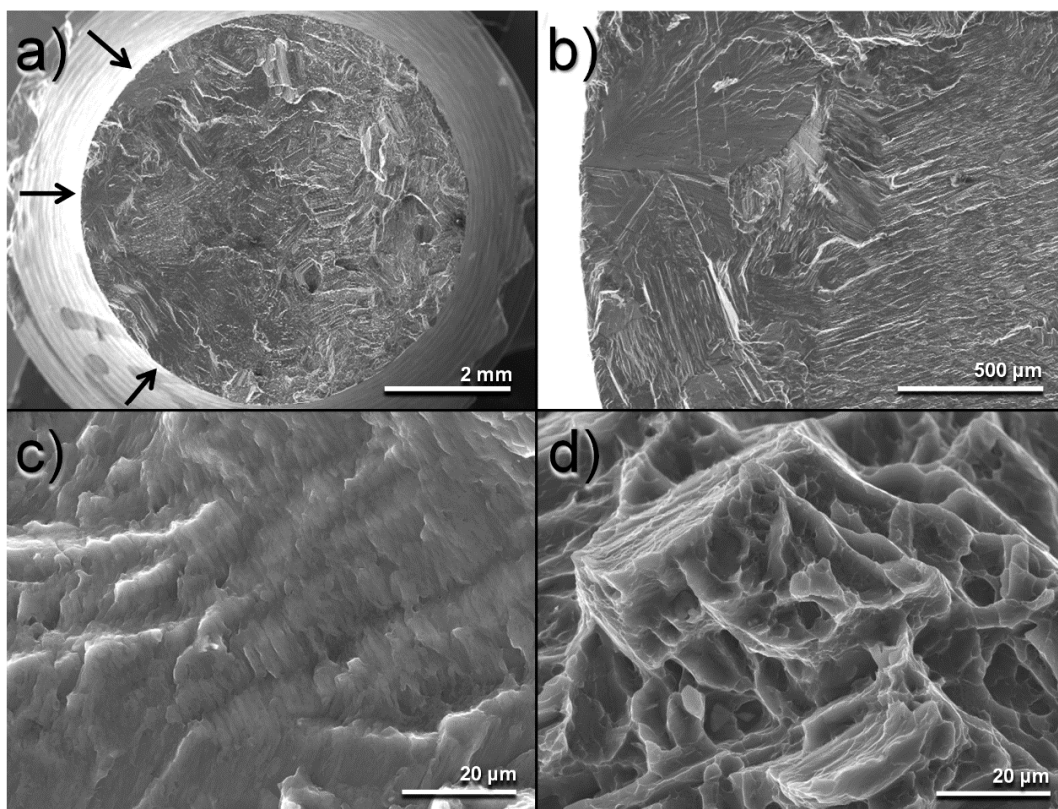


Obr. 22 Srovnání křivek slitin AZ31 a AZ61 v obou stavech (a) Wöhlerovy-Basquinovy a
(b) Mansonovy-Coffinovy

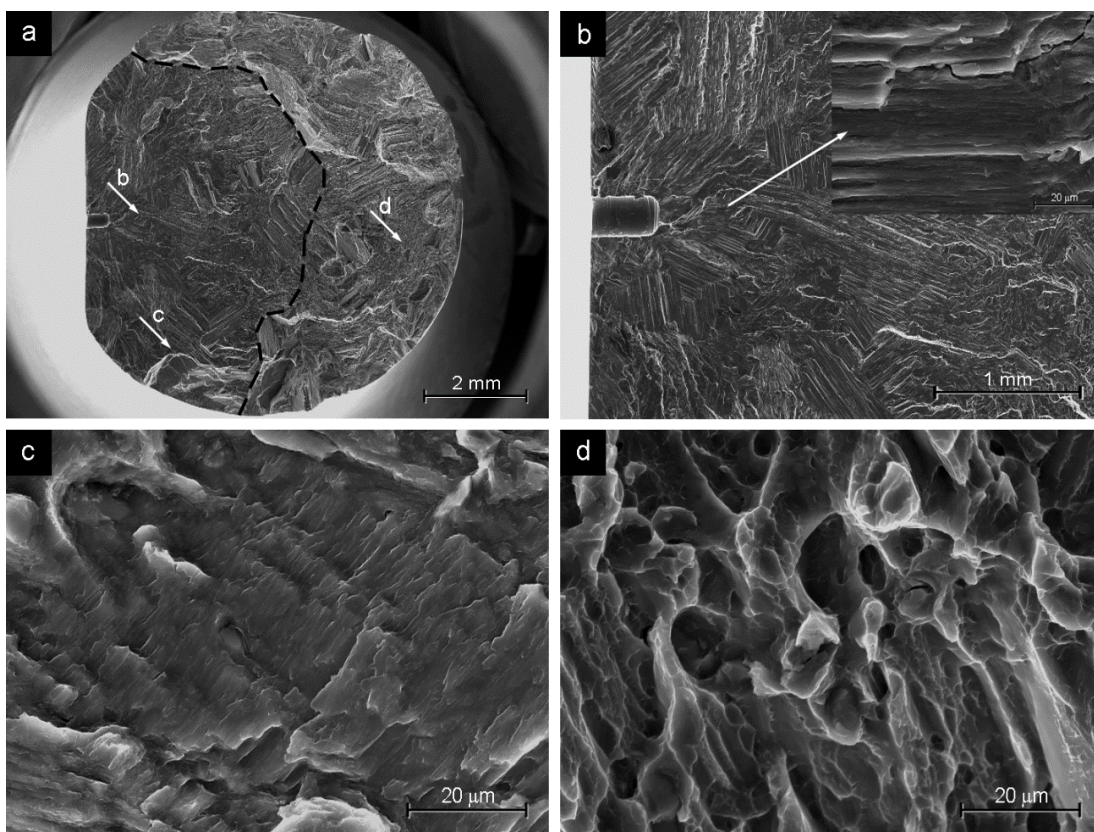
4.6 FRAKTOGRAFICKÉ HODNOCENÍ LOMOVÝCH PLOCH

Na lomových plochách po únavovém zatěžování bylo provedeno fraktografické hodnocení. Snímky lomových ploch získané pomocí REM jsou na obrázku 23 (AZ31, $\sigma_a = 65$ MPa), obrázku 24 (AZ31 s vrubem, $\sigma_a = 70$ MPa) a obrázku 25 (AZ61 VS, $\sigma_a = 60$ MPa). Vždy jsou zde kromě celkového pohledu na lomovou plochu s vyznačením míst iniciace, také detaily jednotlivých oblastí šíření únavové trhliny. Na obrázku 24 je zachycen navrtaný defekt.

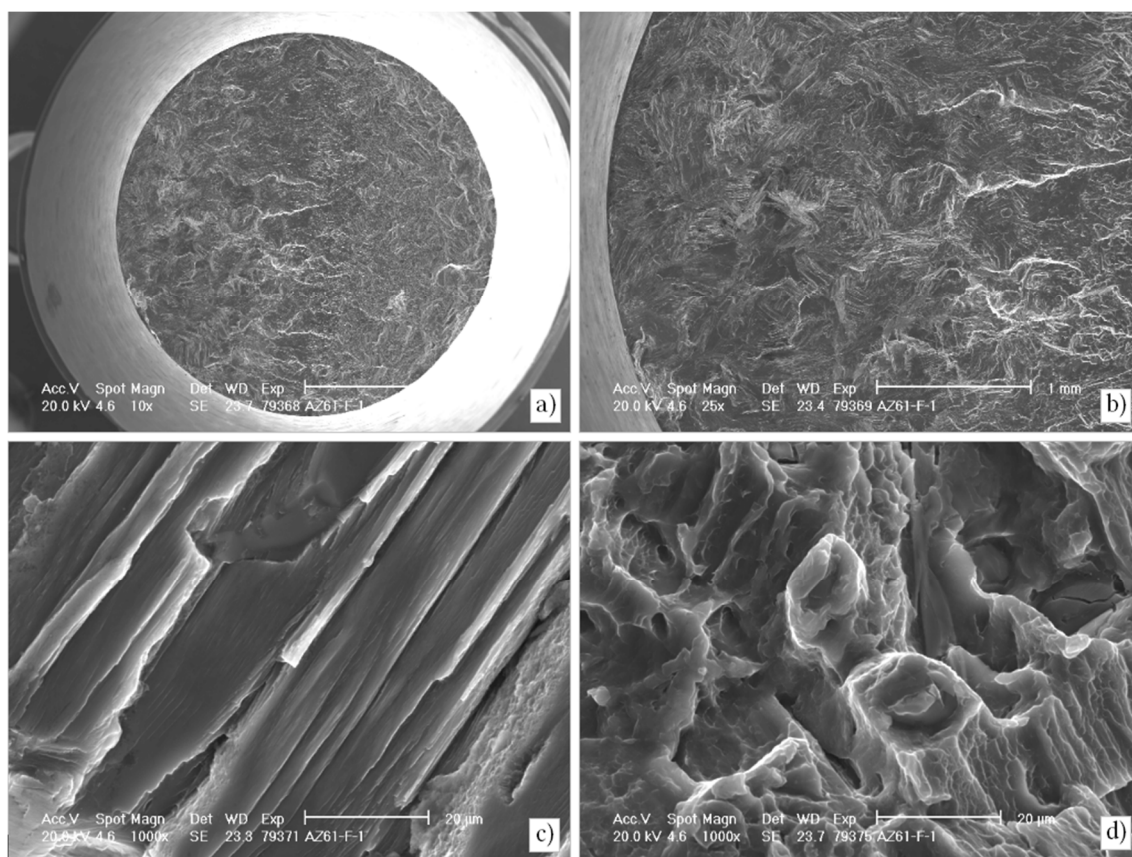
Rozdílný obsah hliníku u slitin AZ31 a AZ61 nemá pozorovatelný vliv na vzhled lomových ploch či rozdílné chování při šíření únavových trhlin. Lomovou plochu je možné rozdělit na oblast iniciace, šíření a statického dolomení. Únavové trhliny iniciují na povrchu tělesa, přičemž při nižších zátěžných hladinách se obvykle vyskytuje více míst iniciace. V oblasti šíření jsou patrné štěpné fazety, a na vhodně orientovaných místech jsou patrné i křehké únavové striace, případně stopy po dvojčatění jak jsou popsány například v [41]. Autoři v [42] nazývají tyto útvary na lomových plochách přímo jako striace, nýbrž jako „striation-like“. Oblast dolomení je obvykle charakterizována důlkovou morfologií, která je srovnatelná se vzhledem oblasti dolomení jak u tvářených materiálů [43], [44] tak i litých slitin [42]. V případě lomových ploch u vrubovaných těles je na lomové ploše patrný vrub na kterém únavová trhlina obvykle iniciovala. Podle očekávání, jak je patrné z obrázku 24, dochází k iniciaci trhliny na okraji vrubu v nejširším místě kolmém na působící napětí.



