

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE
FAKULTA STROJNÍ
ÚSTAV MECHANIKY, BIOMECHANIKY A MECHATRONIKY



**VLIV STŘEDNÍHO NAPĚTÍ NA TRVALOU
PEVNOST A ŽIVOTNOST**

BAKALÁŘSKÁ PRÁCE

AUTOR PRÁCE

IVONA VÍZKOVÁ

VEDOUCÍ PRÁCE

Ing. JAN PAPUGA, Ph.D.

PRAHA 2017

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Vízková** Jméno: **Ivona** Osobní číslo: **377463**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávající katedra/ústav: **Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky**
Studijní program: **Teoretický základ strojního inženýrství**
Studijní obor: **bez oboru**

II. ÚDAJE K BAKALÁŘSKÉ PRÁCI

Název bakalářské práce:

Vliv středního napětí na trvalou pevnost a životnost

Název bakalářské práce anglicky:

Mean stress effect on fatigue strength and life

Pokyny pro vypracování:

- * Provedení rešerše matematických modelů popisujících Wöhlerovu křivku materiálu se zohledněním střední hodnoty napětí cyklu. Popis jak celé křivky, tak změny polohy meze únavy. Vliv střední hodnoty napětí cyklu na počet kmitů na mezi únavy.
- * Sběr experimentálních dat pro validaci jak z www.fadoff.cz tak odjinud a jejich umístění do této databáze.
- * Analýza vhodnosti jednotlivých metod na sebraných datech se zaměřením na nevrubované vzorky zatěžované jednoose.
- * Zvážení zda lze kvalitu odhadu zlepšit zohledněním kategorizace materiálů, módu zatížení či jiných efektů a zhodnocení výsledků.
- * Závěry

Seznam doporučené literatury:

- [1] Smith JO. The Effect of Range of Stress on the Torsional Fatigue Strength of Steel. Bull. No. 316, Eng. Exp. Station, University of Illinois, vol. 33, 1939.
- [2] Anon.: FemFat 4.4 - Basic Theory Manual. Sankt Valentin, Magna Powertrain.
- [3] Gyekenyesi J., Murthy P., Mital S.: NASALIFE Component Fatigue and Creep Life Prediction Program. NASA/TM 2005-213886. National Aeronautics and Space Administration, Washington, DC 2005.
- [4] FKM-Guideline : Analytical strength assessment of components in mechanical engineering. Frankfurt am Main : VDMA Verlag GmbH, 2003. 267 s. ISBN 3-8163-0425-7.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) bakalářské práce:

Ing. Jan Papuga Ph.D., ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky FS

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) bakalářské práce:

Datum zadání bakalářské práce: **21.10.2016**

Termín odevzdání bakalářské práce: **27.01.2017**

Platnost zadání bakalářské práce: _____

Podpis vedoucí(ho) práce

Podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry

Podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Studentka bere na vědomí, že je povinna vypracovat bakalářskou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v bakalářské práci.

Datum převzetí zadání

Podpis studentky

ABSTRAKT

Hlavním cílem této práce bylo zhodnocení vlivu střední hodnoty napětí na únavové chování materiálů. V práci byly popsány oblasti únavy a základní analytické předpisy Wöhlerovy křivky. Pozornost byla především věnována modelům Haighova diagramu a oblastem jejich použití. V experimentální části byla ověřena použitelnost těchto modelů a kategorizována dle druhu materiálu, typu zatěžování, asymetrie cyklu a počtu cyklů do lomu.

KLÍČOVÁ SLOVA

únavu materiálu, vliv středního napětí, Haighův diagram, Wöhlerova křivka

ABSTRACT

The main aim of this work was to evaluate the influence of the mean stress effect on fatigue behaviour of materials. In the work were described fatigue zones and basic analytical equations of S-N curve. Special attention was paid to Haigh diagram models and their application area. In the experimental part was verified these models usability and categorized according to the material category, the type of loading, stress ratio and number of cycles till break.

KEY WORDS

material fatigue, mean stress effect, Haigh diagram, S-N curve

Bibliografická citace:

VÍZKOVÁ, Ivona. *Vliv středního napětí na dynamickou pevnost a životnost*. Praha, 2017. Bakalářská práce. České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky. Vedoucí práce Ing. Jan Papuga, Ph.D

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem bakalářskou práci na téma „Vliv středního napětí na dynamickou pevnost a životnost“ zpracovala samostatně. Veškerou použitou literaturu a další podkladové materiály uvádím v seznamu použité literatury.

V Praze dne 27. ledna 2017

.....
Ivona Vízková

Poděkování:

Ráda bych tímto poděkovala vedoucímu své bakalářské práce, panu Ing. Janu Papugovi, Ph.D., za všetranné vedení, připomínky a cenné rady, které mi velice pomohly při zpracování této práce.

POUŽITÉ SYMBOLY A ZKRATKY	7
SEZNAM OBRÁZKŮ	9
SEZNAM TABULEK.....	10
1. ÚVOD.....	11
2. ČASOVĚ PROMĚNNÁ ZATÍŽENÍ.....	12
3. WÖHLEROVA KŘIVKA.....	14
3.1 Oblasti únavy materiálu	14
3.2 Analytický popis Wöhlerovy křivky	16
4. VLIV TYPU ZATĚŽOVÁNÍ NA ÚNAVU MATERIÁLU	17
5. HAIGHŮV DIAGRAM.....	19
5.1 Základní pojmy	20
5.2 Lineární modely Haighova diagramu.....	22
5.3 Exponenciální modely Haighova diagramu	24
5.4 Další modely Haighova diagramu.....	25
5.4.1 Smith	26
5.4.2 Walker	26
5.4.3 NASALIFE	26
5.4.4 SWT = Smith, Watson a Topper	27
5.4.5 Bergmann	27
5.4.6 Kwofie.....	28
6. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST	29
6.1 Nasbíraná data.....	29
6.2 Vyhodnocení parametrů citlivosti ke střední hodnotě napětí.....	32
6.2.1 Walker	33
6.2.2 Kwofie.....	35
6.2.3 Bergmann.....	37
6.2.4 Sekercioglu.....	38
7. VYHODNOCENÍ EKVIVALENTNÍ AMPLITUDY STŘÍDAVÉHO CYKLU	39
7.1 Diskuze.....	41
8. VYHODNOCENÍ MEZE ÚNAVY	46
8.1 Diskuze.....	47
9. ZÁVĚR.....	50
10. BIBLIOGRAFIE	51
PŘÍLOHA A: KOEFICIENTY CITLIVOSTI K ASYMETRII CYKLU.....	55
PŘÍLOHA B: EKVIVALENTNÍ AMPLITUDA NAPĚTÍ	58
PŘÍLOHA C: MEZ ÚNAVY PŘI NENULOVÉ STŘEDNÍ HODNOTĚ.....	68

POUŽITÉ SYMBOLY A ZKRATKY

A	[1]	koeficient asymetrie cyklu
A	-	vzorek typu A - tyč kruhového průřezu
b	[1]	Basquinův koeficient
B	-	vzorek typu B - trubka kruhového průřezu
C	[MPa]	konstanta Wöhlerovy křivky
C	-	vzorek typu C - plochý
k	[1]	materiálový parametr Bergmannova modelu
N	[1]	počet cyklů do lomu
q	[1]	materiálový parametr Růžičkova modelu
R	[1]	koeficient asymetrie cyklu
R_e	[MPa]	mez kluzu materiálu
R_{ek}	[MPa]	mez kluzu materiálu v krutu
R_m	[MPa]	mez pevnosti materiálu
R_{mk}	[MPa]	mez pevnosti materiálu v krutu
R_{mT}	[MPa]	mez pevnosti materiálu v tlaku
$R_{p0,2}$	[MPa]	smluvní mez kluzu
s	[1]	materiálový parametr Sekercioglova modelu
w	[1]	exponent Wöhlerovy křivky
x		skutečná (pravá) hodnota veličiny
x_0		naměřená (odvozená) hodnota veličiny
α	[1]	materiálový parametr Kwofieho modelu
γ	[1]	materiálový parametr Walkerova modelu
δx	[%]	relativní chyba
Δx		absolutní chyba
σ_a	[MPa]	amplituda napětí
$\sigma_{a,ekv}$	σ	mezní ekvivalentní amplituda napětí
σ_C	[MPa]	základní mez únavy
σ_{CMSE}	[MPa]	mez únavy při nenulové střední hodnotě napětí
σ_f	[MPa]	skutečné lomové napětí
σ_F	[MPa]	fiktivní napětí
σ_f	[MPa]	koeficient únavové pevnosti
σ_m	[MPa]	střední hodnota napětí
σ_{max}	[MPa]	maximální (horní) napětí
σ_{min}	[MPa]	minimální (dolní) napětí
σ_r	[MPa]	rozkmit napětí
τ_C	[MPa]	základní mez únavy v krutu
τ_a	[MPa]	amplituda smykového napětí
τ_m	[MPa]	střední hodnota smykového napětí

ASME	The American Society of Mechanical Engineers
FADOFF	Fatigue Analysis Documentation OFFice
FKM	Forschungskuratorium Maxhinenbau
max	maximum
min	minimum
MSE	mean stress effect
NCÚ	nízkocyklová únava
SCÚ	středněcyklová únava
SD	směrodatná odchylka
S-N křivka	Wöhlerova křivka (stress-cycles)
SWT	model Smith, Watson a Topper
VBA	Visual Basic for Applications
VCÚ	vysokocyklová únava

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1: Střídavý cyklus [2].....	12
Obr. 2: Souměrně střídavý cyklus ($R = -1$) [2].....	12
Obr. 3: S-N křivka (typ I a II) [4].....	15
Obr. 4: S-N křivka [1]	15
Obr. 5: Kritérium pro hladké vzorky namáhané v krutu [11]	17
Obr. 6: Haighův diagram [22].....	19
Obr. 7: Vliv střední hodnoty napětí na polohu S-N křivky	20
Obr. 8: Vzorek A - Tyč kruhového průřezu [39]	29
Obr. 9: Vzorek B - Trubka kruhového průřezu [39]	29
Obr. 10: Vzorek C - Plochá tyč [39]	29
Obr. 11: Ukázka výsledků regrese dle Basquina v aplikaci FinLiv	32
Obr. 12: Průměrné hodnoty parametru γ Walkerovy metody pro různé druhy materiálů.....	34
Obr. 13: Průměrné hodnoty parametru γ v závislosti na materiálu a typu zatěžování	35
Obr. 14: Průměrné hodnoty parametru α Kwofieho metody pro různé druhy materiálů	36
Obr. 15: Průměrné hodnoty parametru α v závislosti na materiálu a typu zatěžování.....	37
Obr. 16: Průměrné hodnoty parametru k Bergmannovy metody pro různé druhy materiálů.....	38
Obr. 17: Průměrné hodnoty parametru k v závislosti na materiálu a typu zatěžování	38
Obr. 18: Ukázka vyhodnocení metod v časované oblasti	39
Obr. 19: Porovnání dat pro oceli namáhané krutem s Bagciho metodou dle ASME.....	41
Obr. 20: Porovnání dat pro oceli namáhané v tahu-tlaku s metodou dle Gerbera.....	43
Obr. 21: Porovnání všech nasbíraných dat s Kwofieho metodou pro dva různé koeficienty α ..	44

SEZNAM TABULEK

Tab. 1: Lineární a exponenciální modely Haighova diagramu	22
Tab. 2: Volba fiktivního napětí	24
Tab. 3: Další modely Haighova diagramu	25
Tab. 4: Návrh výpočtu dle NASALIFE	27
Tab. 5: Nasbíraná data pro zhodnocení meze únavy při nenulové střední hodnotě	30
Tab. 6: Nasbíraná data pro zhodnocení ekvivalentní amplitudy napětí	31
Tab. 7: Vícenásobná lineární regrese (Walker).....	34
Tab. 8: Vícenásobná lineární regrese (Kwofie)	36
Tab. 9: Vztahy pro výpočet fiktivního napětí	47
Tab. A1: Stanovené koeficienty γ pro Walkerovu metodu	55
Tab. A2: Stanovené koeficienty α pro Kwofieho metodu.....	56
Tab. A3: Stanovené koeficienty k pro Bergmannovu metodu	57
Tab. B1: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy přes všechna nasbíraná data	58
Tab. B2: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle druhu materiálu	59
Tab. B3: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle počtu cyklů.....	60
Tab. B4: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle asymetrie cyklu	61
Tab. B5: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a namáhání (průměr, SD)	62
Tab. B6: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a namáhání (min, max)	63
Tab. B7: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a asymetrie cyklu (průměr, SD).....	64
Tab. B8: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a asymetrie cyklu (min, max)	65
Tab. B9: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a počtu cyklů (průměr, SD).....	66
Tab. B10: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a počtu cyklů (min, max)	67
Tab. C1: Vyhodnocení meze únavy přes všechna nasbíraná data.....	68
Tab. C2: Vyhodnocení meze únavy podle druhu materiálu.....	68
Tab. C3: Vyhodnocení meze únavy dle materiálu a typu namáhání (průměr, SD).....	69
Tab. C4: Vyhodnocení meze únavy dle materiálu a typu namáhání (min, max)	69
Tab. C5: Vyhodnocení meze únavy podle materiálu a asymetrie cyklu	70

1. ÚVOD

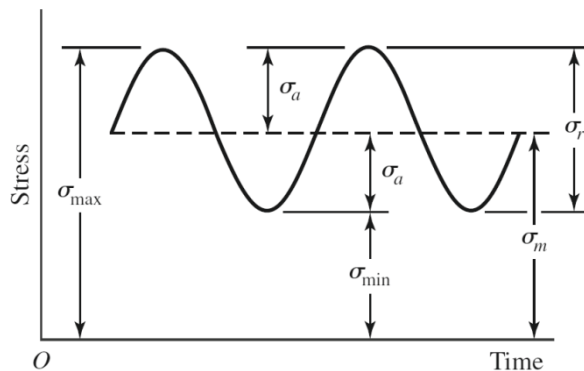
Na součásti namáhané časově proměnnými zátěžemi působí efekt známý jako únava materiálu, který je jednou z nejčastějších příčin poruchy kovových součástí. Za poruchu se obecně považuje stav, při kterém mechanismus již není schopen vykonávat svou původní činnost. Charakteristické pro tento typ poruch je, že maximální hodnota napětí nepřesahuje mez pevnosti materiálu, avšak v některých případech to nemusí platit kvůli posunu meze plasticity materiálu.