Obr. 23 Fraktografické hodnocení lomových ploch a) celkový pohled na lomovou plochu s naznačením míst iniciace, b) detail místa iniciace, c) striace, d) oblast dolomení



Obr. 24 Fraktografie na tělese $\sigma_a = 70$ MPa, celkový pohled na lomovou plochu s vyznačením oblasti šíření a dolomu (a), detail oblasti iniciace spolu s navrtaným defektem (b), detail pořízený z oblasti šíření (c) a detail z oblasti dolomu (d).



Obr. 25 Snímky lomové plochy tělesa ze slitiny AZ61 ve VS, $\sigma_a = 60$ MPa, (a) celkový pohled na lomovou plochu, (b) detail místa iniciace, (c) detail z oblasti šíření únavové trhliny, (d) detail z oblasti statického dolomu tělesa

4.7 ŠÍŘENÍ KRÁTKÝCH TRHLIN VE SLITINĚ AZ31

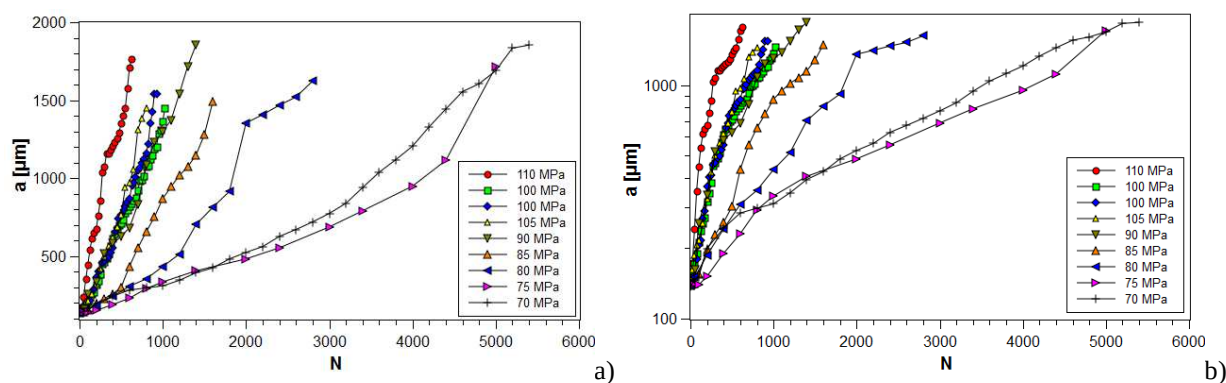
Již během prvních únavových experimentů bylo zjištěno, že na hladkém povrchu tělesa, dochází k iniciaci únavových trhlin relativně náhodně na celém povrchu a také na více místech v celé pracovní části zkušebního tělesa. Proto byla provedena úprava únavového zkušebního tělesa opatřením mělké plošky v její pracovní části. Cílem této úpravy, kromě snazšího snímání povrchu, bylo, aby docházelo k lokalizaci trhliny právě do této oblasti. Tato úprava tělesa nebyla dostatečná, a proto bylo opatřeno uprostřed plošky vyvrtaným otvorem o průměru 250 μm do hloubky 500 μm .

Po upnutí do elektrohydraulického, počítačem řízeného, únavového zkušebního stroje MTS 810 bylo okolí otvoru na plošce nasnímáno optickým mikroskopem s dlouhou ohniskovou vzdáleností 12x zoom system Navitar, který byl vybaven kamerou s vysokým rozlišením Olympus DP70.

Po 3–25 cyklech (podle velikosti zátěžné síly) bylo cyklování zastaveno a provedeno nasnímání okolí otvoru na plošce a také vizuální kontrola plošky, zda nedochází k šíření trhliny v jiném místě, či vzniku trhliny jiné. Snímání povrchu probíhalo na tělese zatíženém v tahu při cca 80 % maximální zátěžné síly.

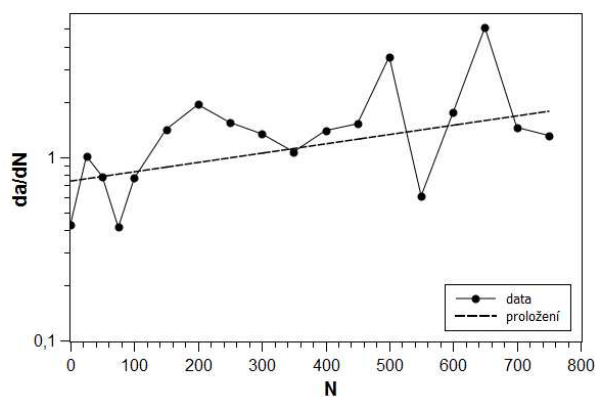
Soubor fotografií povrchu pro každé zastavení (určitý počet cyklů) byl následně spojen do jednoho snímku, na kterém bylo provedeno změření délky trhliny s využitím SW ImageJ pro analýzu obrazu. Tímto způsobem byl vytvořen soubor dat závislosti délky trhliny na počtu cyklů.

Jak již bylo ukázáno v předchozí části práce na lomových plochách únavových zkušebních těles, trhliny startují na povrchu vzorku. Pro další experimentální práce se předpokládá, že tvar trhliny je polokruhový (semicircular shape) [26]. Na základě tohoto tvrzení je délka trhliny použita ve výpočtech $a = l/2$, kde l je povrchová délka měřená na snímcích povrchu získaných pomocí SM. Dalším základním předpokladem je, že průběh závislosti a na N lze proložit exponenciální závislostí [26], jak je patrné z obrázku 26a, získaná experimentální data tuto podmínku celkem dobře splňují. Závislost délky trhliny a na počtu cyklů N je v semilogaritmickém zobrazení vynesena na obrázku 26b.

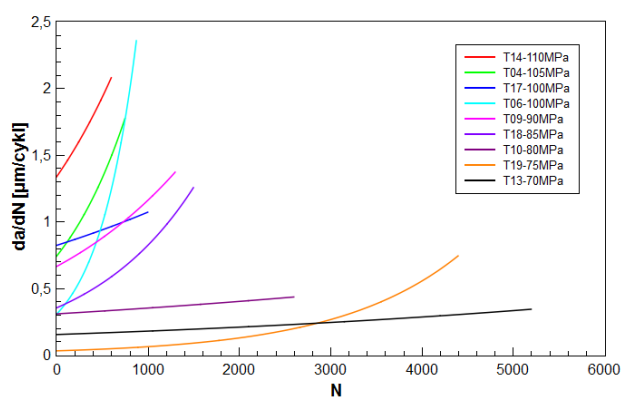


Obr. 26 Závislost délky trhliny na počtu cyklů pro jednotlivá zkušební tělesa (a) v lineárním a (b) v semilogaritmickém zobrazení

Jak je patrné na obrázku 26b získaná experimentální data nevykazují ideální průběh. Provedením výpočtu da/dN na základě vztahu 1 jsou získána data s velmi velkým rozptylem. Ukázka takto získaných dat je na obrázku 27. Proto byla takto získaná data proložena exponenciální regresní funkcí $y = A \cdot \exp(B \cdot x)$. Takto zpracovaná data pro jednotlivá zkušební tělesa (zátěžné hladiny) jsou vynesena na obrázku 28.



Obr. 27 Závislost rychlosti šíření trhliny před a po vyhlazení, těleso 4, $\sigma_a = 105$ MPa



Obr. 28 Závislost rychlost šíření na počtu cyklů pro jednotlivá zkušební tělesa

Rovnice 2 popisující závislost délky trhliny na počtu cyklů podle [27] vychází z předpokladu, že závislost délky trhliny na počtu cyklů lze proložit exponenciální funkcí. Tento předpoklad je pro experimentální data splněn (viz obrázek 26). Parametr a_i je extrapolovaná hodnota délky trhliny pro nulový počet cyklů a představuje fiktivní počáteční délku trhliny, jejíž růst podle exponenciálního zákona ovlivňuje únavovou životnost [21]. Další předpoklad, u rovnice 3 je, že rychlost šíření trhliny závisí na délce trhliny a koeficientu růstu trhliny k_g . Hnací silou v případě růstu krátkých trhlin představuje plastická deformace [27]. Závislost koeficientu růstu trhliny k_g na amplitudě plastické deformace ε_{ap} je možné popsat pomocí rovnice 4 [21], [26], [27].

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_i - a_{i-1}}{n_i - n_{i-1}} \quad (1) \quad a = a_i \cdot \exp(k_g \cdot N) \quad (2)$$

$$\frac{da}{dN} = a_i \cdot k_g \cdot \exp(k_g \cdot N) = k_g \cdot a \quad (3) \quad k_g = k_{g0} \cdot \varepsilon_{ap(0,5Nf)}^d \quad (4)$$

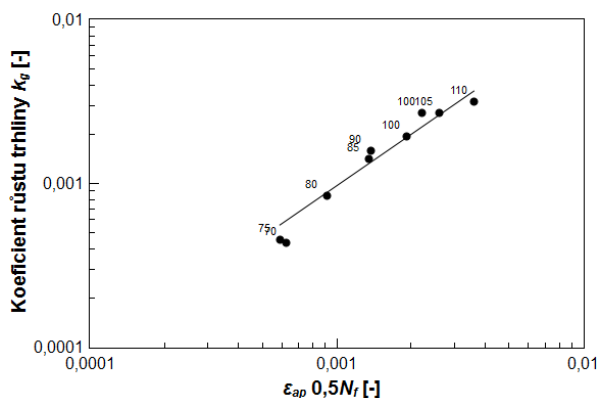
Koeficient růstu trhliny k_g pro jednotlivé zátěžné hladiny (viz tabulka 13) je stanoven na základě regrese dat vynesných jako závislost délky trhliny a na počtu cyklů N v semilogaritmických souřadnicích s využitím rovnice 2 a 3 [21], [26].

Závislost koeficientů růstu trhliny na odpovídajících amplitudách plastické deformace v polovině počtu cyklů do lomu je vynesena na obrázku 29, na základě regrese a využitím rovnice 4 byly určeny parametry $k_{g0} = 1,258$ a $d = 1,040$. Koeficient růstu trhliny k_g souvisí s relativním vzrůstem délky trhliny v jednom cyklu. Parametr a_i je extrapolovaná hodnota délky trhliny pro nulový počet cyklů a představuje fiktivní počáteční délku trhliny, jejíž růst podle exponenciálního zákona ovlivňuje únavovou životnost [21].

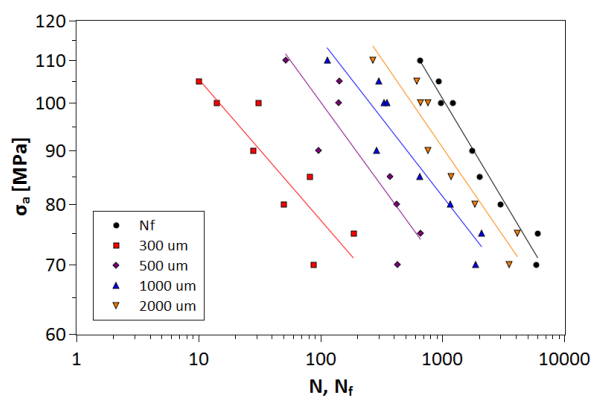
Tab. 13 Koeficienty k_g a a_i pro jednotlivé zátěžné hladiny

Označení	14	17	6	4	9	18	10	19	13
σ_a [MPa]	110	100	100	105	90	85	80	75	70
$k_g \cdot 10^3$	3,154	1,936	2,695	2,695	1,583	1,423	0,843	0,456	0,437
a_i [μm]	287,01	220,56	210,63	188,83	235,77	167,58	184,57	166,28	199,58

Pro hodnocení vlivu velikosti trhliny na únavovou životnost byl pro každé zkušební těleso, a tedy pro všechny použité zátěžné hladiny σ_a , pro vybranou povrchovou délku trhliny l stanoven odpovídající počet cyklů. Takto byl získán soubor dat vynesný na obrázku 30. Jsou to Wöhlerovy křivky vztažené ke stanovené délce trhliny l včetně lomu. Tato data mohou být později využita ke stanovení počtu cyklů potřebných k iniciaci trhlín u hladkých únavových těles.



Obr. 29 Koeficient růstu trhliny v závislosti na amplitudě plastické deformace v polovině počtu cyklů do lomu pro jednotlivé amplitudy zátěžného napětí

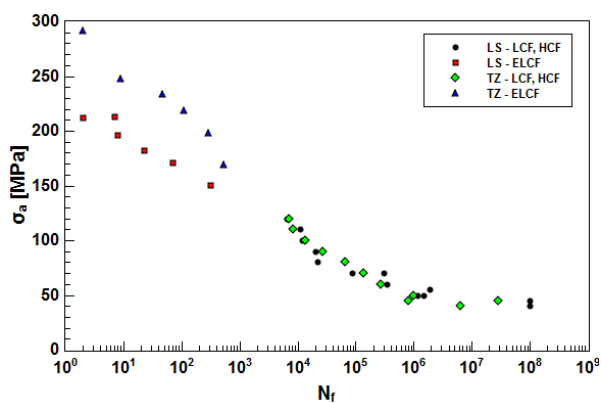


Obr. 30 Wöhlerovy křivky pro dosažení stanovené délky trhliny l , resp. lomu, vyneseno v logaritmickém zobrazení

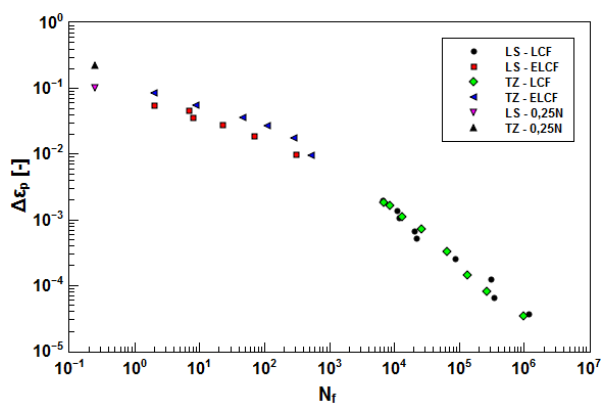
Šíření krátkých únavových trhlin bylo měřeno na slitině AZ31 za použití modifikovaných válcových zkušebních těles. Kromě dat o rychlosti šíření únavových trhlin byla také získána další únavová data pro tuto slitinu, ovšem v relativně omezeném rozpětí amplitud zátěžných napětí. Jak je patrné z obrázku 29, pohybují se koeficienty růstu trhliny k_g pro jednotlivé zátěžné hladiny v rozmezí od $3,15 \cdot 10^{-3}$ do $0,44 \cdot 10^{-3}$. Pokud získané hodnoty koeficientů růstu trhliny k_g srovnáme s daty uvedenými např. v práci [21] (slitina Al EN-AW 6082, kde k_g je od $4,04 \cdot 10^{-3}$ do $9,09 \cdot 10^{-5}$), nebo s daty uvedenými v práci [37] (duplexní ocel, kde k_g je od $3 \cdot 10^{-3}$ do $3 \cdot 10^{-5}$) je možné konstatovat, že se hodnoty koeficientu růstu trhliny k_g naměřené v této práci pohybují ve srovnatelných mezích. Na základě rychlosti šíření únavových trhlin byly rovněž určeny parametry pro koeficient růstu trhliny $k_{g0} = 1,258$ a $d = 1,040$. Hodnoty těchto parametrů získané v práci [37] byly $k_{g0} = 0,857$ a $d = 1,114$ a v práci [21] $k_{g0} = 0,472$ a $d = 0,650$. Hodnoty parametru počáteční délky trhliny a_i určené na základě vztahu 23 se pohybují u studované slitiny AZ31 SC v rozmezí od 166 do 287 μm . Tyto hodnoty jsou i přes velký rozptyl srovnatelné s velikostí uměle vytvořeného defektu 250 μm . Srovnáním naměřených dat rychlosti šíření únavových trhlin s dalšími literárními prameny, například [38] (válcovaná AZ31) a [34] (extrudovaná AZ61) je možné konstatovat řádovou podobnost naměřených dat. Naměřené rychlosti šíření únavových trhlin na experimentální slitině AZ31 vyrobené metodou SC jsou však nižší vzhledem k hodnotám uvedeným v literatuře [34], [38].

4.8 EXTRÉMNĚ NÍZKOCYKLOVÁ ÚNAVA

Experimentální data byla naměřena na slitině AZ61 ve výchozím stavu a také po tepelném zpracování (stejně TZ jako v případě LCF, typ T4). Slitina AZ61 byla jako experimentální materiál v tomto případě zvolena právě z důvodu možnosti provedení TZ, kdy je cílem zvýšení mechanických vlastností – meze pevnosti a tažnosti. Naměřená ELCF data přidaná k datům LCF a HCF jsou na obrázku 31 vynesena jako Wöhlerova křivka. Již z naměřených dat (obrázek 32) je patrné, že vykazují očekávaný odklon od predikce pro LCF data Mansonovou-Coffinovou funkcí. Data jsou dále proložena na základě několika funkcí, které ovšem vycházejí z funkce Mansonovy-Coffinovy.