Vzhledem k vysoké ceně únavových zkoušek se vědci a inženýři snaží sestavit vztahy, které by fenomén únavy materiálu jednoduše popsaly na základě již známých hodnot, například získaných ze statických zkoušek materiálu. Kvůli těmto zjednodušením a stochastické povaze únavy je často nutné uchýlit se k vysokým bezpečnostem součástí, které pak vedou k jejich robustnosti a vyšší ceně.

Tato práce je zaměřena na vliv střední hodnoty zátěžného napětí na polohu celé Wöhlerovy křivky a polohu meze únavy. Práce shrnuje používané metodiky vyhodnocení vlivu středního napětí na únavu materiálu a v experimentální části ověřuje jejich použitelnost dle různých kategorizací.

2. ČASOVĚ PROMĚNNÁ ZATÍŽENÍ

Většina strojních částí je namáhána časově proměnnými zátěžemi. Velmi často mají zátěže náhodný průběh, avšak například u rotačních součástí můžeme zátěž aproximovat harmonickým cyklem. Střídavé namáhání může být doprovázeno stálou složkou středního napětí, která je způsobena například vlastní tíhou součástí. Obr. 1 ilustruje zátěžný harmonický cyklus a definuje proměnné, které budou použity v tomto textu: σ_a značí amplitudu napětí, σ_m je střední hodnota napětí, σ_r značí rozkmit napětí, σ_{max} je maximální neboli horní napětí a σ_{min} je minimální neboli dolní napětí.

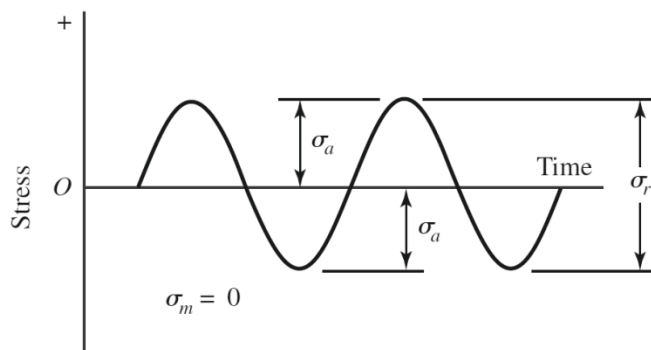


Obr. 1: Střídavý cyklus [2]

Pro jednoduchý popis zátěžného harmonického cyklu byly zavedeny koeficienty nesouměrnosti. Nejčastěji používaný je koeficient R , který značí poměr minimálního a maximálního napětí:

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (2.1)$$

Pro souměrně střídavý cyklus tedy pro cyklus s nulovou střední hodnotou je koeficient asymetrie R roven -1. Z takového cyklu se nejčastěji vychází pro vyhodnocení únavy při nenulové střední hodnotě napětí. Je zobrazen na Obr. 2.



Obr. 2: Souměrně střídavý cyklus ($R = -1$) [2]

Dále je také používán koeficient asymetrie A definovaný jako poměr amplitudy napětí a středního napětí [3]:

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{\sigma_{max} + \sigma_{min}} \quad (2.2)$$

Vzájemný převod mezi koeficienty A a R :

$$R = \frac{1 - A}{1 + A} \quad (2.3)$$

respektive

$$A = \frac{1 - R}{1 + R} \quad (2.4)$$

3. WÖHLEROVA KŘIVKA

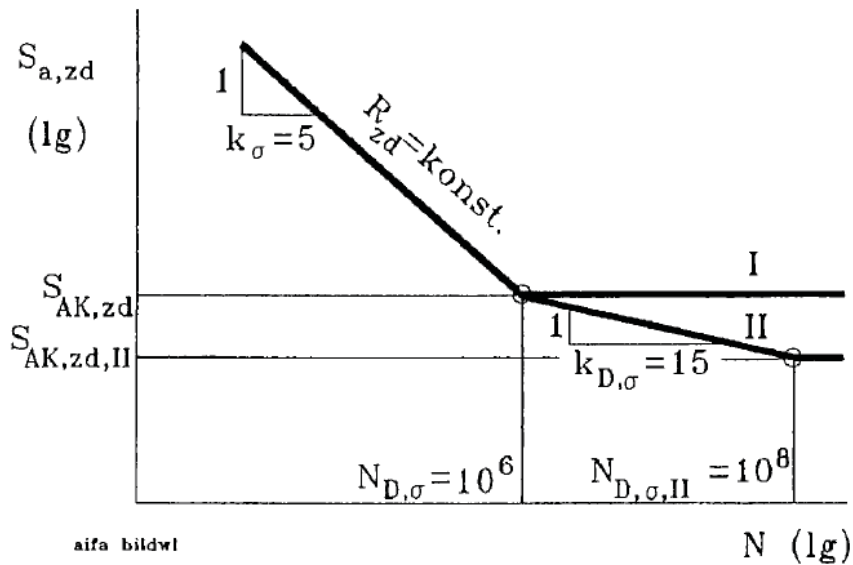
Při vyhodnocení únavy materiálu musíme vzhledem k množství faktorů, které tento proces doprovází vycházet z experimentálních dat a jejich analytického zpracování. Výsledkem statistického rozboru experimentálních dat bývají tzv. únavové křivky neboli křivky životnosti. Nejčastějšími z nich jsou křivky závislosti napětí a počtu kmitů do poruchy (Wöhlerovy) získané ze zkoušek při zatěžování s řízením velikosti síly resp. napětí (tzv. měkké zatěžování) a křivky závislosti deformace a počtu kmitů do poruchy (Manson-Coffinovy) získané ze zatěžování s řízením velikosti deformace (tzv. tvrdé zatěžování). Měkké zatěžování je vhodné především u vysokocyklové únavy, kdy součást namáháme poměrně nízkými napětími, při kterých dochází k zanedbatelnému výskytu lokálních plastických deformací. [1]

3.1 Oblasti únavy materiálu

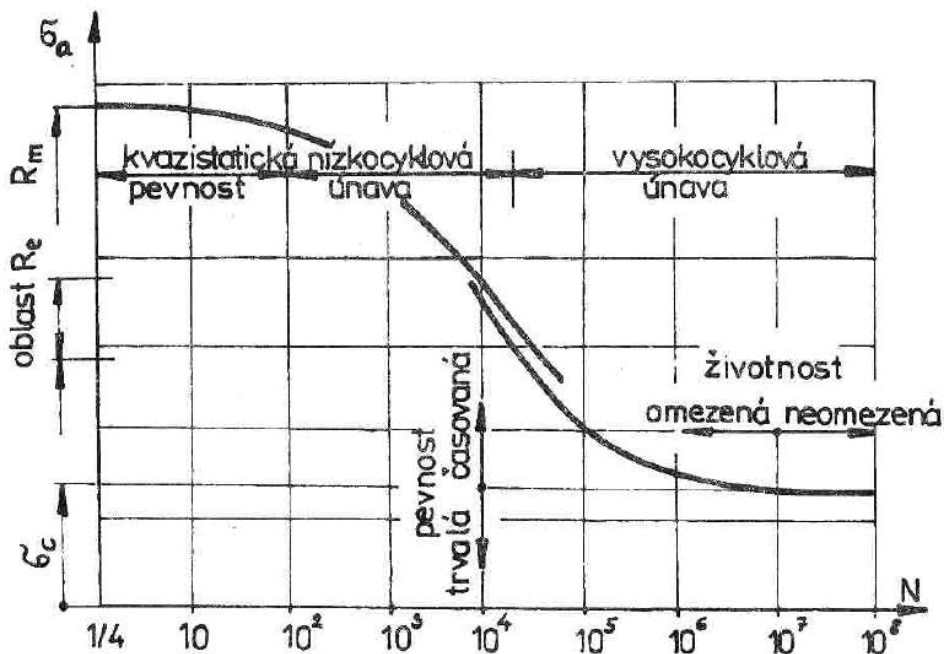
Wöhlerova křivka (*S-N curve*) popisuje závislost amplitudy napětí σ_a na počtu cyklů do lomu N , případně do jiného přesně definovaného typu poruchy. Může jím být například délka počáteční trhlinky, pokles frekvence, pokles zátěžné síly apod. S-N křivku můžeme měřit buď jako závislost nominálního napětí na počtu cyklů nebo jako závislost lokálního napětí v místě kořene vrubu na počtu cyklů. Parametrem křivky bývá koeficient asymetrie R , ale může být měřena při konstantním středním napětí σ_m , konstantním minimálním σ_{min} či maximálním napětí σ_{max} . Nejčastěji se experimentálně měří pro souměrně střídavé ($R = -1$) a míjivé zatížení ($R = 0$). [1], [4]

Wöhlerovu křivku zobrazujeme v logaritmických (Obr. 3) případně semilogaritmických souřadnicích. Rozlišujeme dva typy křivek a to typ I pro ocel a litinu a typ II pro hliníkové slitiny a austenitické oceli (Obr. 3) [4]. Pro typ I je typické, že S-N křivka v určitém místě přestane klesat a změní se v horizontálu. Amplitudu napětí, při které tento přechod nastává, nazýváme *mezí únavy* materiálu σ_C . Mez únavy tvoří hranici oblastí časované a trvalé pevnosti, kterým na vodorovné ose odpovídají oblasti omezené a neomezené životnosti (Obr. 4). U ocelí mez únavy nastává již v oblasti $10^6 - 10^7$ cyklů. U slitin hliníku (typ II) není tento přechod výrazný a musí být definována tzv. časovaná mez únavy. Sledujeme-li únavové vlastnosti reálné součásti, vycházíme většinou ze *základní meze únavy*, která je měřena na střídavě symetricky zatěžovaných leštěných tyčích bez vrubu. Mez únavy je definována jako amplituda střídavého napětí, při které součást vydrží bez poruchy nekonečný počet

zatěžovacích cyklů. K této hodnotě musí být uvedeno, pro jaké platí střední napětí. [1], [4] Tato veličina byla původně definována, protože při předpokladu nekonečné životnosti je možné s únavovou pevností při výpočtu pracovat podobně jako při statickém zatěžování [5].



Obr. 3: S-N křivka (typ I a II) [4]



Obr. 4: S-N křivka [1]

Únava materiálu se také rozděluje dle počtu cyklů do poruchy. Toto rozdělení je poněkud problematické, protože neexistuje ustálená terminologie. Je to dáno mimo jiné tím, že různé skupiny materiálů se chovají odlišně. Důležité je porozumět pojmům

samotným a spojit s nimi příčiny a procesy vzniku a průběhu únavového poškození a nelpět na stanovení přesných hranic těchto pojmů.

Dle [1] je možné únavu materiálu rozdělit do tří oblastí (viz. Obr. 4). *Oblast kvazistatického lomu*, kdy k porušení vzorku dojde již při prvním výkmitu nebo po několika desítkách cyklů. Typická pro toto porušení je lomová plocha, která má znaky tvárného lomu jako při statickém porušení. Dále *oblast nízkocyklové únavy* v rozmezí cyklů $10^2 < N < 10^5$. Pro ni jsou typické vysoké hodnoty zátěžného napětí, vlivem kterého vznikají plastické deformace materiálu. V této oblasti zatěžování je vhodné používat spíše Mansonovy-Coffinovy únavové křivky. *Oblast vysokocyklové únavy* platí pro $N \geq 5 \cdot 10^4$ a je pro ni typický hladký vzhled lomové plochy bez známek plastické deformace. Toto rozdělení je pouze orientační.

3.2 Analytický popis Wöhlerovy křivky

Body S-N křivky měříme experimentálně a poté je prokládáme křivkou dle různých definic. Oblast časované pevnosti ($\sim 10^3 < N < \sim 10^6$) [6] můžeme popsat exponenciální funkcí:

$$\sigma_a^w \cdot N = C \quad (3.1)$$

kde σ_a [MPa] je amplituda napětí, w [–] je exponent Wöhlerovy křivky, N [–] je počet cyklů do lomu, a C [MPa] je konstanta. Obdobným vyjádřením je rovnice dle Basquina:

$$\sigma_a = \sigma_f' (2N)^b \quad (3.2)$$

kde σ_f' [MPa] je koeficient únavové pevnosti, b je Basquinův koeficient a $2N$ značí počet půlcyklů do lomu. Mezi závislostmi (3.1) a (3.2) platí jednoduché vztahy [1]:

$$C = \frac{1}{2} (\sigma_f')^{-\frac{1}{b}} \quad (3.3)$$

$$w = -\frac{1}{b} \quad (3.4)$$

V literatuře můžeme objevit i další funkce tzv. "basquinského" typu, které rozšiřují platnost i mimo časovanou pevnost. Příkladem může být Stromejerova funkce, která je platná i pro vysokocyklovou únavu nebo Palgremova funkce, která je vhodná pro nízko až vysokocyklovou únavu. [6] V roce 2001 profesori brněnského VUT Kohout a Věchet [6] navrhli analytické vyjádření S-N křivky, které je aplikovatelné na celý rozsah cyklů. Tato publikace je velmi zajímavá a model je stále více využíván, avšak vzhledem k rozsahu této práce zde není uveden.