Obr. 31 Data Wöhlerovy křivky slitiny AZ61 s přidanými ELCF daty pro oba stavy TZ



Obr. 32 Mansonova-Coffinova křivka s ELCF daty slitiny AZ61 pro LS a TZ

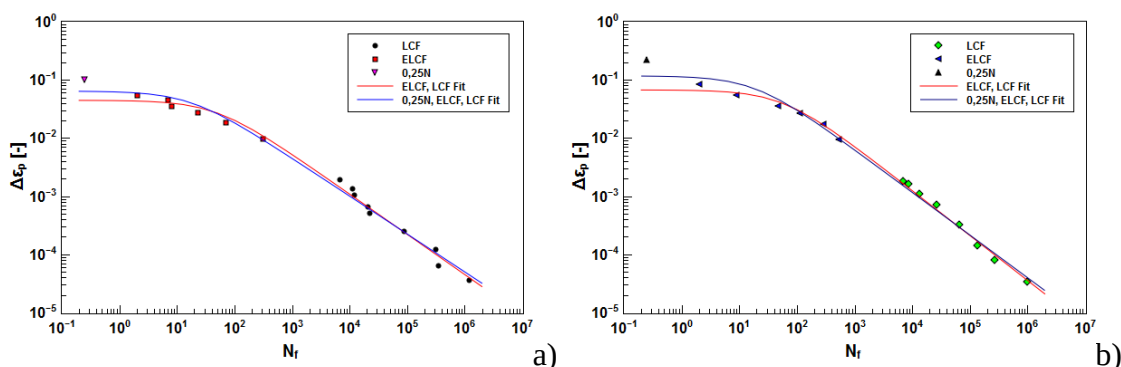
Použití běžných funkcí, které jsou inspirované funkcí pro proložení Wöhlerovy křivky, pro proložení ELCF části únavové Mansonovy-Coffinovy křivky nevede k optimálnímu výsledku.

$$\Delta \varepsilon_p = \varepsilon_0 (N + B)^b \quad (5)$$

Parametr B v tomto případě popisuje počet cyklů do lomu, kde dochází k ohybu křivky. Regresní parametry získané proložení experimentálních dat pomocí vztahu 5 jsou spolu se součtem čtverců odchylek S uvedeny v tabulce 14. Skupiny dat s označením „+0,25N“ jsou včetně plastickeho rozkmitu pro první čtvrtcykl, který byl získán pomocí zkoušky tahem. Samotné proložení je uvedeno na obrázku 33, kdy (a) je pro VS a (b) pro TZ stav slitiny. V každém obrázku jsou uvedena dvě proložení, pro skupinu experimentálních dat bez prvního čtvrtcyklu a s ním. Z obou obrázků a proložení je patrné, že průběh regresní funkce není ideální, průběh ohybu funkce definovaný parametrem B zahýbá příliš, až do vodorovné polohy.

Tab. 14 Parametry proložení pro vztah 5

Data	ε_0	b	B	S
VS	0,6385	-0,6920	47,0211	0,1121
VS+0,25N	0,4060	-0,6516	17,0515	0,2078
TZ	1,5370	-0,7725	57,6483	0,0601
TZ+0,25N	1,0017	-0,7337	18,6768	0,2176



Obr. 33 Proložení experimentálních dat pomocí vztahu 5, (a) VS, (b) TZ

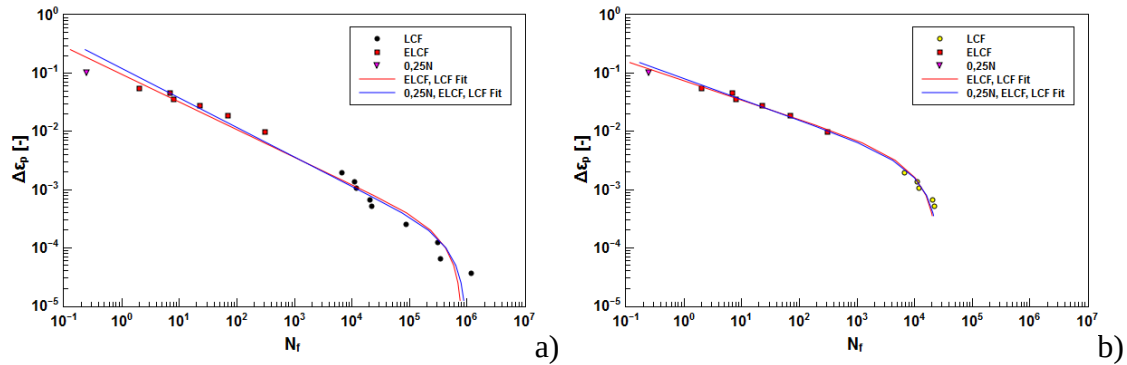
Funkce 27, které použil Hatanaka [26], [27] a později ve své práci využil Kuroda [18], a která původně vychází z rovnice $\Delta \varepsilon_{pe} N_f^\alpha = C$, je založena na přibližování typu $\Delta \varepsilon_{ps} = (1 - e^{-a \Delta \varepsilon_{ps}}) \Delta \varepsilon_{pe}$. Autor zde zavádí novou veličinu $\Delta \varepsilon_{ps}$, což je veličina s extrapolací vlastnostmi ($\Delta \varepsilon_{ps} \rightarrow \infty$ a $\Delta \varepsilon_{ps} = \Delta \varepsilon_{pe}$) a a je parametr přibližování.

$$\frac{\Delta \varepsilon_{ps}}{1 - e^{-a \Delta \varepsilon_{ps}}} = \varepsilon_0 N^b \quad (6)$$

Parametry proložení pomocí funkce 6 pro experimentální data pro materiál ve VS jsou uvedena v tabulce 15. Vzhledem ke zcela nevyhovujícímu průběhu regresní funkce (viz obrázek 34a) byla proložení provedena pouze pro materiál ve VS. Redukcí LCF dat, které je provedeno na obrázku 34b, lze dosáhnout zlepšení průběhu funkce v ELCF oblasti, LCF oblast je však stále proložena nevhodně. Takto získané regresní parametry jsou také uvedeny v tabulce 15, s prefixem „Red“.

Tab. 15 Parametry proložení pro vztah 6

Data	ε_0	b	a	R^2
VS	0,0950	-0,4753	6894,9270	0,9828
VS+0,25N	0,1202	-0,5077	9234,1986	0,9858
RedVS	0,0800	-0,3589	489,8588	0,9968
RedVS+0,25N	0,0735	-0,3334	400,2485	0,9969



Obr. 34 Proložení funkcí Hatanakovou, (a) celá LCF oblast, (b) zkrácená LCF oblast

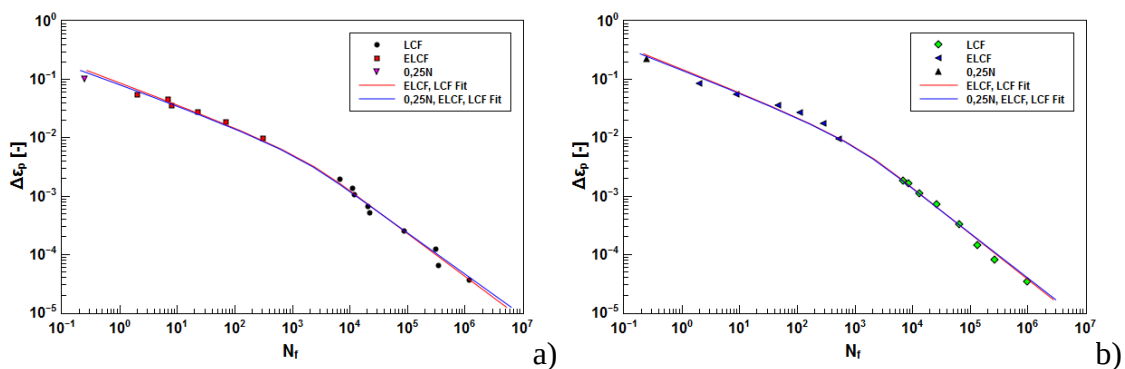
Modifikovaná Hatanakova funkce (rovnice 7) je založena na jeho původní funkci, pouze v exponentu je použito místo násobení dělení, což má efekt „obrácení“ průběhu funkce a vede k mnohem vhodnějšímu proložení experimentálních dat v ELCF oblasti. Tato funkce tak vychází ze vztahu $\Delta \varepsilon_{pe} = \Delta \varepsilon_{ps} / (1 - e^{-a/\Delta \varepsilon_{ps}})$.

$$\frac{\Delta \varepsilon_{ps}}{1 - e^{-a/\Delta \varepsilon_{ps}}} = \varepsilon_0 N^b \quad (7)$$

V tomto případě je opět využito lineární regrese s dopočítáním parametru a na maximální koeficient determinace R^2 . Parametry získané proložení experimentálních dat pomocí tohoto vztahu jsou shrnuty v tabulce 16, samotné proložení je uvedeno na obrázku 35.