4. VLIV TYPU ZATĚŽOVÁNÍ NA ÚNAVU MATERIÁLU

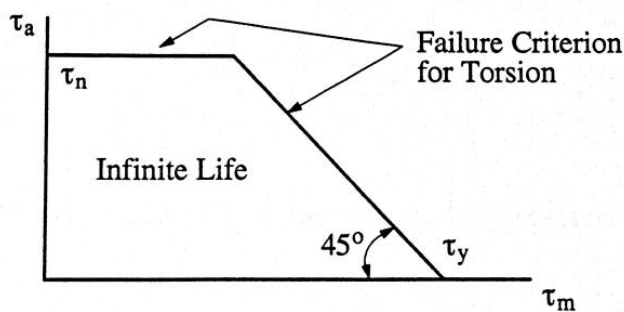
V letech 1939 a 1942 vydal americký vědec James O. Smith působivé publikace [5], [8] zabývající se vlivem rozsahu zátěžného napětí na únavu materiálu pro neomezenou životnost. Z experimentů na vrubovaných i nevrubovaných vzorcích ze třinácti různých materiálů zatěžovaných tahem-tlakem a krutem vyvodil jednoduché závěry, které byly často citovány v pozdějších letech. Některé z nich byly v průběhu let potvrzeny, další vyvráceny a některými se doposud vědci zabývali pouze okrajově případně na statisticky bezvýznamném množství dat.

Dále uvedený text bude platný pouze pro hladké vzorky bez vrubů!

Namáháme-li vzorek tahem, se zvyšujícím středním napětím se snižuje mez únavy materiálu. Zatěžujeme-li vzorky z křehkých materiálů axiálně či torzí, mez únavy také klesá se zvyšujícím se středním napětím, avšak funkční závislost bývá navržena jiná než pro vzorky z tažných materiálů namáhaných axiálně. [5], [9]

Je-li střední napětí axiálně namáhané součásti záporné (tlak), zůstává amplituda napětí stejná jako mez únavy souměrně střídavého cyklu nebo se zvýší. Je to dáno tím, že tlakové střední napětí zavírá trhlinku v materiálu, zabraňuje jí šíření a působí tak příznivě na únavový proces. [1], [5], [10]

Je-li vzorek z tažného materiálu namáhan střídavým krutem, amplituda smykového napětí τ_A , při které součást vydrží nekonečné množství cyklů, zůstává konstantní a nezáleží přitom na velikosti střední hodnoty napětí τ_m [5]. Tato amplituda se rovná základní mezi únavy materiálu v krutu τ_C . Maximální napětí však nesmí přerůst mez kluzu materiálu [5]. Wang ve své dizertaci [11] uvádí další zdroje, které tento fakt sice potvrzují, ale všechny zřejmě vychází z původní Smithovy publikace [5]. Dle této teorie můžeme kritérium pro namáhání v krutu zobrazit jako Obr. 5.



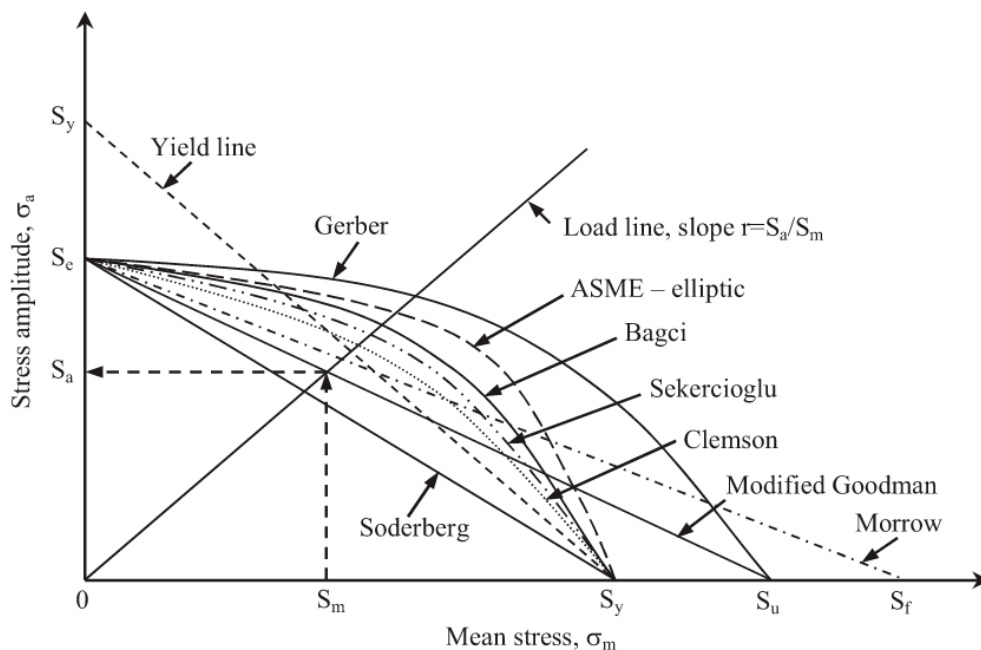
Obr. 5: Kritérium pro hladké vzorky namáhané v krutu [11]

Dle [5] je možné součásti namáhané ohybem vyhodnocovat stejným způsobem jako při zatěžování tahem-tlakem, nepřekročíme-li mez kluzu materiálu. Při prostém ohybu je velikost napětí přímo úměrná vzdálenosti od neutrální osy – u válcových vzorků od osy jejich symetrie. (“Neutrální osa při ohybu musí procházet těžištěm průřezu.“) [12] Z toho důvodu jsou elementy pod povrchem vzorku schopné nést elementy na povrchu, které jsou nejvíce zatěžované. Vzorky namáhané prostým ohybem mají tedy vyšší mez únavy než vzorky namáhané tahem-tlakem. Vlivem gradientu napětí na únavu materiálu se mimo jiné zabývá například software FEMFAT. [13]

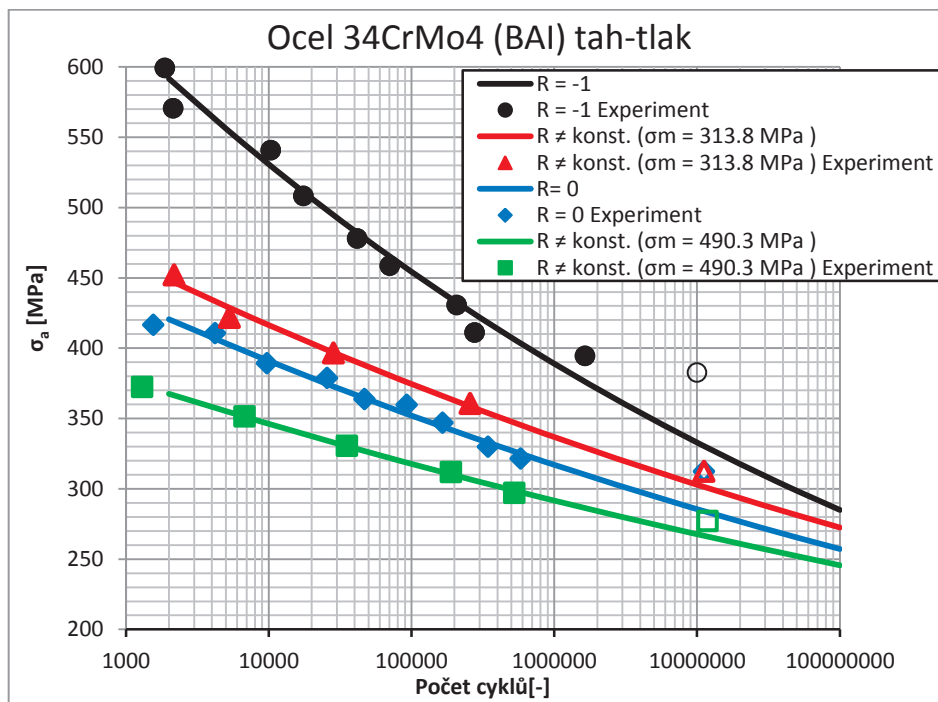
5. HAIGHŮV DIAGRAM

Uvedené analytické popisy S-N křivky v kapitole 3.2 nezahrnují vliv střední hodnoty napětí. Je tedy nutné stanovit další vztahy, které tento vliv zohlední. Jedním z nejstarších a pro běžné součásti nejpoužívanějších postupů dimenzování je tzv. na trvalou pevnost (resp. neomezenou životnost), proto se nejvíce metod v literatuře zabývá právě vyhodnocením meze únavy materiálu. Dalším postupem je dimenzování tzv. na časovanou pevnost, které je typické např. pro letecký průmysl. [1] Napěťové parametry jsou vysoce citlivé ke střední hodnotě a proto je vhodné střední hodnoty cyklu vyhodnocovat právě napěťovými metodami [14].

Již přes sto let se vědci po celém světě snaží analyticky popsat chování materiálu při nenulové hodnotě středního napětí. Bernard Parker Haigh, britský profesor aplikované mechaniky, v roce 1915 vydal článek, ve kterém zobrazil výsledky naměřených dat pro různé hodnoty koeficientu nesouměrnosti nejen jako systém Wöhlerových křivek (Obr. 7), ale také jako graf závislosti mezní amplitudy napětí při poruše σ_A na střední hodnotě napětí σ_m . Parametrem křivky byla neomezená životnost. [15], [16] V střeoevropské literatuře se běžně setkáváme s tzv. Haighovým diagramem, který získal název podle tohoto vědce. V americké literatuře se více používá označení Goodmanův diagram podle vědce, který tuto závislost popsal analyticky. [2]



Obr. 6: Haighův diagram [22]



Obr. 7: Vliv střední hodnoty napětí na polohu S-N křivky

5.1 Základní pojmy

Haighův diagram popisuje funkční závislost $\sigma_a = f(\sigma_m)$, přičemž při hodnotách ležících nad mezní čarou nastane porucha součásti. Parametrem křivky je počet cyklů do poruchy. Mezní čáru Haighova diagramu je možné získat z S-N křivek měřených při různé hodnotě středního napětí σ_m resp. různém součiniteli nesouměrnosti cyklu R . Pro příklad je zde uveden systém S-N křivek pro ocel 34CrMo4 namáhané v tahu-tlaku (Obr. 7). Haighův diagram je nejčastěji analyticky aproximován mocninovou závislostí. [1], [2]

Základní pojmy důležité k pochopení souvislostí budou pro názornost vysvětleny na konkrétním vyjádření Haighova diagramu a to zřejmě nejstarším, které kdy bylo publikováno. [17] V roce 1874 Gerber zavedl analytickou závislost amplitudy σ_a na střední hodnotě napětí σ_m :

$$\sigma_a = \sigma_c \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad (5.1)$$

kde σ_c je mez pevnosti a R_m je mez pevnosti materiálu. Tuto rovnici použijeme, jestliže nás zajímá, jakou amplitudou napětí můžeme součást namáhat při dané střední hodnotě napětí, aby vydržela určitý počet cyklů. Gerber navrhl model pouze pro nekonečnou

životnost, proto je čára omezena základní mezí únavy σ_C . Veličinu σ_a v rovnici (5.1) v tomto případě můžeme tedy nazvat mezí únavy při nenulové střední hodnotě napětí a označit jako $\sigma_{C_{MSE}}$, kde index MSE je zkratka anglického *mean stress effect* a zapsat jako:

$$\sigma_{C_{MSE}} = \sigma_C \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad (5.2)$$

Pokud se pohybujeme v časované oblasti únavy je vhodnější tuto závislost zapsat jako:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad (5.3)$$

přičemž zavedeme novou veličinu označenou $\sigma_{a,ekv}$. Jedná se o tzv. *mezní ekvivalentní amplitudu napětí* (equivalent completely reversed stress amplitude), která v tomto vyjádření označuje amplitudu napětí při daném počtu cyklů pro souměrně střídavý zátěžný cyklus ($R = -1$). Avšak pokud vyjádříme z rovnice právě mezní ekvivalentní amplitudu napětí:

$$\sigma_{a,ekv} = \frac{\sigma_a}{\left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right]} \quad (5.4)$$

získáme tak amplitudu napětí při nesymetrickém cyklu, která musí dosahovat stejné životnosti jako při symetrickém cyklu ($R = -1$ resp. $\sigma_m = 0$). Tento přístup je vhodný pro porovnání naměřených dat pro různé asymetrie cyklu přímo ve Wöhlerově diagramu s křivkou pro symetricky střídavý cyklus (viz. Obr. 18). [17], [1]

Od roku 1874 byly navrženy bezmála dvě desítky modelů. Nejčastěji uváděné metody v literatuře budou dále rozebrány a zapsány ve stejné podobě jako v rovnici (5.3) vzhledem k její univerzálnosti jak pro omezenou tak časovanou oblast únavy. Některé modely byly navrženy přímo pro vyhodnocení mezní ekvivalentní amplitudy napětí a budou zapsány v tomto tvaru. V experimentální části této práce budou použity především formy (5.2) a (5.4). V Tab. 1 a Tab. 2 jsou rozebírané modely souhrnně sepsány a lineární a exponenciální modely jsou zobrazeny v grafu na Obr. 6.

Tab. 1: Lineární a exponenciální modely Haighova diagramu [1], [2], [7], [22], [24]

Diagram	Rovnice	Použití
ASME-elipsa	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^2 \right]^{1/2}$	(5.12)
Bagci	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^4 \right]$	hliníkové slitiny (5.14)
Clemson	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^{R_e/\sigma_c} \right]$	oceli (5.15)
Gerber	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right]$	oceli kladná tahová předpětí (5.11)
Goodman (upravený)	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m} \right)$	tažné materiály tah, tlak, ohyb (5.5)
Morrow	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_f} \right) \right]$	hliníkové slitiny, oceli (5.8)
Morrow	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_f'} \right) \right]$	oceli - lepší než (5.9) nevhodný pro Al slitiny (5.9)
Růžička	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_F} \right)^q \right]$	k dle materiálu σ_F dle namáhání (5.10)
Sekercioglu	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^2 \right]^s$	$s = 0.8$ pro ocel $s = 0.45$ pro Al slitiny (5.13)
Soderberg	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right) \right]$	křehké materiály (5.7)

5.2 Lineární modely Haighova diagramu

Goodman původně navrhl diagram závislosti středního na horním napětí cyklu, který v české literatuře obvykle označujeme jako Smithův. Tento diagram byl upraven pro závislost středního napětí na amplitudě. Upravený Goodmanův diagram zobrazuje jednoduchou přímkovou závislost, jejímiž parametry jsou mez únavy materiálu R_m a mez únavy σ_c resp. ekvivalentní amplituda napětí $\sigma_{a,ekv}$.

Model je vhodný pro tažné materiály namáhané axiálně a je použitelný také pro záporná střední napětí, ale bývá konzervativní. [7], [5], [18]:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m} \right) \quad (5.5)$$

Z rozsáhlého vyhodnocení experimentálních dat bylo zjištěno, že Goodmanova závislost je zvláště konzervativní pro nevrubované vzorky ze slitin hliníku, železa a mědi. [19]

Při vyšších hodnotách středního napětí může maximální napětí přesáhnout mez kluzu a může dojít k vysokým plastickým deformacím během prvního zátěžného cyklu. Aby se tomu předešlo, Goodmanův vztah se přepíše pro maximální napětí a ohraničí mez kluzu R_e . Tento vztah zobrazujeme v grafu pomocí čáry kluzu (viz. *yield line* na Obr. 6) [5]:

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a = \sigma_m + \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m}\right) \leq R_e \quad (5.6)$$

Čarou kluzu se kvůli zvýšení bezpečnosti běžně ohraničují všechny modely Haighova diagramu.

Dalším přímkovým modelem, který jako parametr využívá oproti mezi pevnosti mez kluzu materiálu R_e je Soderbergův:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_e}\right) \quad (5.7)$$

V literatuře se objevuje jako vhodné kritérium pro křehké materiály, avšak názory se velmi liší. Přístup je sice jednoduše vyhodnotitelný, ale nebývá příliš používán i kvůli jeho konzervativnosti. [11], [20]

Ve vyjádření dle Morrow je použito omezení skutečným lomovým napětím σ_f :

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f}\right) \quad (5.8)$$

či koeficientem únavové pevnosti σ_f' :

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_f'}\right) \quad (5.9)$$

použitím v Basquinově vyjádření S-N křivky (3.2).

Vztah (5.8) je také připisován Nichiharovi a vztah (5.9) Dowlingovi. [11], [18] Použití vztahu (5.9) s koeficientem únavové pevnosti není vhodné pro hliníkové slitiny, lepší je ho zaměnit za skutečné lomové napětí (5.8). Avšak získání skutečného lomového napětí vyžaduje rozsáhlejší statické testování materiálu. [11], [18], [21]

Vzhledem k tomu, že skutečné lomové napětí je u tažných materiálů výrazně větší než mez pevnosti, tento model je pak méně citlivý ke střednímu napětí než model dle Goodmana. [22] Pro křehké materiály jsou Goodmanův a model (5.9) v podstatě totožné. Modely (5.8) a (5.9) jsou obecně vhodné pro ocel a přijatelné pro záporná střední napětí. [7]

5.3 Exponenciální modely Haighova diagramu

Růžička v [1] uvádí zobecněný vztah pro Haighův diagram, který bere v potaz vliv materiálu i typ namáhání:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_F} \right)^q \right] \quad (5.10)$$

kde q je exponent a σ_F je tzv. fiktivní napětí. Exponent q volíme dle druhu materiálu nebo ho získáme z experimentálních dat. Pro houževnaté materiály volíme obecně $q = 2$ nebo $q = 1$. Pro křehké materiály (př. litina) volíme $q < 1$ případně $q = 1$, poté je ale fiktivní napětí σ_F rovno mezi kluzu R_e (resp. $R_{p0,2}$). Fiktivní napětí σ_F udává úsek na ose statického předpětí a volíme ho dle druhu namáhání (viz.Tab. 2). [1]

Tab. 2: Volba fiktivního napětí

osová zátěž	$\sigma_F = R_m$
ohyb	$\sigma_F = (1,3 \div 1,5)R_m$
krut	$\sigma_F = (0,7 \div 0,8)R_m$

Gerberova závislost uvedená také na začátku této kapitoly:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad (5.11)$$

je vhodná pro všechny oceli, ale bývá velmi nepřesná a v oblasti záporných středních napětí nerespektuje jejich pozitivní vliv na únavu. [7], [18]

Dalším poněkud složitějším modelem je např. elipsa dle ASME [22]:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (5.12)$$

ANSI/ASME standard B106.1M doporučuje tento model pro navrhování hřídelů v převodovkách [20].

Sekercioglu navrhuje metodu, která je dle jeho vlastních slov méně konzervativní než často používané metodiky [20], [22]. Model je velmi podobný jako dle ASME (3.3.1), ale figuruje zde koeficient s , který je proměnný v závislosti na materiálu, kdežto v modelu ASME je konstantní ($s = \frac{1}{2}$):

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^2 \right]^s \quad (5.13)$$

Koeficient s se pro ocel pohybuje v rozsahu 0.7 až 0.9 a pro hliníkové slitiny v rozsahu 0.3 až 0.6. Dle Sekerciogla je možné použít střední hodnotu koeficientu $s = 0.8$ pro

ocel a $s = 0.45$ pro hliníkové slitiny. Sekercioglu ověřoval tento model pouze na mezi únavy pro ocel a hliníkové slitiny zatěžované v tahu s kladnou střední hodnotou napětí. Koeficient s je tedy lepší stanovit z experimentálních dat. [20], [22]

Bagci uvedl, že správné kritérium by se mělo vyhnout únavovému lomu a zároveň nepřekročit mez kluzu a navrhl tento vztah:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^4 \right] \quad (5.14)$$

Model je vhodný pro hliníkové slitiny, ale může být velmi nespolehlivý pro ocel [20]. Avšak Bagci nepodložil své kritérium žádnými experimentálními daty [11].

Model navržený Wangem na Clemson University je jednoduchý a je považován za dostatečně bezpečný, ale v některých případech je příliš konzervativní [20]:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_e} \right)^{\sigma_{a,ekv}} \right] \quad (5.15)$$

Je vhodným kritériem pro ocel s výjimkou zatěžování přesahující čáru kluzu, kterou model z Clemsonske univerzity nikdy nepřekročí [11].

5.4 Další modely Haighova diagramu

Další uvedené modely jsou již složitější funkce, které často potřebují předem z experimentálních dat vyhodnotit parametry závislé na materiálu či druhu zatížení. Modely, které byly navrženy přímo pro vyjádření mezní ekvivalentní amplitudy napětí, budou zapsány v této formě. Všechny tyto modely jsou uvedeny v Tab. 3.

Tab. 3: Další modely Haighova diagramu

Diagram	Rovnice
Bergmann	$\sigma_{a,ekv} = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \sigma_a}$ (5.30)
Kwofie	$\frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} = e^{-\alpha \frac{\sigma_m}{R_m}}$ (5.31)
Smith	$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \frac{1 - \frac{\sigma_m}{R_m}}{1 + \frac{\sigma_m}{R_m}}$ (5.16)
SWT	$\sigma_{a,ekv} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \sigma_a}$ (5.29)
Walker	$\sigma_{a,ekv} = (\sigma_{max})^{1-\gamma} \cdot \sigma_a^\gamma$ (5.18)

5.4.1 Smith

Smith [5] navrhl empirický vztah pro křehké materiály (šedá litina) namáhané krutem či tahem:

$$\sigma_a = \sigma_{a,ekv} \frac{1 - \frac{\sigma_m}{R_m}}{1 + \frac{\sigma_m}{R_m}} \quad (5.16)$$

Tento vztah nebývá citován v literatuře, zdá se být velmi nepřesný.

5.4.2 Walker

Walker v roce 1970 navrhl kritérium v souvislosti s růstem trhliny materiálu pro vyhodnocení mezní ekvivalentní amplitudy napětí při namáhání míjivým cyklem:

$$\sigma_{R=0} = \sigma_{max}(1 - R)^\gamma \quad (5.17)$$

V různých publikacích je tato závislost upravena pro vyhodnocení mezní ekvivalentní amplitudy napětí obecně při nenulovém středním napětí. Proto se také vyjádření Walkerovy závislosti mírně liší. [18], [21], [23]

V této práci je použito vyjádření dle [18]:

$$\sigma_{a,ekv} = (\sigma_{max})^{1-\gamma} \cdot \sigma_a^\gamma \quad (5.18)$$

$$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a \left(\frac{2}{1-R} \right)^{1-\gamma} \quad (5.19)$$

$$\sigma_{a,ekv} = \sigma_{max} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \quad (5.20)$$

Všechny rovnice (5.18) – (5.20) jsou si rovny. Koeficient γ je nutné stanovit z experimentů. V kapitole 6.2.1 je popsán postup stanovení koeficientu γ použitý v experimentální části této práce. Jeho hodnoty se pohybují mezi 0 a 1, pro kovy je obvykle 0,4 až 0,8. [18], [21]

5.4.3 NASALIFE

Projekt NASALIFE byl původně navržen pro posuzování životnosti součástí pohonných systémů vyrobených z kompozitních materiálů s keramickou maticí, avšak metodologie je použitelná i pro další materiály. NASALIFE metodiky jsou používány pro oblast časované pevnosti a nejsou zaměřeny na přímé vyhodnocení meze únavy. Všechny výpočty jsou platné pouze pro elastická napětí. NASALIFE pracuje s upraveným modelem dle Walkera [3], [23]:

$$\sigma_{a,ekv} = \frac{1}{2} \sigma_{max}(1 - R)^\gamma = \sigma_a(1 - R)^{\gamma-1} \quad (5.21)$$

Tento přístup vede ke snížení životnosti pro $R > 0$, ke zvýšení životnosti při $R < 0$ a nemá žádný vliv při $R = 0$. Pokud není možné stanovit Walkerův exponent γ z experimentů, NASALIFE navrhuje koeficienty v závislosti na asymetrii cyklu R [3]:

$$\gamma = 1,0 \text{ pro } R < 0 \quad (5.22)$$

$$\gamma = 0,5 \text{ pro } R \geq 0 \quad (5.23)$$

Pokud amplituda napětí dosáhne meze kluzu, větší z hodnot σ_a či $\sigma_{a,ekv}$ bude použita jako mez únavy. Pro různé hodnoty koeficientu A resp. R zavádí NASALIFE korekci k Walkerově závislosti dané rovnicí (5.21) uvedenou v Tab. 4.

Tab. 4: Návrh výpočtu dle NASALIFE

	Koeficient γ z experimentů	Koeficient γ dle (5.23), (5.24)	
$A > 10^7$	$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a [0.5(1 - R)]^{\gamma-1}$	pro $\gamma = 1$: $\sigma_{a,ekv} = \sigma_a$	(5.24)
$A > 1$	$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a (1 - R)^{\gamma-1}$	pro $\gamma = 1$: $\sigma_{a,ekv} = \sigma_a$	(5.25)
$A \leq 1$	$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a (1 - R)^{\gamma-1}$	pro $\gamma = 0.5$: $\sigma_{a,ekv} = \sigma_a (1 - R)^{-\frac{1}{2}}$	(5.26)
$A \leq 0.9$	$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a \left[\frac{1 + A}{2 \cdot A} (1 - R) \right]^{\gamma-1}$	pro $\gamma = 0.5$: $\sigma_{a,ekv} = \sigma_a \left[\frac{1 + A}{2 \cdot A} (1 - R) \right]^{-\frac{1}{2}}$	(5.27)
$A \leq 0$	$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a [0.5(1 - R)]^{\gamma-1}$	pro $\gamma = 0.5$: $\sigma_{a,ekv} = \sigma_a [0.5(1 - R)]^{-\frac{1}{2}}$	(5.28)

5.4.4 SWT = Smith, Watson a Topper

Smith, Watson a Topper navrhli kritérium, které je totožné s modelem dle Walkera při koeficientu $\gamma = 0,5$:

$$\sigma_{a,ekv} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \sigma_a} = \sqrt{\sigma_{max} \cdot \sigma_a} = \sigma_a \cdot \sqrt{\frac{2}{1-R}} \quad (5.29)$$

Tato metoda je velmi jednoduchá a nezávislá na jakékoliv materiálové konstantě. Je obecně vhodná pro tažné materiály, přijatelná pro hliníkové slitiny. [21]

5.4.5 Bergmann

Bergmann navrhl kritérium, které je variací SWT metody, ale oproti ní zahrnuje materiálový parametr k . Pro hodnotu $k = 1$ jsou obě kritéria totožná.

$$\sigma_{a,ekv} = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \sigma_a} \quad (5.30)$$

Parametr umožňuje nastavit kritérium dle daných podmínek zatěžování, ale pro jeho stanovení je nutné znát experimentální hodnoty pro jiné než symetricky střídavé zatěžování. Parametr k se pohybuje v rozmezí $0,4 \div 0,7$. Nemůžeme-li parametr předem stanovit, je doporučeno některými autory použít hodnotu $k = 0,4$. [24]

5.4.6 Kwofie

Kwofie navrhl exponenciální funkci:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{a,ekv}} = e^{-\alpha \cdot \frac{\sigma_m}{R_m}} \quad (5.31)$$

kde α je citlivost materiálu ke střední hodnotě napětí. Parametr α může být dle Kwofieho konstanta či proměnná a pohybuje se řádově okolo jedné: $\alpha \cong 1$. Pro $\alpha = 0$ je materiál prakticky necitlivý ke střední hodnotě napětí. Tento model je vhodný i pro záporné hodnoty středního napětí, protože zahrnuje jejich pozitivní vliv na únavu materiálu. Při malých hodnotách $-\alpha \cdot \frac{\sigma_m}{R_m}$ můžeme pravou stranu rovnice (5.31) aproximovat jako $1 - \alpha \cdot \frac{\sigma_m}{R_m}$ a rovnice se tak pro různé hodnoty α přibližuje metodám zmíněným v kapitolách 5.2 a 5.3. [14], [18]

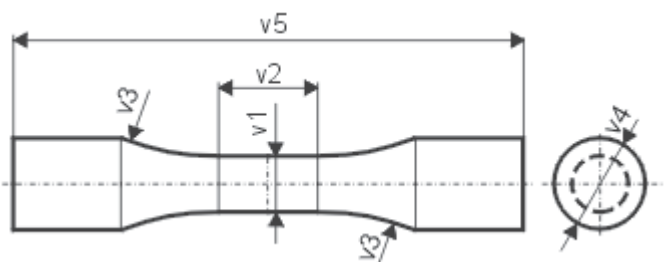
6. EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

Sběr dat byl zaměřen pouze na hladké nevrubované vzorky zatěžované střídavým namáháním s konstantní amplitudou. Nevrubovaným hladkým vzorkem myslíme vzorek bez náhlých přechodů, bez děr, rýh a jiných povrchových vad jako je např. koroze, tzn. bez míst, kde dochází k lokálnímu zvýšení napětí.