Tab. 16 Parametry proložení pro vztah 7

Data	ε_0	b	a	R^2
VS	1,0641	-0,7342	0,0073	0,9961
VS+0,25N	0,7962	-0,7069	0,0085	0,9956
TZ	1,8615	-0,7836	0,0122	0,9922
TZ+0,25N	1,5644	-0,7670	0,0135	0,9940



Obr. 35 Proložení experimentálních dat modifikovanou Hatanakovou funkcí

Další možností proložení experimentálních únavových dat až do oblasti extrémně nízkocyklové únavy je využití funkce, kterou použil L. Xue v práci [19]. Tato funkce využívá proměnnou λ , m a ε_f , její výchozí tvar:

$$N = \frac{1}{2} \frac{e^{\lambda} - 1}{e^{\lambda(\Delta\varepsilon_p/\varepsilon_f)^m} - 1}$$

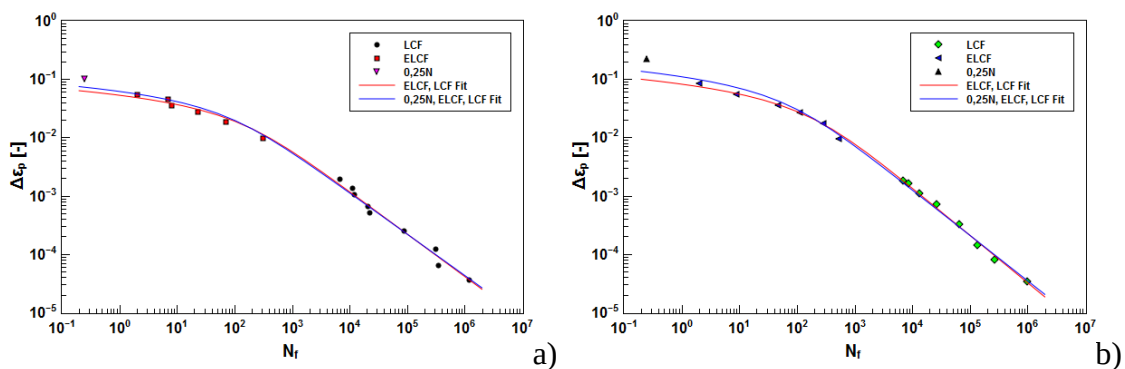
k proložení experimentálních dat je vhodnější použít inverzní funkci (8).

$$\Delta\varepsilon_p = \varepsilon_f \left[\frac{1}{\lambda} \ln \left(\frac{e^{\lambda} - 1}{2N} + 1 \right) \right]^{1/m} \quad (8)$$

Regrese experimentálních dat byla provedena metodou nejmenších čtverců. Takto získané regresní parametry funkce jsou uvedeny v tabulce 17 a průběh funkce s experimentálními daty je vyneseno na obrázku 36.

Tab. 17 Parametry proložení experimentálních dat pomocí vztahu 8

Data	ε_f	m	λ	S
VS	0,0573	1,3726	6,4401	0,0775
VS+0,25N	0,0669	1,4111	5,9179	0,1203
TZ	0,0893	1,2302	6,6558	0,0314
TZ+0,25N	0,1209	1,2833	5,8099	0,1163



Obr. 36 Proložení Xueho funkcí, slitina AZ61 (a) VS, (b) TZ

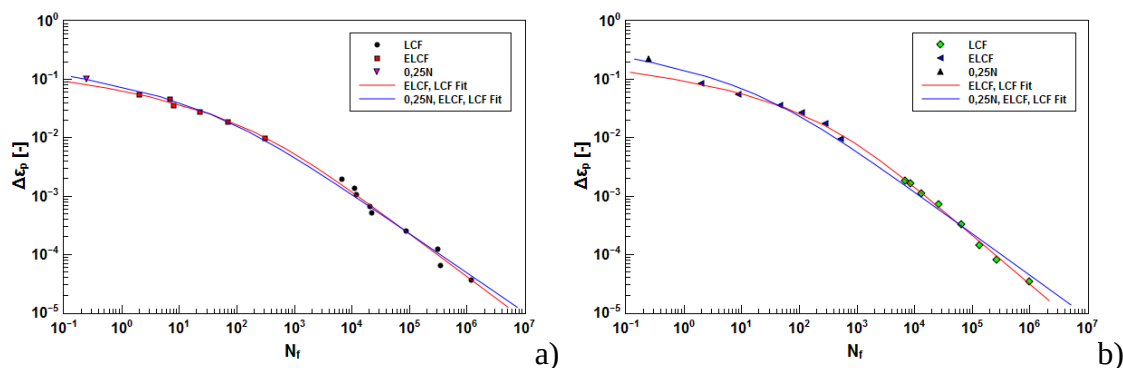
Další funkce vhodná k proložení ELCF oblasti inspirovaná Hatanakovým přístupem, pro splnění extrapolčních vlastností ($\Delta\varepsilon_{ps} \rightarrow \infty$ a $\Delta\varepsilon_{ps} = \Delta\varepsilon_{pe}$) lze namísto původního přibližování využít přibližování typu $\Delta\varepsilon_{ps} = \Delta\varepsilon_{pe} e^{-a\Delta\varepsilon_{ps}}$, tj. $\Delta\varepsilon_{pe} = \Delta\varepsilon_{ps} e^{a\Delta\varepsilon_{ps}}$. Takto byla získána regresní funkce 9.

$$\Delta\varepsilon_{ps} e^{a\Delta\varepsilon_{ps}} = \varepsilon_0 N^b \quad (9)$$

Pro vytvoření proložení bylo využito lineární regrese $\log(\Delta \varepsilon_{ps} e^{a \Delta \varepsilon_{ps}}) = b \log N + \log \varepsilon_0$ s dopočítáním parametru a na maximální koeficient determinace, obrázek 37. Takto získané regresní parametry jsou uvedeny v tabulce 18.

Tab. 18 Parametry proložení experimentálních dat pomocí vztahu 9

Data	ε_0	b	a	R^2
VS	1,0814	-0,7361	45,2408	0,9964
VS+0,25N	0,5427	-0,6756	26,7891	0,9944
TZ	3,4365	-0,8415	38,9238	0,9984
TZ+0,25N	0,8376	-0,7137	12,4072	0,9885



Obr. 37 Proložení experimentálních dat funkcí 9, (a) výchozí stav, (b) po TZ

Pro popis rozkmitu deformace v oblasti nízkocyklové i vysokocyklové únavy, je brána v úvahu elastická i plastická složka, které jsou počítány dohromady. Jedná se o tzv. sériové řazení. Alespoň principiálně tedy může nastat i případ paralelního řazení, kdy lze místo $\varepsilon_t = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$ použít $1/\varepsilon_t = 1/\varepsilon_1 + 1/\varepsilon_2$. Pro regresi tak lze získat vztah 10, kde nižší hodnoty ε_0 a b (v absolutních hodnotách) popisují přímkovou oblast křivky pro nižší počty cyklů do lomu a vyšší hodnoty ε_0 a b přímkovou oblast křivky pro vyšší počty cyklů. Nevýhodou tohoto přístupu ale je, že zde narůstá počet parametrů o dva.

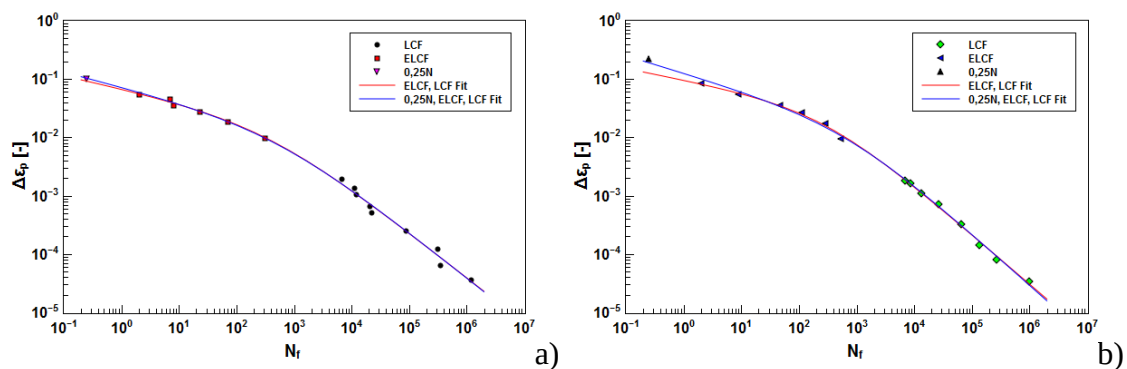
$$\frac{1}{\Delta \varepsilon_p} = \frac{1}{\Delta \varepsilon_1} + \frac{1}{\Delta \varepsilon_2} = \frac{1}{\varepsilon_1 N^{b_1}} + \frac{1}{\varepsilon_2 N^{b_2}} \quad (10)$$

Ze vztahu 10 vyplývá regresní funkce 11, která byla využita pro získání regresních parametrů uvedených v tabulce 19, její průběh je zobrazen na obrázku 38.

$$\log \Delta \varepsilon_p = -\log \left(\frac{1}{\varepsilon_1 N^{b_1}} + \frac{1}{\varepsilon_2 N^{b_2}} \right) \quad (11)$$

Tab. 19 Parametry proložení experimentálních dat pomocí „paralelní“ funkce, rovnice 11

Data	ε_1	b_1	ε_2	b_2	S
VS	1,7597	-0,7748	0,0689	-0,2212	0,0634
VS+0,25N	2,0316	-0,7854	0,0739	-0,2538	0,0647
TZ	3,8634	-0,8504	0,0970	-0,1960	0,0245
TZ+0,25N	6,0777	-0,8858	0,1271	-0,2970	0,0412



Obr. 38 Proložení experimentálních dat pomocí „paralelní“ funkce 11, (a) VS, (b) po TZ

Experimentální měření únavového chování hořčíkových slitin v oblasti ELCF bylo v této práci provedeno na slitině AZ61. Tato oblast únavového života je doposud velmi málo prozkoumána a publikované výsledky se obecně netýkají slitin hořčíku. Na základě literární rešerše byly určeny možnosti proložení a popisu ELCF oblasti únavového života hořčíkové slitiny AZ61. Obvykle používaný Mansonův-Coffinův vztah pro popis únavového chování v LCF oblasti nelze v ELCF oblasti aplikovat, což bylo ukázáno například v pracích [19], [18] a [20]. Naměřená experimentální data na hořčíkové slitině AZ61 ve VS i po TZ vykazují obdobný odklon od předpokládaného průběhu dle Mansonova-Coffinova zákona, jaký byl pozorován na jiných materiálech [19] v ELCF oblasti. Různé metody proložení experimentálních dat na jiných materiálech byly detailně rozepsány v experimentální části práce spolu s ukázkami a nastíněním dalších více či méně použitelných metod. Všechny funkce použité k proložení experimentálních dat v ELCF a LCF oblasti byly relativně dobře použitelné. Dost problematickou však byla původní Hatanakova funkce (rovnice 6), kterou lze aplikovat jen ve velmi omezeném rozsahu vstupních dat, neboť nepostihuje dostatečně LCF oblast. Její úpravou popsanou v experimentální části práce je však možné dosáhnout opět velmi dobrého proložení experimentálních dat.