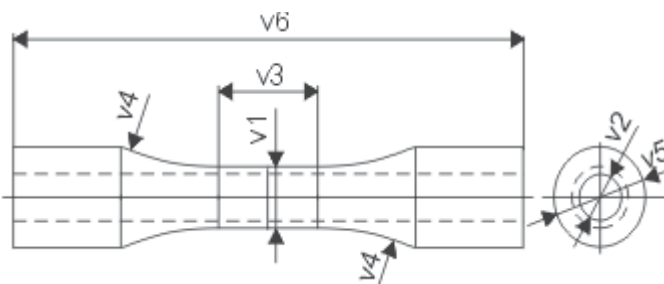
6.1 Nasbíraná data

Pro vyhodnocení meze únavy při nenulovém středním napětí byla nasbírána data pro 16 různých materiálů, z toho 8 druhů slitin hliníku a 8 druhů ocelí. 4 druhy slitiny hliníku byly namáhány na krut, 2 v ohybu a 7 v tahu-tlaku. 2 druhy ocelí byly namáhány v krutu a 10 druhů oceli v tahu-tlaku. V Tab. 5 je uvedeno základní shrnutí nasbíraných dat.

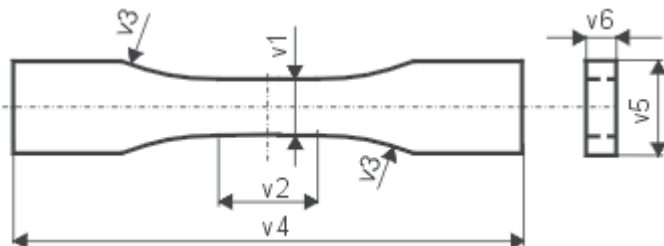
Data byla nasbírána pro 3 různé typy nevrubovaných hladkých vzorků: typ A - tyč kruhového průřezu (Obr. 8), typ B – trubka kruhového průřezu (Obr. 9) a typ C – plochá tyč (Obr. 10).



Obr. 8: Vzorek A - Tyč kruhového průřezu [39]



Obr. 9: Vzorek B - Trubka kruhového průřezu [39]



Obr. 10: Vzorek C - Plochá tyč [39]

Pro vyhodnocení časované pevnosti při nenulovém středním napětí byla nasbírána data pro 16 různých materiálů, z toho 8 druhů slitin hliníku, 7 druhů ocelí a 1 druh litiny. 5 druhů slitiny hliníku bylo namáháno na krut, 3 v ohybu a 5 v tahu-tlaku. Litina byla namáhána v tahu tlaku a 3 druhy ocelí byly namáhány v krutu a 7 druhů ocelí v tahu-tlaku. Základní shrnutí nasbíraných dat je uvedeno v Tab. 6. Druhy materiálů jsou pojmenovány jako v původních zdrojích.

Tab. 5: Nasbíraná data pro zhodnocení meze únavy při nenulové střední hodnotě

Datový set	Skupina	Materiál	Norma	Rm ^{*3} [MPa]	Re ^{*3} [MPa]	Typ namáhání	Vzorek ^{*2}	Zdroj dat
SAL	slitina hliníku	14S-T		-	301	krut	A	[25]
ZSX		2A12-T4		419.6	210.5		A	[26]
FAD		2124-T851	SAE	364.8	253.9 ^{*1}		B	[27]
KLN		76S-T61	EN	314.7 ^{*1}	228.1 ^{*1}		A	[28]
KLN		76S-T61	EN	545	395	ohyb	A	[28]
SAL		14S-T		498	441		A	[25]
GBB		75S-T6		568.8	524	tah-tlak	C	[29]
ZSX		2A12-T4		568.4	390.2		A	[26]
GBA		24S-T3		503.3	372.3		C	[30]
Sek05		2014-T6		482	413		?	[22]
FAD		2124-T851	SAE	477.1	439.8		B	[26]
Sek07		6061-T6		315	280		?	[22]
Sek06		6016-T6		310	276		?	[22]
BAI		ocel	34CrMo4	EN	814	412	krut	A
MCP	En25T		BS	508.1 ^{*1}	445.7 ^{*1}	A		[32]
Sek08	AISI 4340			1088	1012	tah-tlak	?	[22]
BAI	34CrMo4		EN	902	706		A	[31]
MCP	En25T		BS	880	772		A	[32]
GBC	SAE-4130		SAE	807	679		C	[29]
Sek04	AISI 4130			806	679		?	[22]
BAB	Ck 35		DIN	706	539		A	[31]
GiB	DP590		SAE	614	390.5		C	[33]
Sek03	DP590		SAE	614	390		C	[22]
Sek02	0.29 C steel			464	341		?	[22]
Sek01	0.13 C steel			347	290		?	[22]

^{*1} tyto meze byly stanovené z hodnot naměřených pro namáhání v tahu-tlaku pomocí hypotézy Hubera, von Misesa a Henckyho (viz. rovnice (6.1))

^{*2} viz. Obr. 8, Obr. 9, Obr. 10

^{*3} označení Rm resp. Re zde značí mez pevnosti resp. kluzu v tahu pro materiály namáhané v tahu-tlaku a ohybu a mez pevnosti resp. kluzu v krutu pro materiály namáhané krutem

Tab. 6: Nasbíraná data pro zhodnocení ekvivalentní amplitudy napětí

Datový set	Skupina	Materiál	Norma	Rm [MPa]	Re [MPa]	Typ namáhání	Vzorek ^{*2}	Zdroj dat
SAL	slitina hliníku	14S-T		NA	301	krut	A	[25]
ZSX		2A12-T4		419.6	210.5		A	[26]
FIN		76S-T61		419.3	238.6		A	[34]
FAD		2124-T851	SAE	364.8	253.9 ^{*1}		B	[27]
KLN		76S-T61	EN	314.7 ^{*1}	228.1 ^{*1}		A	[28]
KLN		76S-T61	EN	545	395	ohyb	A	[28]
FIN		76S-T61		518.5	481.4		A	[34]
SAL		14S-T		498	441		A	[25]
GBB		75S-T6		568.8	524		tah-tlak	C
ZSX		2A12-T4		568.4	390.2	A		[26]
GBA		24S-T3		503.3	372.3	C		[30]
FAD		2124-T851	SAE	477.1	439.8	B		[27]
Ro1		AlCuMg1	DIN	400	220	B		[35]
Ra1		litina	EN-GJV-450	EN	498.2	367.7		A
BAI	ocel	34CrMo4	EN	814	412	krut	A	[31]
MCP		En25T	BS	508.1 ^{*1}	445.7 ^{*1}		A	[32]
SiB		XC48		494.2 ^{*1}	465.9 ^{*1}		A	[37]
BAI		34CrMo4	EN	902	706	tah-tlak	A	[31]
MCP		En25T	BS	880	772		A	[32]
SiB		XC48		856	807		A	[37]
FA01		S40C	JIS	842	719		A	[38]
GBC		SAE-4130	SAE	807	679		C	[29]
BAB		Ck 35	DIN	706	539		A	[31]
GiB		DP590	SAE	614	390.5		C	[33]

^{*1} tyto meze byly stanovené z hodnot naměřených pro namáhání v tahu-tlaku pomocí hypotézy Hubera, von Misesa a Henckyho (viz. rovnice (6.1))

^{*2} viz. Obr. 8, Obr. 9, Obr. 10

^{*3} označení Rm resp. Re zde značí mez pevnosti resp. kluzu v tahu pro materiály namáhané v tahu-tlaku a ohybu a mez pevnosti resp. kluzu v krutu pro materiály namáhané krutem

Všechna data převzatá z publikací byla nejprve vyhodnocena pomocí softwaru FinLiv. FinLiv je offline aplikací využívající specializovaných VBA maker v MS Excel rozhraní. Umožňuje vkládání dat z externích zdrojů (publikací), regresní analýzu a jejich převedení do online FADOFF databáze. [39] Po zapsání dat do softwaru FinLiv byla následně použita regresní analýza dle Basquinovy rovnice (3.2). Data získaná regresí byla FinLivem zapsána do souhrnné tabulky a to vždy pro určité hodnoty v rozsahu od 10^3 do 10^8 cyklů. Ukázka výsledků konkrétně pro ocel Ck 35 datového

setu BAB je na Obr. 11. Pro vyhodnocení metodik v této práci byly použity pouze hodnoty v rozsahu $5 \cdot 10^3$ do $2 \cdot 10^6$ cyklů a to pouze hodnoty interpolované (v Obr. 11 označené modrou barvou).

Basquin-type regression				
Curve ID	BAB01	BAB02	BAB30	BAB31
SN_NMIN	3877	91.9437	1592	1938
SN_SMAX	345.583	429.166	444.662	322.636
SN_NMAX	503551	413587	1234173	935968
SN_SMIN	255.284	181.347	306.498	245.865
1000	375.989	336.107	456.378	332.161
2000	360.115	313.075	439.024	322.19
5000	340.155	285.033	417.092	309.466
10000	325.794	265.501	401.232	300.176
20000	312.04	247.308	385.975	291.165
50000	294.745	225.156	366.693	279.667
100000	282.301	209.727	352.75	271.272
200000	270.383	195.356	339.336	263.128
500000	255.396	177.858	322.384	252.737
1000000	244.614	165.67	310.126	245.15
2000000	234.287	154.317	298.333	237.791
5000000	221.301	140.495	283.429	228.4
10000000	211.958	130.867	272.652	221.544
20000000	203.01	121.9	262.284	214.893
50000000	191.758	110.981	249.182	206.407
1E+08	183.662	103.376	239.706	200.211

Obr. 11: Ukázka výsledků regrese dle Basquina v aplikaci FinLiv

V dalším textu budou pojmem *surová naměřená data* označena původní získaná data z publikací a to amplituda napětí σ_a [MPa], střední hodnota napětí σ_m [MPa] a počet cyklů do lomu N [1] a z těchto hodnot získané koeficienty asymetrie cyklu R případně A . Pojmem *interpolovaná naměřená data* budou označena surová data zpracovaná pomocí lineární regrese dle Basquina v aplikaci FinLiv.

U některých nasbíraných datových setů nebyly v publikacích pro určitý typ materiálu uvedeny meze pevnosti resp. kluzu při namáhání v krutu a bylo nutné uchýlit se k přepočtu z meze pevnosti resp. kluzu při namáhání v tahu-tlaku dle hypotézy Hubera, von Misese a Henckyho. Jedná se o hrubý odhad a je nutné počítat s nepřesnostmi při vyhodnocení dat. Tento problém bývá velmi častý, bylo by proto vhodné zhodnotit výsledky pro různé typy odhadů. Použitý přepočet je uveden zde:

$$R_{mk} = \frac{R_m}{\sqrt{3}} \text{ resp. } R_{ek} = \frac{R_e}{\sqrt{3}} \quad (6.1)$$

6.2 Vyhodnocení parametrů citlivosti ke střední hodnotě napětí

Pro vyhodnocení metod dle Walkera (5.20), Kwofíeho (5.32), Bergmanna (5.31) a Sekerciogla (5.14) je nutné nejprve z naměřených dat stanovit koeficienty citlivosti ke střední hodnotě napětí resp. materiálové parametry. Pokud nemáme naměřená data,

musíme se uchýlit k odhadům těchto koeficientů uvedeným v publikacích pro určitou skupinu materiálu. Tyto odhady jsou však často velmi nespolehlivé, jelikož jsou stanovené z relativně malého množství dat.

6.2.1 Walker

Pro vyhodnocení citlivosti k asymetrii cyklu γ z rovnice (5.21) byly použity a porovnány tři různé postupy: vícenásobná lineární regrese na základě metody popsané v Dowlingově článku [21], přímý výpočet koeficientu γ ze všech interpolovaných naměřených dat a přímý výpočet pouze z interpolovaných hodnot při namáhání mívivým cyklem. Pokud nebyly k dispozici hodnoty pro namáhání mívivým cyklem, byly použity ty, které se tomuto typu namáhání nejvíce blížily. Postup vyhodnocení z dat při namáhání mívivým tahem byl zvolen jako ukázkový přístup v běžné praxi, kdy není k dispozici velké množství dat.

Vícenásobná lineární regrese

Dle Dowlinga [21] je možné ze všech naměřených surových dat vyhodnotit koeficient únavové pevnosti σ'_f [MPa], Basquinův koeficient b (viz. 3.2) a zároveň koeficient γ pomocí vícenásobné lineární regrese.

Pro odvození vyjdeme ze vztahu dle Basquina (3.2):

$$\sigma_{a,ekv} = \sigma'_f (2N)^b$$

který upravíme kvůli následnému zjednodušení výpočtu na:

$$\sigma_{a,ekv} = A(N)^b \tag{6.2}$$

$$\text{kde } A = \sigma'_f (2)^b \tag{6.3}$$

Tuto rovnici porovnáme s rovnicí dle Walkera (5.21):

$$\sigma_{a,ekv} = A(N)^b = \sigma_{max} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma$$

a vyjádříme počet cyklů do lomu:

$$N = \left[\frac{\sigma_{max}}{A} \left(\frac{1-R}{2} \right)^\gamma \right]^{\frac{1}{b}} \tag{6.4}$$

Dále tuto rovnici zlogaritmujeme pomocí dekadického logaritmu:

$$\log N = \frac{1}{b} \log \sigma_{max} + \frac{\gamma}{b} \log \frac{1-R}{2} - \frac{1}{b} \log A \tag{6.5}$$

K vyhodnocení neznámých koeficientů použijeme vícenásobnou lineární regresi danou obecným vztahem:

$$y = m_1 x_1 + m_2 x_2 + d \tag{6.6}$$

Hodnoty pro výpočet našeho konkrétního problému po srovnání rovnic (6.5) a (6.6) jsou uvedeny v Tab. 7, ve které jsou také uvedeny vztahy pro konečný výpočet hledaných koeficientů.

Tab. 7: Vícenásobná lineární regrese (Walker)

$y = \log N$	$m_1 = \frac{1}{b}$	$b = \frac{1}{m_1}$
$x_1 = \log \sigma_{max}$	$m_2 = \frac{\gamma}{b}$	$\gamma = b \cdot m_2$
$x_2 = \log \frac{1-R}{2}$	$d = -\frac{1}{b} \log A$	$\sigma'_f = \frac{10^{-d \cdot b}}{2^b}$

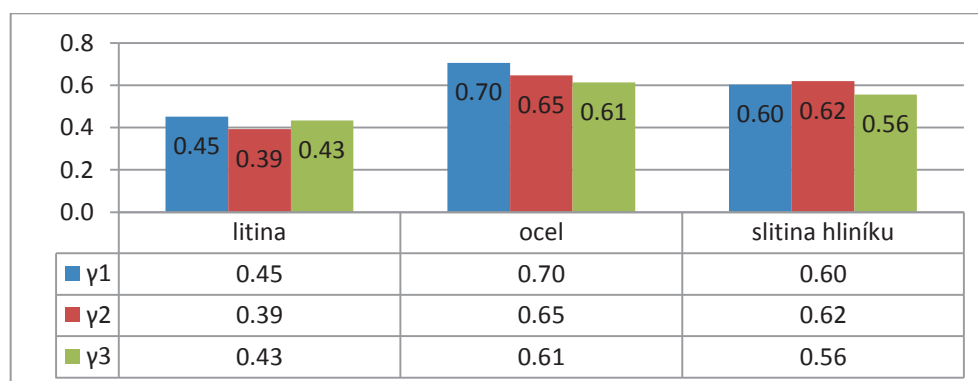
Přímý výpočet

Koeficient γ je možné získat dosazením interpolovaných dat do upravené rovnice (4.21):

$$\gamma = 1 - \frac{\log \frac{\sigma_{a,ekv}}{\sigma_a}}{\log \frac{2}{1-R}} \quad (6.7)$$

Vypočtené hodnoty

Koeficient získaný z rovnice (6.7) ze všech interpolovaných dat bude dále značen jako γ_1 a z dat pouze pro mĭjivý cyklus ($R = 0$) γ_2 . Koeficient získaný z vícenásobné lineární regrese bude značen γ_3 . K samotnému vyhodnocení γ_3 byla použita funkce LINREGRESE v softwaru MS Excel. Všechny stanovené koeficienty γ jsou uvedeny v příloze A v Tab. A1. Průměrné hodnoty koeficientu γ jsou graficky zobrazeny a uvedeny v tabulce na Obr. 12.



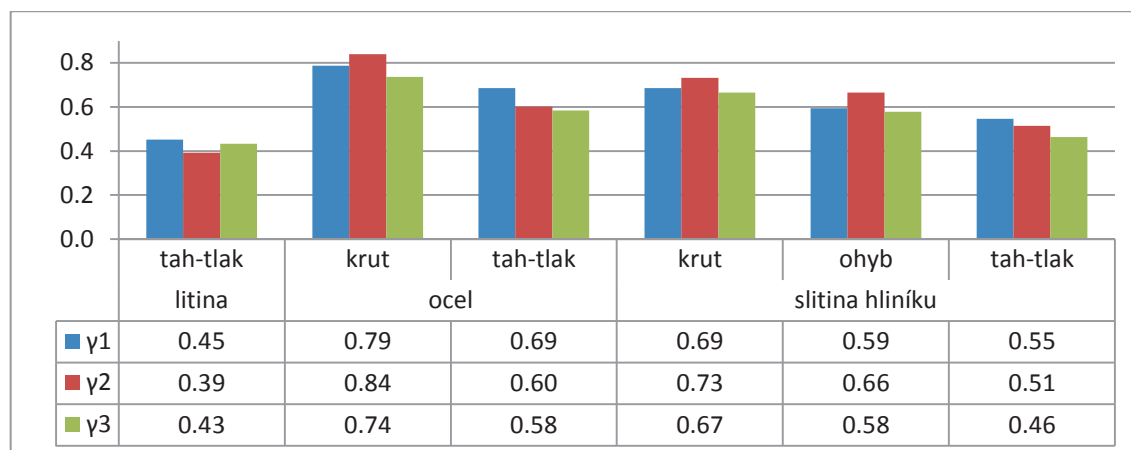
Obr. 12: Průměrné hodnoty parametru γ Walkerovy metody pro různé druhy materiálů

γ_1 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice ze všech interpolovaných dat

γ_2 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice z dat při $R = 0$

γ_3 – vícenásobná lineární regrese

Na Obr. 13 jsou zobrazeny průměrné hodnoty parametru γ v závislosti na materiálu a typu zatěžování. Toto vyhodnocení je výsledkem měření na poměrně malém množství materiálů, poukazuje tedy pouze na to, že na parametry γ nemá vliv pouze typ materiálu.



Obr. 13: Průměrné hodnoty parametru γ v závislosti na materiálu a typu zatěžování

γ_1 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice ze všech interpolovaných dat

γ_2 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice z dat při $R = 0$

γ_3 – vícenásobná lineární regrese

6.2.2 Kwofie

Vzhledem k tomu, že k vyhodnocení koeficientu α byly použity stejné metodiky jako v kapitole 6.2.1, postup bude uveden bez delšího komentáře.

Vícenásobná lineární regrese

Při odvození vycházíme ze vztahu dle Basquina (3.2) a metody dle Kwofieho (5.32):

$$\sigma_{a,ekv} = A(N)^b = \sigma_a \cdot e^{\alpha \frac{\sigma_m}{R_m}}$$

$$N = \left(\frac{\sigma_a}{A} \cdot e^{\alpha \frac{\sigma_m}{R_m}} \right)^{\frac{1}{b}} \quad (6.8)$$

Tento vztah zlogaritmujeme přirozeným logaritmem:

$$\ln N = \frac{1}{b} \cdot \ln \sigma_a + \frac{\alpha \cdot \ln e}{b \cdot R_m} \sigma_m - \frac{\ln A}{b} \quad (6.9)$$

Porovnáním této rovnice se základní rovnicí pro vícenásobnou lineární regresi (6.6) získáme hodnoty pro výpočet hledaných koeficientů, které jsou uvedeny v Tab. 8.

Tab. 8: Vícenásobná lineární regrese (Kwofie)

$y = \ln N$	$m_1 = \frac{1}{b}$	$b = \frac{1}{m_1}$
$x_1 = \ln \sigma_a$	$m_2 = \frac{\alpha}{b \cdot R_m}$	$\alpha = m_2 \cdot b \cdot R_m$
$x_2 = \sigma_m$	$d = -\frac{1}{b} \ln A$	$\sigma_f' = \frac{e^{-d \cdot b}}{2^b}$

Přímý výpočet

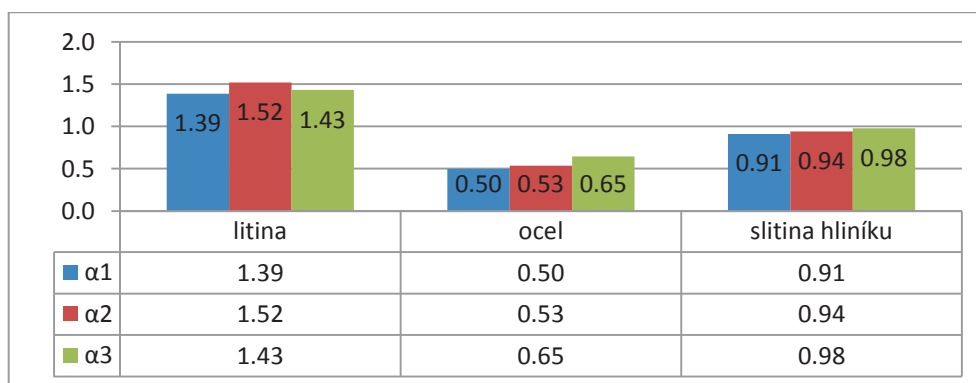
Koeficient α je možné získat dosazením interpolovaných dat vyjádřením α z rovnice (4.32):

$$\alpha = \frac{R_m}{\sigma_m} \cdot \ln \frac{\sigma_{a,ekv}}{\sigma_a} \quad (6.10)$$

Výsledné hodnoty

Koeficient získaný z rovnice (5.10) ze všech interpolovaných dat bude dále značen jako α_1 a z dat pouze pro mĕjivý cyklus ($R = 0$) α_2 . Koeficient získaný z vícenásobné lineární regrese bude značen α_3 . Pro srovnání metodik vyhodnocení byla také použita doporučená hodnota koeficientu $\alpha = 1$. [14] Všechny stanovené koeficienty α jsou uvedeny v Tab. A2. Průměrné hodnoty koeficientu α pro různé materiály jsou graficky zobrazeny a uvedeny v tabulce na

Obr. 14.



Obr. 14: Průměrné hodnoty parametru α Kwofieho metody pro různé druhy materiálů

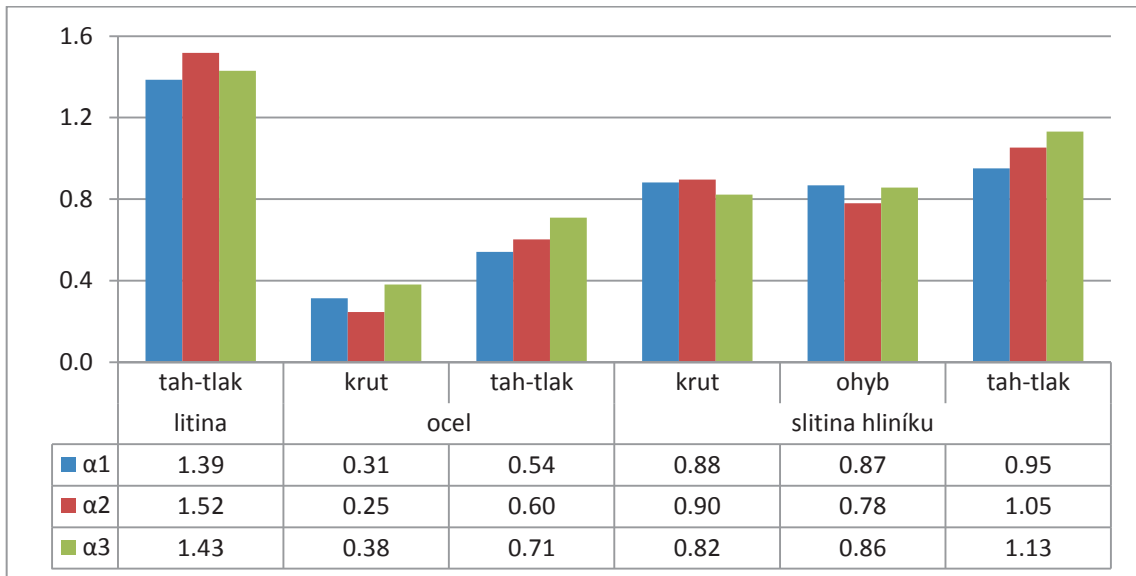
α_1 – přímý výpočet z Kwofieho rovnice ze všech interpolovaných dat

α_2 – přímý výpočet z Kwofieho rovnice z dat při $R = 0$

α_3 – vícenásobná lineární regrese

Obr. 15 ilustruje vliv zatěžování na parametr α Kwofieho metody. Je zde patrný velký rozdíl především mezi krutem a tahem u ocelí. Stejně jako u Walkerovy metody

je toto vyhodnocení pouze poukázáním na možný vliv dalších faktorů na parametr této metody. Závěry by bylo nutné podložit větším množstvím dat.



Obr. 15: Průměrné hodnoty parametru α v závislosti na materiálu a typu zatěžování

α_1 – přímý výpočet z Kwofioho rovnice ze všech interpolovaných dat

α_2 – přímý výpočet z Kwofioho rovnice z dat při $R = 0$

α_3 – vícenásobná lineární regrese

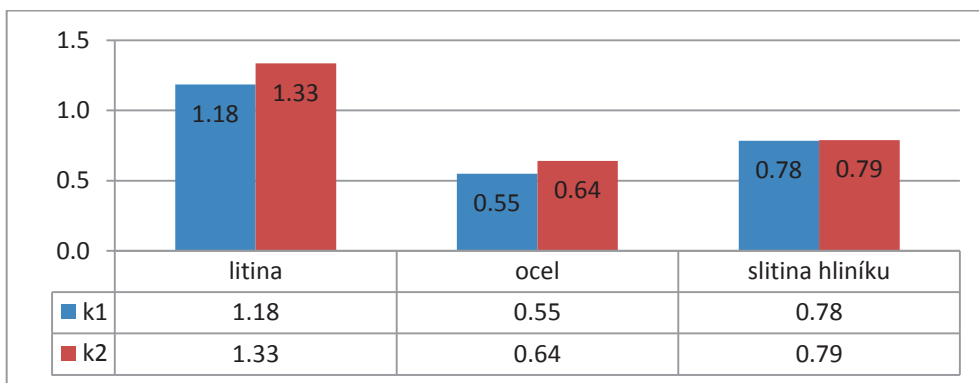
6.2.3 Bergmann

Pro vyhodnocení Bergmannova parametru byl použit pouze přímý výpočet dosazením interpolovaných dat do upravené rovnice (5.30):

$$k = \frac{\sigma_{a,ekv}^2 - \sigma_a^2}{\sigma_a \cdot \sigma_m} \quad (6.11)$$

Výsledné hodnoty

Koeficient získaný z rovnice (6.11) ze všech interpolovaných dat bude dále značen jako k_1 a z dat pouze pro mĳivý cyklus ($R = 0$) k_2 . Pro srovnání metodik byla také použita doporučená hodnota parametru $k = 0,4$. [24] Všechny stanovené koeficienty k jsou uvedeny Tab. A3. Průměrné hodnoty koeficientu k pro různé druhy materiálů jsou graficky zobrazeny a uvedeny v tabulce na Obr. 16.