Pro hořčíkovou slitinu AZ61 ve výchozím stavu a po tepelném zpracování byla dále provedena experimentální proložení v celé oblasti únavové životnosti s využitím funkcí 4KV a Palmgren [47]. Proložení naměřených dat, jak bylo prezentováno v experimentální části práce, je možné konstatovat soulad průběhů křivek životnosti v oblasti nízkocyklové i vysokocyklové únavy hořčíkové slitiny. Tento postup ale není možné úspěšně aplikovat i v oblasti ELCF (viz obr. 31), kdy funkce 4KV i Palmgrenova neumožňují uspokojivé proložení experimentálních dat, protože neuvažují počáteční deformační zpevnění hořčíkové slitiny.

5 ZÁVĚR

Z výsledků experimentálního studia únavového chování hořčíkových slitin AZ31 a AZ61 vyplývají následující závěry:

- Chemické složení obou slitin odpovídá obsahům prvků deklarovaných dodavatelem a je v rozsahu požadovaném normou. Mikrostruktura hořčíkové slitiny AZ31 je tvořena tuhým roztokem δ , intermetalickou fází γ ($\text{Mg}_{17}\text{Al}_{12}$) a částicemi na bázi Al-Mn. Struktura slitiny AZ61 v litém stavu je tvořena tuhým roztokem δ , eutektikem, fází γ a částicemi na bázi Al-Mn, přičemž po rozpouštěcím žíhání dochází k homogenizaci a částečnému rozpuštění fáze γ .
- Na základě zkoušek mechanických vlastností a pozorování mikrostruktury byl určen optimální režim tepelného zpracování hořčíkové slitiny AZ61, při kterém dochází k rozpuštění fáze γ , snížení chemické heterogenity a k výraznému zlepšení statických vlastností v elasticko plastické oblasti.
- Proces oddvojení charakteristický pro deformaci v tlaku tvářených hořčíkových slitin, který je obvykle doprovázený konkávním průběhem tlakové křivky, nebyl u studovaných litých hořčíkových slitin pozorován.
- Na hořčíkových slitinách AZ31 a AZ61 bylo provedeno hodnocení únavového chování v oblasti nízkého i vysokého počtu cyklů do lomu. Byly stanoveny křivky únavové životnosti pro všechny stavy slitin (VS a TZ). Při srovnání Wöhlerových křivek životnosti materiálů AZ31 a AZ61 je možné konstatovat, že v oblasti vysokých amplitud zatěžování pro danou hodnotu amplitudy napětí je únavová životnost slitiny AZ31 menší v porovnání se slitinou AZ61. V oblasti nízkých amplitud zatěžování je únavová životnost obou materiálů bez ohledu na tepelné zpracování srovnatelná v mezích experimentálního rozptylu.
- Únavové chování slitiny AZ61 je spojeno s cyklickou plastickou odezvou, která je u obou stavů materiálu (VS a TZ) velmi podobná. Porovnáním Wöhlerových, Wöhlerových-Basquinových a Mansonových-Coffinových křivek, je možné konstatovat, že tepelné zpracování nemá na únavové chování slitiny AZ61 v oblasti nízkého i vysokého počtu cyklů do lomu významný vliv.
- Během experimentálních prací při měření šíření krátkých únavových trhlin ve slitině AZ31 byly zaznamenány a vyhodnoceny únavové parametry. Porovnáním cyklických deformačních křivek a Wöhlerových-Basquinových křivek pro hladká tělesa a tělesa s vrubem byl potvrzen předpoklad nižší životnosti vrubovaných těles. Na základě měření rychlosti šíření únavových trhlin v tělesech s vruby byly pro jednotlivé zátěžné hladiny stanoveny koeficienty růstu trhliny k_g .
- Wöhlerovu křivku pro ELCF oblast nelze uspokojivě predikovat pomocí běžně používaných čtyřparametrických funkcí, neboť u hořčíkové slitiny AZ61 dochází v oblasti ELCF k extrémnímu zpevnování, jehož průběh není možné pomocí těchto funkcí předpovědět. Využitím vhodných funkcí lze uspokojivě popsat odklon experimentálních dat v ELCF oblasti od predikce LCF oblasti pomocí Mansonovy-Coffinovy funkce.
- Podrobné studium lomových materiálů AZ31 a AZ61 prokázalo, že únavové trhliny nejčastěji iniciují na povrchu tělesa. Při nižších zátěžných hladinách se obvykle vyskytuje více míst iniciace. V oblasti šíření jsou patrné štěpné fazety. Na vhodně orientovaných místech jsou přítomné únavové striace. Oblast dolomení je obvykle charakterizována důlkovou morfologií.

6 SEZNAM LITERATURY

- [1] THARUMARAJAH, A. a P. KOLTUN. Is there an environmental advantage of using magnesium components for light-weighting cars? *Journal of Cleaner Production*. 2007, roč. 15, č. 11–12, s. 1007–1013. ISSN 0959-6526. DOI: 10.1016/j.jclepro.2006.05.022.
- [2] KULEKCI, M. K. Magnesium and its alloys applications in automotive industry. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 2008, roč. 39, č. 9–10, s. 851–865. ISSN 0268-3768. DOI: 10.1007/s00170-007-1279-2.
- [3] FRIEDRICH, H. a S. SCHUMANN. Research for a “new age of magnesium” in the automotive industry. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001, vol. 117, issue 3, s. 276–281. DOI: 10.1016/S0924-0136(01)00780-4.
- [4] KIMURA, K., K. NISHII a M. KAWARADA. Recycling Magnesium Alloy Housings for Notebook Computers. *FUJITSU Scientific & Technical Journal*. 2002, roč. 38, č. 1.
- [5] MEBARKI, N., N. V. R. KUMAR, J. J. BLANDIN, M. SUERY, F. PELLOUX a G. KHELIFATI. Correlation between ignition and oxidation behaviours of AZ91 magnesium alloy. *Materials Science and Technology*. 2005, roč. 21, č. 10, s. 1145–1151. ISSN 0267-0836.
- [6] SCHUMANN, S. a F. FRIEDRICH. The Use of Magnesium in Cars – Today and in Future. MORDIKE, B. L. a K. U. KAINER. In: *Magnesium alloys and their applications*. Frankfurt: Werkstoff-Informationsgesellschaft, 1998, s. 3–13. ISBN 3-88355-255-0.
- [7] GHALI, E. *Corrosion resistance of aluminum and magnesium alloys: understanding, performance, and testing*. Hoboken: Wiley, 2010, xxi, 719 s. ISBN 978-0-471-71576-4.
- [8] DRÁPALA, J., L. KUCHAR, K. TOMÁŠEK a Z. TROJANOVÁ. *Hořčík, jeho slitiny a binární systémy hořčík - příměs*. Ostrava: Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, 2004, 172 s. ISBN 80-248-0579-0.
- [9] ROUČKA, J. *Metalurgie neželezných slitin*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2004, 148 s. ISBN 80-214-2790-6.
- [10] BRASZCZYŃSKA-MALIK, K. Precipitates of Gamma-Mg₁₇Al₁₂ Phase in Mg-Al Alloys. *Magnesium Alloys - Design, Processing and Properties: InTech*. 2011, s. 95–112.
- [11] LIU, C., F. S. PAN a W. Q. WANG. Phase Analysis of Al-Mn Compounds in the AZ Magnesium Alloys. *Materials Science Forum*. 2007, 546–549, 395–398. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.546-549.395.
- [12] ZAPLETAL, J., P. DOLEŽAL, P. GEJDOŠ a M. HORYNOVÁ. Influence of Heat Treatment on Microstructure and Fatigue Behavior of AZ61 Magnesium Alloy. *Acta Metallurgica Slovaca*. 2012. 18(2). p. 92–100. ISSN 1335-1532.
- [13] ČÍŽEK, L., S. RUSZ a L. PAWLICA. Structure of selected magnesium alloys prepared for ECAP application. *Hutnické listy*. Praha: Ocelot, 2008, LXI, č. 7. s. 91–94. ISSN 0018-8069.
- [14] SOMEKAWA, H., N. MARUYAMA, S. HIROMOTO, A. YAMAMOTO a T. MUKAI. Fatigue Behaviors and Microstructures in an Extruded Mg-Al-Zn Alloy. *Materials Transactions*. 2008, roč. 49, č. 3, s. 681–684. ISSN 1347-5320.
- [15] MATSUZUKI, M. a S. HORIBE. Analysis of fatigue damage process in magnesium alloy AZ31. *Materials Science and Engineering A*. 2009, roč. 504, 1–2, s. 169–174. ISSN 0921-5093. DOI: 10.1016/j.msea.2008.10.034.
- [16] CHAMOS, A. N., Sp. G. PANTELAKIS, G. N. HAIDEMENOPOULOS, E. KAMOUTSI. Tensile and fatigue behaviour of wrought magnesium alloys AZ31 and AZ61. *Fatigue*. 2008, roč. 31, č. 9, s. 812–821. ISSN 8756-758X. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2008.01267.x.