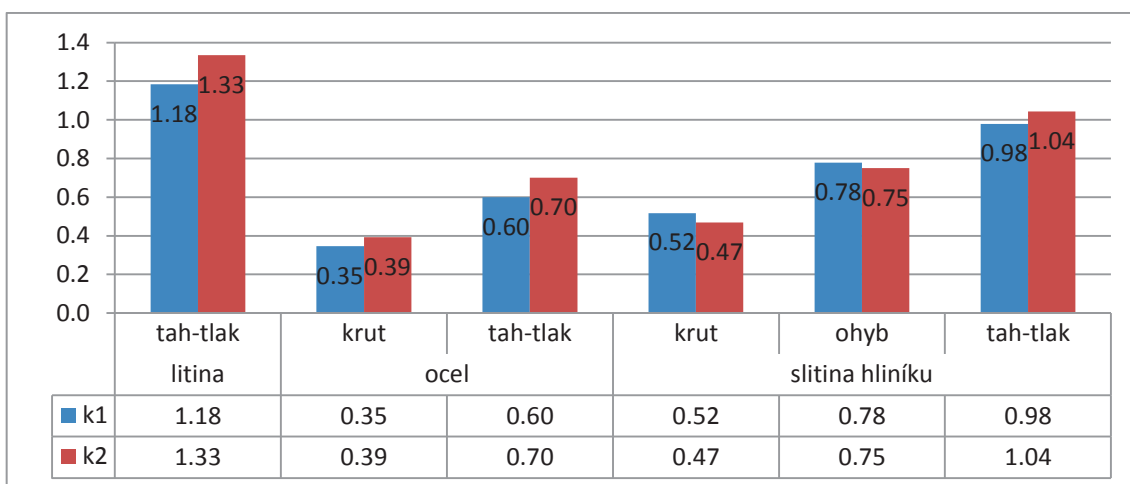


Obr. 16: Průměrné hodnoty parametru k Bergmannovy metody pro různé druhy materiálů

k_1 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice ze všech interpolovaných dat

k_2 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice z dat při $R = 0$

Na Obr. 17 je možné pozorovat další vlivy na velikost parametru k , zde například vliv typu zatěžování. Graf je pouze ilustrací tohoto faktu, vyhodnocená čísla nejsou vzhledem k množství sesbíraných dat doporučenými hodnotami pro dané typy zatěžování a materiály.



Obr. 17: Průměrné hodnoty parametru k v závislosti na materiálu a typu zatěžování

k_1 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice ze všech interpolovaných dat

k_2 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice z dat při $R = 0$

6.2.4 Sekercioglu

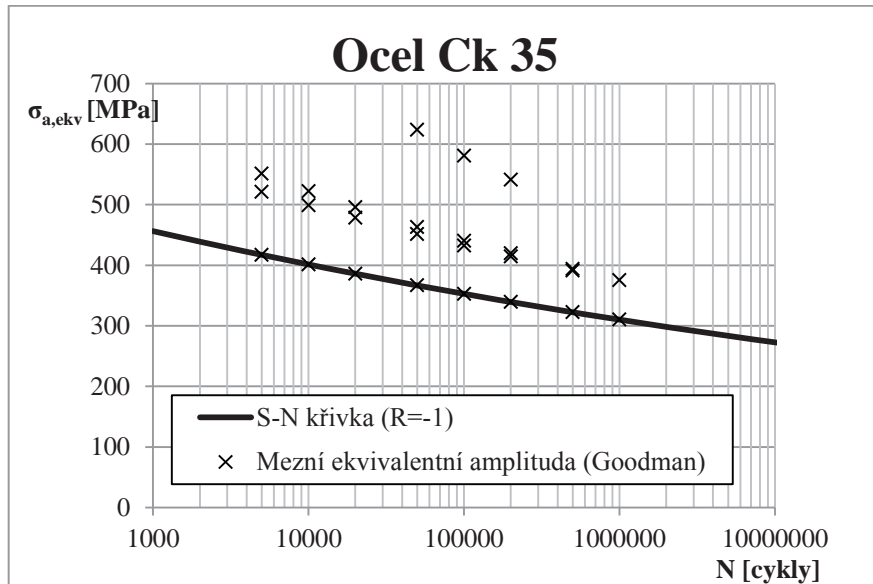
Pro vyhodnocení metody dle Sekerciogla (5.13) byly použity pouze doporučené hodnoty exponentů s dle [20], [22]. A to pro ocel $s = 0,8$ a pro hliníkové slitiny $s = 0,45$. Pro další výzkum bude vhodné tento exponent stanovit z experimentálních hodnot a vyhodnotit závěry.

7. VYHODNOCENÍ EKVIVALENTNÍ AMPLITUDY STŘÍDAVÉHO CYKLU

Při vyhodnocení metodik v oblasti časované pevnosti byly porovnávány vypočítané mezní ekvivalentní amplitudy při nenulové střední hodnotě napětí s únavovou pevností při střídavě symetrickém zatížení ($\sigma_m = 0, R = -1$) na stejném počtu cyklů do lomu. Vycházíme tak z definice mezní ekvivalentní amplitudy napětí popsané v kapitole 5.1. Pro kvantitativní popis byla použita relativní chyba $\delta x[\%]$ definovaná například dle [40] jako:

$$\delta x = \frac{\Delta x}{x} \cdot 100 = \frac{x_0 - x}{x} \cdot 100 \quad (7.1)$$

kde Δx je absolutní chyba, x je skutečná (pravá) hodnota veličiny a x_0 je naměřená či odvozená hodnota veličiny. Relativní chyba bude zapisována v procentech. V našem případě je x únavová pevnost při $R = -1$ a x_0 dle dané metody vypočítaná mezní ekvivalentní amplituda napětí. *Vyjde-li relativní chyba kladná, vyhodnocovaná metoda je v daném bodě konzervativní.* Pro ukázkou je zde v textu uveden graf (Obr. 18) oceli Ck 35 porovnávající mezní ekvivalentní amplitudy vyhodnocené dle Goodmanovy metody s S-N křivkou pro $R = -1$. Zde vidíme, že Goodmanova metoda se chová pro oblast v rozmezí $5 \cdot 10^3$ až 10^7 cyklů konzervativně.



Obr. 18: Ukázka vyhodnocení metod v časované oblasti

V časované oblasti únavy byly vyhodnoceny metodiky, které navrhl Goodman (5.5), Gerber (5.11), Smith (5.16), Soderberg (5.7), Bagci (5.14), Sekercioglu (5.13), Walker (5.18), Morrow (5.9), Bergmann (5.30), Kwofie (5.31). Dále poté modely dle ASME (5.12), NASALIFE (5.21), SWT (5.29). Vyhodnocení bylo provedeno v programu MS Excel za pomoci funkcí a VBA maker. [41]

Metoda dle Morrowa byla použita pouze ve tvaru s koeficientem únavové pevnosti (5.9), protože skutečné lomové napětí nebylo v publikacích uvedeno. Po regresní analýze dat aplikace FinLiv přímo vypíše koeficienty w a C pro S-N křivku při asymetrii cyklu $R = -1$ uvedené ve vztahu (3.1) a z nich byl vypočítán koeficient únavové pevnosti pomocí vztahů (3.3) a (3.4).

Pro metody dle Sekerciogla, Walkera, Bergmanna a Kwofieho je předem nutné znát materiálové parametry. Postupy k jejich stanovení a použití jsou popsány v kapitole 6.2. Při vyhodnocení postupu podle NASALIFE byly použity pouze navržené koeficienty γ uvedené ve vztazích (5.22) a (5.23). Vztahy použité k výpočtu jsou uvedeny ve 3. sloupci Tab. 4. Pro všechny ostatní metody byly hodnoty mezní ekvivalentní amplitudy napětí vypočítány dle vztahů uvedených v Tab. 1 upraveným pro vyjádření právě $\sigma_{a,ekv}$ jako je naznačeno pro Gerberovu metodu ve vztahu (5.4)

Pro porovnání metodik byly použity základní statistické ukazatele: průměr, směrodatná odchylka, minimum a maximum. Souhrn vyhodnocovaných metodik přes všechna data je uveden v Tab. B1. Za vhodnou metodu pro určitou kategorii dat byla zvolena ta, u které průměr relativních odchylek dosahuje rozmezí $\pm 10\%$ a jejich směrodatná odchylka je menší než 15% - v souhrnných tabulkách jsou tyto hodnoty barevně odlišeny.

Pro zlepšení kvality odhadu vhodnosti vyhodnocovaných metod byla zvolena kategorizace podle:

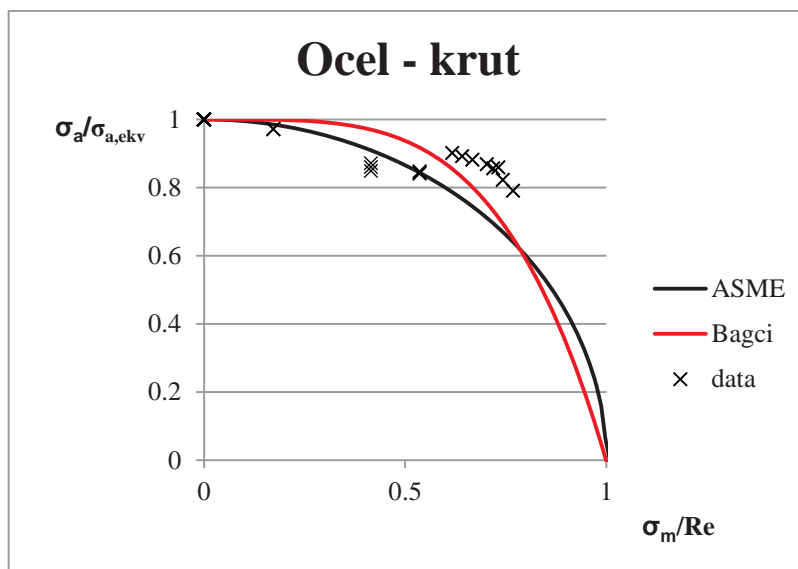
- druhu materiálu
 - litiny
 - oceli
 - slitiny hliníku
- typu zatěžování
 - krut
 - ohyb
 - tah-tlak

- počtu cyklů do lomu
 - nízkocyklová únava - NCÚ ($N = 5 \cdot 10^3, 1 \cdot 10^4, 2 \cdot 10^4$ cyklů)
 - středněcyklová únava- SCÚ ($N = 5 \cdot 10^4, 1 \cdot 10^5, 2 \cdot 10^5$ cyklů)
 - vysokocyklová únava - VCÚ ($N = 5 \cdot 10^5, 1 \cdot 10^6, 2 \cdot 10^6$ cyklů)
- asymetrie cyklu R
 - $R < -1$
 - $-1 < R < 0$
 - $R \geq 0$

7.1 Diskuze

ASME

Metoda dle ASME přes všechna data v průměru dosahuje nízkých hodnot relativních chyb, ale vysoká směrodatná odchylka poukazuje na velký rozptyl v datech (Tab. B1), proto je nutné přistoupit k další kategorizaci. Po prostudování dat shrnutých v Tab. B1 - Tab. B10 se tato metoda zdá být bezpečná pro ocelové vzorky namáhané v krutu a přijatelná při namáhání v tahu-tlaku. Bohužel nemáme žádná data pro namáhání ocelí v ohybu. Je obecně přijatelná pro oceli a slitiny hliníku při asymetrii cyklu dosahující $-\infty < R < 0$. Rozdělení únavy materiálu dle počtu cyklů nemá zřejmě na tuto metodu vliv. Tyto výsledky jsou v souladu s tím, že metoda dle ASME byla doporučena pro navrhování hřídelů v převodovkách, které jsou často namáhány na krut. Na Obr. 19 je zobrazena metoda dle ASME v grafu s porovnáním s naměřenými daty. Vidíme, že metoda dle ASME je pro oceli při namáhání v krutu dostatečně přesná a není příliš konzervativní.



Obr. 19: Porovnání dat pro oceli namáhané krutem s Bagciho metodou dle ASME

BAGCI

Metoda dle Bagciho přes všechna data dosahuje velkých průměrných chyb a směrodatných odchylek (Tab. B1). Pro oceli namáhané v krutu vykazuje dobré výsledky. Je přijatelná pro oceli při asymetrii cyklu dosahující $-\infty < R < 0$ a slitiny hliníku při $R < -1$. Vyhovuje téměř stejným kategoriím jako metoda dle ASME, která je ale konzervativnější a proto pro tyto účely vhodnější. Dle teorie by měla být tato metoda vhodná pro hliníkové slitiny a nespolehlivá pro ocel, což dle našeho zhodnocení nelze takto obecně tvrdit (Tab. B2).