- [17] HASEGAWA, S., Y. TSUCHIDA, H. YANO a M. MATSUI. Evaluation of low cycle fatigue life in AZ31 magnesium alloy. *International Journal of Fatigue*. 2007, roč. 29, č. 9–11, s. 1839–1845. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2006.12.003.
- [18] KURODA, M. Extremely low cycle fatigue life prediction based on a new cumulative fatigue damage model. *International Journal of Fatigue*. 2001, roč. 24, č. 6, s. 699–703. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/S0142-1123(01)00170-0.
- [19] XUE, L. A unified expression for low cycle fatigue and extremely low cycle fatigue and its implication for monotonic loading. *International Journal of Fatigue*. 2008, roč. 30, č. 10–11, s. 1691–1698. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2008.03.004.
- [20] KAMAYA, M. Fatigue properties of 316 stainless steel and its failure due to internal cracks in low-cycle and extremely low-cycle fatigue regimes. *International Journal of Fatigue*. 2010, roč. 32, č. 7, s. 1081–1089. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2009.12.003.
- [21] JÍŠA, D., P. LIŠKUTÍN, T. KRUML a J. POLÁK. Small fatigue crack growth in aluminium alloy EN-AW 6082/T6. *International Journal of Fatigue*. 2010, roč. 32, č. 12, s. 1913–1920. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2010.06.003.
- [22] HORYNOVÁ, M., J. ZAPLETAL, P. DOLEŽAL a P. GEJDOŠ. Evaluation of fatigue life of AZ31 magnesium alloy fabricated by squeeze casting. *Materials and Design*. 2013, vol. 45, s. 253–264. DOI: 10.1016/j.matdes.2012.08.079.
- [23] HORYNOVÁ, M., P. DOLEŽAL, P. GEJDOŠ, J. ZAPLETAL a D. JANOVÁ. Influence of heat treatment on mechanical properties and microstructure of AZ61 magnesium alloy. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*. 2010. LVI(2). p. 73–82. ISSN 1210-0471.
- [24] ZAPLETAL, J., A. NĚMCOVÁ, P. GEJDOŠ. The Study of Low Cyclic Behaviour of AZ61 Magnesium Alloy. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*. 2010. LVI(2). p. 225–231. ISSN 1210-0471.
- [25] POLÁK, J. *Cyclic Deformation, Crack Initiation, and Low-cycle Fatigue*. MILNE, I., R. RITCHIE a B. KARIHALOO. Comprehensive structural integrity. 1st ed. Boston: Elsevier/Pergamon, 2003. ISBN 00804415059.
- [26] HATANAKA, K. a T. FUJIMITSU. Some Considerations on Cyclic Stress-Strain Relation and Low cycle Fatigue life. *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers Series A*. 1984, vol. 50, issue 451, 291–300. DOI: 10.1299/kikaia.50.291.
- [27] HATANAKA, K. Cyclic stress-strain response and low-cycle fatigue life in metallic materials. *JSME international journal*. 1990, vol. 33, issue 1, p. 13–25. DOI: 10.1016/0142-1123(91)90207-F. Dostupné z: <http://ci.nii.ac.jp/naid/110002347592/>
- [28] LOU, X., M. LI, R. BOGER, S. AGNEW a R. WAGONER. Hardening evolution of AZ31B Mg sheet. *International Journal of Plasticity*. 2007, vol. 23, issue 1, 44–86. DOI: 10.1016/j.iplas.2006.03.005.
- [29] XIN, Yunchang, Xiaojun ZHOU, Houwen CHEN, Jian-Feng NIE, Hong ZHANG, Yuanyuan ZHANG a Qing LIU. Annealing hardening in detwinning deformation of Mg–3Al–1Zn alloy. *Materials Science and Engineering: A*. 2014, vol. 594, 287–291. DOI: 10.1016/j.msea.2013.11.080.
- [30] LUGO, M., J.B. JORDON, K.N. SOLANKI, L.G. HECTOR, J.D. BERNARD, A.A. LUO a M.F. HORSTEMEYER. Role of different material processing methods on the fatigue behavior of an AZ31 magnesium alloy. *International Journal of Fatigue*. 2013, vol. 52, 131–143. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2013.02.017.

- [31] ZÚBEROVÁ, Z., L. KUNZ, T.T. LAMARK, Y. ESTRIN a M. JANEČEK. Fatigue and Tensile Behavior of Cast, Hot-Rolled, and Severely Plastically Deformed AZ31 Magnesium Alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2007, roč. 38, č. 9, s. 1934–1940. DOI: 10.1007/s11661-007-9109-6.
- [32] PATEL, H. A., D. L. CHEN, S. D. Bhole a K. SADAYAPPAN. Cyclic deformation and twinning in a semi-solid processed AZ91D magnesium alloy. *Materials Science and Engineering: A*. 2010, vol. 528, issue 1, s. 208–219. DOI: 10.1016/j.msea.2010.09.016.
- [33] LUNDER, O., K. NISANCIOGLU a R. HANSEN. Corrosion of Die Cast Magnesium-Aluminum Alloys. *SAE Technical Paper 930755*. 1993. DOI: 10.4271/930755.
- [34] SAJURI, Z. B., Y. MIYASHITA, Y. HOSOKAI a Y. MUTOH. Effects of Mn content and texture on fatigue properties of as-cast and extruded AZ61 magnesium alloys. *International Journal of Mechanical Sciences*. 2006, vol. 48, issue 2, 198–209.
- [35] MATUOKA, S., M. OGURI a T. MURAI. Mechanical properties and extrudability of Magnesium Alloy [in Japanese]. *Proceedings of the 41st general meeting, Japanese Society of Mechanical Engineers (Hokuriku Branch)*. 2004, č. 1, 215–216.
- [36] YIN, S. Y., L. J. CHEN a X. WANG. Influence of Heat Treatment on Low-Cycle Fatigue Behavior of AZ61 Magnesium Alloy. *Advanced Materials Research*. 2011, 287-290, 883–887. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.287-290.883.
- [37] POLÁK, J. a P. ZEŽULKA. Short crack growth and fatigue life in austenitic-ferritic duplex stainless steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*. 2005, vol. 28, issue 10, 923–935. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2005.00936.x.
- [38] TOKAJI, K. Fatigue behaviour and fracture mechanism of a rolled AZ31 magnesium alloy. *International Journal of Fatigue*. 2004, vol. 26, issue 11, 1217–1224. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2004.03.015.
- [39] BEGUM, S., D. CHEN, S. XU a Alan A. LUO. Low cycle fatigue properties of an extruded AZ31 magnesium alloy. *International Journal of Fatigue*. 2009, roč. 31, č. 4, s. 726–735. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2008.03.009.
- [40] DOLEŽAL, P., J. ZAPLETAL, M. HORYNOVÁ, P. GEJDOŠ a L. ČELKO. Cyclic Deformation Response of AZ31 Magnesium Alloy after Corrosion Degradation. *Chemické listy*. 2011, roč. 105, č. S5, 787–789. ISSN 1213-7103.
- [41] CHAMOS, A. N., Sp. G. PANTELAKIS, G. N. HAIDEMENOPOULOS, E. KAMOUTSI. Tensile and fatigue behaviour of wrought magnesium alloys AZ31 and AZ61. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 2008, roč. 31, č. 9, 812–821. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2008.01267.x.
- [42] OKAYASU, M. a S. TAKEUCHI. Mechanical strength and failure characteristics of cast Mg–9%Al–1%Zn alloys produced by a heated-mold continuous casting process: Fatigue properties. *Materials Science and Engineering: A*. 2014, vol. 600, 211–220. DOI: 10.1016/j.msea.2014.01.098.
- [43] YIN, S., F. YANG, X. YANG, S. WU, S. LI a G. LI. The role of twinning-detwinning on fatigue fracture morphology of Mg-3%Al-1%Zn alloy. *Materials Science and Engineering: A*. 2008, roč. 494, 1-2, 397–400. DOI: 10.1016/j.msea.2008.04.056.
- [44] HUANG, G., J. LI, T. HAN, H. ZHANG a F. PAN. Improving low-cycle fatigue properties of rolled AZ31 magnesium alloy by pre-compression deformation. *Materials & Design*. 2014, roč. 58, 439–444. DOI: 10.1016/j.matdes.2014.01.075.
- [45] SONSINO, C. M. a K. DIETERICH. Fatigue design with cast magnesium alloys under constant and variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue*. 2006, roč. 28, č. 3, s. 183–193. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.06.043.

- [46] DUAN, G.S., B.L. WU, X.H. DU, X. ZHAO, Y.D. ZHANG, L. ZUO a C. ESLING. The cyclic frequency *sensitivity* of low cycle fatigue (LCF) behavior of the AZ31B magnesium alloy. *Materials Science and Engineering: A*. 2014, vol. 603, 11–22. DOI: 10.1016/j.msea.2014.02.074.
- [47] KOHOUT, J. a S. VECHEŤ. A new function for fatigue curves characterization and its multiple merits. *International Journal of Fatigue*. 2001, roč. 23, č. 2, s. 175–183. ISSN 0142-1123. DOI: 10.1016/S0142-1123(00)00082-7.
- [48] KLESNIL, M. a P. LUKÁŠ. *Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání*. Vyd. 1. Praha: Academia, 1975, 222 s.
- [49] SURESH, S. *Fatigue of materials*. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press, 1998, 679 s. ISBN 0-521-57847-7.

7 PUBLIKACE AUTORA

- HORYNOVÁ, M.; ZAPLETAL, J.; DOLEŽAL, P.; **GEJDOŠ**, P. Evaluation of fatigue life of AZ31 magnesium alloy fabricated by squeeze casting. *Materials and design*, 2013, vol. 45, no. 3, p. 253–264. ISSN 0261-3069.
- VLAŠIC, F.; KOULA, V.; MAZAL, P.; **GEJDOŠ**, P. Monitorování plastické deformace v raných stádiích únavového procesu užitím metody akustické emise. In *Defektoskopie 2012 / NDE for Safety*. 2012. Brno: VUT v Brně a ČNDT, 2012. s. 279–288. ISBN 978-80-214-4609-0.
- VLAŠIC, F.; KOULA, V.; MAZAL, P.; **GEJDOŠ**, P. Monitoring and Evaluation of Cyclic Damage in Preinitiation Stages of Fatigue Process Using Nondestructive Testing Methods. In *Proceedings of the 30th European Conference on Acoustic Emission Testing & 7th International Conference on Acoustic Emission EWGAE 30/ ICAE 7 Granada*, September 2012. 2012. Granada, Spain: University of Granada and EWGAE, 2012. p. 111–124. ISBN 978-84-615-9941-7.
- ZAPLETAL, J.; DOLEŽAL, P.; **GEJDOŠ**, P.; HORYNOVÁ, M. Influence of Heat Treatment on Microstructure and Fatigue Behavior of AZ61 Magnesium Alloy. *Acta Metallurgica Slovaca*, 2012, vol. 18, no. 2, p. 92–99. ISSN 1335-1532.
- ZAPLETAL, J.; DOLEŽAL, P.; **GEJDOŠ**, P.; HORYNOVÁ, M. Influence of Heat Treatment on Microstructure and Fatigue Behavior of AZ61 Magnesium Alloy. In *Konstrukčné Materiály 2011*. 2011.
- **GEJDOŠ**, P.; ZAPLETAL, J.; DOLEŽAL, P.; HORYNOVÁ, M. Evaluation of Fatigue Life of AZ31 Magnesium Alloy. In *Konstrukčné Materiály 2011*. 2011.
- DOLEŽAL, P.; ZAPLETAL, J.; HORYNOVÁ, M.; **GEJDOŠ**, P.; ČELKO, L. Cyclic Deformation Response of AZ31 Magnesium Alloy After Corrosion Degradation. *Chemická listy*, 2011, vol. 105, no. S, p. 787–789. ISSN 0009-2770.
- VLAŠIC, F.; NOHÁL, L.; **GEJDOŠ**, P.; MAZAL, P. Detekce únavového poškození v konstrukčních materiálech využitím metody akustické emise. In *NDE for Safety / Defektoskopie 2011*. 2011. Brno: ČNDT, VUT, 2011. s. 207–214. ISBN 978-80-214-4358-7.
- HORYNOVÁ, M.; **GEJDOŠ**, P.; ZAPLETAL, J.; PODRÁBSKÝ, T. Mechanicko-strukturní charakteristiky slitiny hořčíku AZ31 s rozdílným obsahem vápníku. In *FSI Junior konference*. Brno: 2010. s. 94–100. ISBN 978-80-214-4116-3.
- HORYNOVÁ, M.; DOLEŽAL, P.; **GEJDOŠ**, P.; ZAPLETAL, J.; JANOVÁ, D. Influence of heat treatment on mechanical properties and microstructure of AZ61 magnesium alloy. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*, 2010, vol. LVI, no. 2, p. 73–82. ISSN 1210-0471.
- NĚMCOVÁ, A.; **GEJDOŠ**, P.; ZMRZLÝ, M.; DOLEŽAL, P.; PACAL, B. The Effect of Pure Aluminium Coating on Corrosion Resistance of AlCu4Mg1 Alloy. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*, 2010, vol. LVI, no. 2, p. 143–148. ISSN 1210-0471.
- ZAPLETAL, J.; NĚMCOVÁ, A.; **GEJDOŠ**, P. The Study of Low Cyclic Behaviour of AZ61 Magnesium Alloy. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*, 2010, vol. LVI, no. 2, p. 225–231. ISSN 1210-0471.

- HORYNOVÁ, M.; DOLEŽAL, P.; JANOVA, D.; **GEJDOŠ**, P. Vliv tepelného zpracování na chemickou a mikrostrukturní heterogenitu hořčíkové slitiny AZ61. *Zeszyty naukowe politechniki Opolskiej seria Mechanika*, 2010, roč. 2010, č. 337, s. 179–187. ISSN 1429-6055.
- DOLEŽAL, P.; ZAPLETAL, J.; **GEJDOŠ**, P.; HORYNOVÁ, M. Vliv tepelného zpracování na mechanické vlastnosti hořčíkové slitiny AZ61. *Zeszyty naukowe politechniki Opolskiej seria Mechanika*, 2010, roč. 2010, č. 337, s. 165–170. ISSN 1429-6055.
- **GEJDOŠ**, P.; ZAPLETAL, J.; NĚMCOVÁ, A.; PODRÁBSKÝ, T. Únavové vlastnosti hořčíkové slitiny AZ61. *Zeszyty naukowe politechniki Opolskiej seria Mechanika*, 2010, roč. 2010, č. 337, s. 171–177. ISSN 1429-6055.
- NĚMCOVÁ, A.; **GEJDOŠ**, P.; ZMRZLÝ, M.; DOLEŽAL, P.; PACAL, B. The Study of Corrosion Behaviour of Al Alloy with pure Al on the Surface. In *Annals of DAAAM for 2010 and proceedings*. 2010. p. 1019–1020. ISBN 978-3-901509-73-5.
- ZAPLETAL, J.; **GEJDOŠ**, P.; LIŠKUTÍN, P. Studium únavového chování hliníkové slitiny EN AW-7075 v nízkocyklové oblasti. In *Letná škola únavy materiálů '2010*. Žilina: Žilinská univerzita v Žiline pre Strojnícku fakultu ŽU v Žiline, 2010. s. 144–147. ISBN 978-80-554-0235-2.
- **GEJDOŠ**, P.; PODRÁBSKÝ, T.; ZAPLETAL, J. Fatigue Properties of AZ31 Magnesium Alloy with Calcium Addition. *Transaction of the VŠB-Technical university of Ostrava, Mechanical series*, 2009, vol. 2009, no. 3, p. 73–79. ISSN 1210-0471.
- **GEJDOŠ**, P.; ZAPLETAL, J.; PODRÁBSKÝ, T. Únavové vlastnosti hořčíkové slitiny AZ31 + 0,15 % Ca. *Zeszyty naukowe politechniki Opolskiej seria Mechanika*, 2009, roč. 2009, č. 332, s. 63–64. ISSN 1429-6055.
- ZAPLETAL, J.; **GEJDOŠ**, P.; PODRÁBSKÝ, T.; VĚCHET, S. Únavové vlastnosti hořčíkové slitiny AZ31. *Zeszyty naukowe politechniki Opolskiej seria Mechanika*, 2008, roč. 2008, č. 327, s. 187–192. ISSN 1429-6055.

8 ABSTRACT

This doctoral thesis deals with the fatigue behaviour of AZ31 and AZ61 magnesium alloy casted by advanced methods of casting squeeze casting. Based on the regression functions and measured fatigue data were determined fatigue characteristics of these alloys. The work also extends into the area of fatigue cracks in the AZ31 alloy. Were measured fatigue crack propagation rate on modified cylindrical specimens. The paper also outlines the possibilities for describing the fatigue behaviour of AZ61 alloy in extremely low-cycle fatigue.

9 CURRICULUM VITAE

Ing. Pavel Gejdoš

Osobní údaje

Datum a místo narození: 3. 12. 1982, Brno
Adresa trvalého bydliště: Husova čtvrť 1086
66501 Rosice
Rodinný stav: svobodný
Národnost: česká

Dosažené vzdělání

VUT FSI, Brno, DS: 15. 7. 2009 dosud

Studijní program: Fyzikální a materiálové inženýrství, Obor: Materiálové inženýrství
Dizertační práce: „Únavové chování hořčíkových slitin AZ31 a AZ61“

VUT FSI, Brno, NMS: 22. 8. 2006 až 16. 6. 2009, titul Ing.

Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství, Obor: Materiálové inženýrství
Diplomová práce: „Studium nízkocyklových únavových vlastností hořčíkové slitiny AZ31 s 0,5% vápníku.“

VUT FSI, Brno, BS: 1. 9. 2004 až 15. 6. 2006, titul Bc.

Studijní program: Strojírenství, Obor: Materiálové inženýrství
Bakalářská práce: „Obrazová analýza částic u superslitiny Inconel 713 LC“

VUT FSI, Brno, MS: 19. 8. 2002 až 1. 9. 2004, přestup na bakalářské studium

Studijní program: Strojní inženýrství, Obor: Všeobecný

ISŠ Purkyňova 97, Brno: 1. 9. 1998 až 12. 6. 2002, ukončeno maturitní zkouškou

Obor: Slaboproudá elektrotechnika

Zaměstnání

2013–dosud: technický pracovník Středoevropského technologického institutu VUT v Brně

2011–2013: technický pracovník na Ústavu materiálových věd a inženýrství

Odbor struktury a fázové analýzy, fakulta Strojního inženýrství VUT v Brně

Odbor kovových materiálů, fakulta Strojního inženýrství VUT v Brně

2007–2011: pracovník Ekocentra aplikovaného výzkumu neželezných kovů

Ústav materiálových věd a inženýrství, fakulta Strojního inženýrství VUT v Brně