BERGMANN

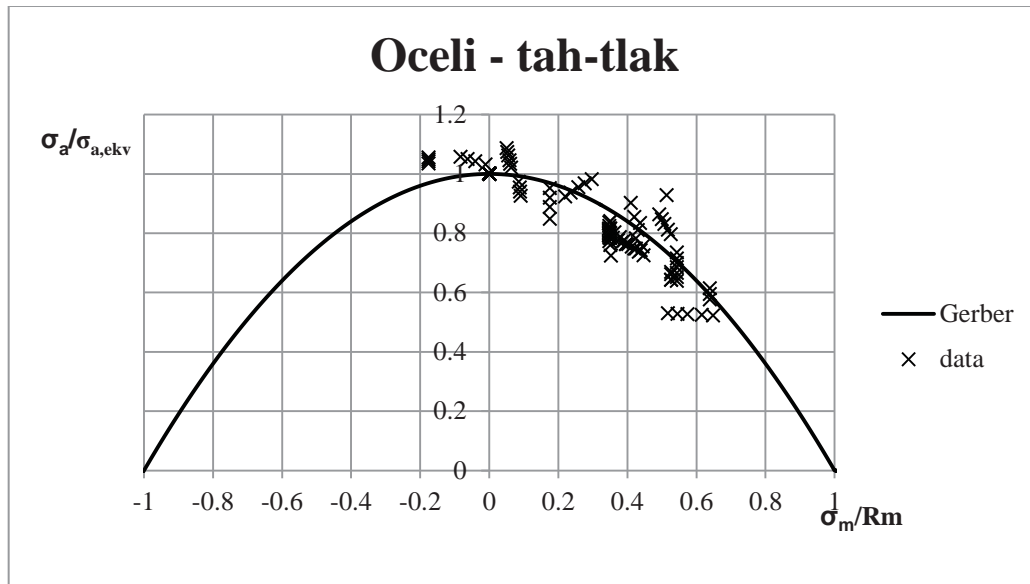
Bergmannova metoda dosahuje nízkých průměrných hodnot relativních chyb a směrodatných odchylek do 15% při zhodnocení přes všechna data (), ale pro zvýšení bezpečnosti metody je vhodnější data dále kategorizovat. Bergmannova metoda je závislá na materiálovém parametru a záleží na jeho vyhodnocení. Parametr k by měl dle teorie dosahovat hodnot mezi $0,4 \div 0,7$, což téměř vyhovuje našim výsledkům pro ocel a hliníkové slitiny, které jsou přehledně znázorněny na Obr. 16. Avšak koeficient pro litiny vyšel pro naše data okolo 1,2. Je nutno podotknout, že byla sesbírána data pouze pro jeden druh litiny a z takového vzorku dat není možné vyhodnotit relevantní závěry. Výsledky Bergmannovy metody na jediném vzorku křehkého materiálu jsou horší než v ostatních kategoriích. Parametr k je závislý na dalších faktorech. Obr. 17 ilustruje závislost parametru na typu zatěžování.

Obecně je tato metoda vhodná pro oceli namáhané tahem-tlakem či krutem přes všechny asymetrie cyklu od nízkocyklové až po vysokocyklovou únavu. Pro oceli je přijatelné i použití navrženého koeficientu $k = 0,4$ nebo jeho vyhodnocení z naměřených dat pro namáhání míjivým cyklem.

Pokud nejsou k dispozici žádná naměřená data, zdá se být u slitin hliníku vhodnější použít vyšší koeficient k než navržený $k = 0,4$, dle našich dat vyšší než $k = 0,7$, především pak pro namáhání v tahu-tlaku (Tab. A3) kdy dle Obr. 17 tento parametr dosahuje až hodnot $k = 1$. Avšak tento fakt by bylo nutné potvrdit na větším počtu dat a případné další kategorizaci. Metoda není bezpečná pro namáhání slitiny hliníku při $R < -1$, kdy je střední hodnota napětí záporná.

GERBER

Gerberova metoda je dle našich výsledků přijatelná pro oceli namáhané v tahu-tlaku pro $-1 < R < 0$ a spíše vhodná pro vysokocyklovou únavu. Na Obr. 20 je zobrazen graf pro oceli namáhané tahem-tlakem v porovnání s touto metodou. Kvůli chybějícím datům se střední hodnotou v tlaku, nemohla být adekvátně vyhodnocena očekávaná disproporce této metody v tlakové oblasti.



Obr. 20: Porovnání dat pro oceli namáhané v tahu-tlaku s metodou dle Gerbera

GOODMAN

Goodmanova metoda je obecně velmi konzervativní přes všechna data a typy namáhání. Je však přijatelná pro ocel a litinu pro asymetrii cyklu $R < -1$ a pro slitiny hliníku pro $-\infty < R < 0$.

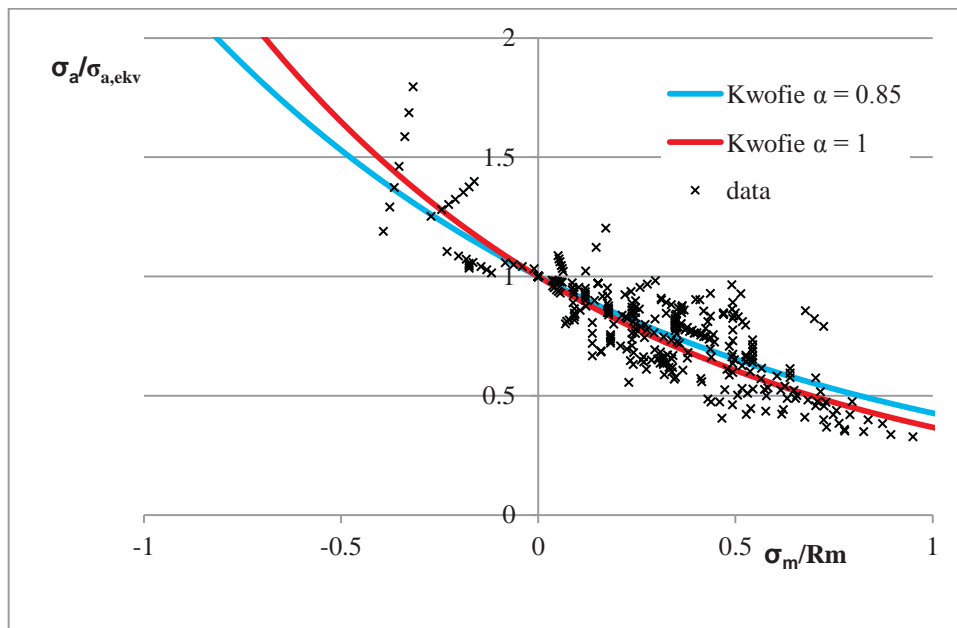
KWOFIE

Kwofieho metoda poměrně dobře sleduje trend závislosti amplituda na střední hodnotě napětí jak je patrné z Obr. 21, ale je nutné předem vyhodnotit materiálový parametr α dle různé kategorizace, aby se zvýšila bezpečnost této metody. V této práci jsou porovnány tři různé postupy vyhodnocení tohoto parametru pro ocel, hliníkové slitiny a litinu (viz.

Obr. 14) a také poukázáno na vliv typu namáhání na tento parametr (Obr. 15). Z tohoto vyhodnocení je patrné, že Kwofieho parametr se pro různé materiály značně liší, proto jsou také pro navržený parametr $\alpha=1$ vysoké směrodatné odchylky. Kwofie

ve své práci [14] podotýká, že parametr α nemusí být konstantní, ale neuvádí, na čem by mohl být závislý.

Kwofieho metoda pro vyhodnocené parametry α dle kapitoly 6.2.2 je přijatelnou metodou pro všechny tři sledované druhy materiálů, avšak není příliš bezpečná pro slitiny hliníků při asymetrii cyklu $R < -1$ a vykazuje větší rozptyly dat u slitin hliníku v oblasti nízkocyklové únavy.



Obr. 21: Porovnání všech nasbíraných dat s Kwofieho metodou pro dva různé koeficienty α

MORROW

Metoda dle Morrowa vykazuje velké směrodatné odchylky přes všechna data. Dle Tab. B7 je metoda vhodná pro slitiny hliníku pro asymetrii cyklu $-\infty < R < 0$. Dle této tabulky je také vhodná pro oceli při $R < -1$, avšak je nutné dodat, že v této kategorii bylo vyhodnoceno poměrně málo dat.

NASALIFE

Metoda dle NASALIFE je pouze pozměněná Walkerova metoda. Při tomto vyhodnocení byly použity navržené koeficienty γ dle NASALIFE v závislosti na asymetrii cyklu. V porovnání s výsledky Walkerovy metody při vyhodnoceném parametru γ z naměřených dat dosahuje metoda NASALIFE velkých nepřesností. Avšak dle Tab. B5 je přijatelná pro oceli namáhané v tahu-tlaku. Vhodnějším přístupem je však stanovení parametru γ pro daný typ namáhání a materiál.

SEKERCIOGLU

Sekercioglu navrhl na základě svých experimentů střední hodnoty materiálových koeficientů s pro hliníkové slitiny a oceli. V této práci nebyly tyto koeficienty vyhodnoceny a byly použity pouze tyto navržené, které se však vykazují pro dané materiálové skupiny dobré výsledky. Parametr navržený pro hliníkové slitiny vyhovuje ocelím namáhaným v tahu-tlaku a krutu. Výsledky naznačují vhodnost metody pro ocel ve vysokocyklové části únavy. Pro slitiny hliníku se zdají být spíše nespolehlivé, bylo by nutné provést hlubší kategorizaci, která by však vyžadovala větší množství dat.

SMITH

Smithův model byl původně navržen pro křehké materiály. Dle našich dat dosahuje vysokých průměrných odchylek od naměřených hodnot i vysokých směrodatných odchylek pro všechna data. Je velmi nespolehlivý pro celé spektrum hodnot a kategorií. Avšak v této práci byl vyhodnocen pouze jeden křehký materiál, pro který však není tato metoda vůbec vhodná.

SODERBERG

Soderbergrův model byl stejně jako Smithův navržen pro křehké materiály. Dle Tab. C1 se zdá být vhodný pro oceli a litiny namáhané při $R < -1$. Byla však vyhodnocena pouze jedna litina a v této oblasti je pro oceli málo nasbíraných dat. Proto je tento závěr spíše spekulací. Pro ostatní materiály a namáhání je metoda nevhodná.

SWT + WALKER

Walkerova metoda a SWT spolu úzce souvisí, budou tedy vyhodnoceny současně. Walkerova metoda se rovná metodě SWT při Walkerově koeficientu $\gamma = 0.5$. Koeficienty γ v průměru přes všechna data dosahují hodnot (Tab. A1): $\gamma_1 = 0,62$, $\gamma_2 = 0,61$ a $\gamma_3 = 0,59$. Tyto hodnoty se velmi blíží navrženému SWT koeficientu. Na Obr. 12 jsou sepsány vyhodnocené koeficienty γ dle druhu materiálu a dosahují rozsahu od 0,4 do 0,7. Parametr γ je zřejmě závislý na dalších faktorech kromě druhu materiálu, ale dle Obr. 13 není například závislost na typu namáhání výrazná. Walkerova a SWT metoda je dle našich dat přijatelná pro všechny materiály nezávisle na počtu cyklů ani asymetrii cyklu. Koeficient $\gamma = 0.5$ (resp. metoda SWT) se nezdá být příliš vhodný pro oceli a slitiny hliníku namáhané v krutu. Dále pak Walkerova metoda ani SWT nejsou bezpečné pro námi vyhodnocenou litinu v nízkocyklové části únavy.

8. VYHODNOCENÍ MEZE ÚNAVY

K porovnání metodik pro stanovení meze únavy při nenulové střední hodnotě (únavové pevnosti ve vysokocyklové části únavy) byla stejně jako u časované oblasti pro kvantitativní popis použita relativní chyba (7.1). Za správnou hodnotu byla považována mez únavy při asymetrickém cyklu získaná z naměřených dat a byla porovnávána s hodnotou stejné veličiny vypočítanou pomocí dané metody. V tomto případě *vyjde-li relativní chyba záporná, vyhodnocovaná metoda je v daném bodě konzervativní.*

Pro stanovení meze únavy při nenulové střední hodnotě byly vyhodnoceny metodiky, které navrhl Goodman (5.5), Gerber (5.11), Smith (5.16), Soderberg (5.7), Bagci (5.14), Sekercioglu (5.13), Walker (5.18), Morrow (5.9), Bergmann (5.30), Kwofie (5.31), Růžička (5.10). Dále poté modely dle ASME (5.12), Clemsonu (5.15) a SWT (5.29). Vyhodnocení bylo provedeno v programu MS Excel za pomoci funkcí a VBA maker [41].

Metoda dle Morrowa byla použita pouze ve tvaru s koeficientem únavové pevnosti (5.9), protože skutečné lomové napětí nebylo v publikacích uvedeno. Po regresní analýze dat aplikace FinLiv přímo vypíše koeficienty w a C pro S-N křivku při asymetrii cyklu $R = -1$ uvedené ve vztahu (3.1) a z nich byl vypočítán koeficient únavové pevnosti pomocí vztahů (3.3) a (3.4).

Pro metody dle Sekerciogla, Bergmanna a Kwofieho je předem nutné znát materiálové parametry. Postupy k jejich stanovení a použití jsou popsány v kapitole 6.2. Metody dle Bergmanna a SWT musely být přepočítány pro náš případ ze vztahů (5.30) a (5.29) vyhodnocením kvadratické rovnice. Použitý vztah pro Bergmannovu metodu:

$$\sigma_a = \frac{-k \cdot \sigma_m + \sqrt{k^2 \cdot \sigma_m^2 + 4 \cdot \sigma_C^2}}{2} \quad (8.1)$$

a pro SWT:

$$\sigma_a = \frac{-\sigma_m + \sqrt{\sigma_m^2 + 4 \cdot \sigma_C^2}}{2} \quad (8.2)$$

Pro metodu dle Růžičky (5.10) bylo fiktivní napětí vypočítáno dle Tab. 2, avšak pro výpočet v ohybu a krutu byly použity střední hodnoty z uvedeného rozsahu (viz. Tab. 9). Vzhledem k tomu, že byly vyhodnocovány pouze houževnaté materiály (ocel a slitiny hliníku) byly porovnány tři koeficienty s z navrženého rozsahu:

$s_1 = 1$, $s_2 = 1,5$ a $s_3 = 2$. Pro všechny ostatní vyhodnocované metody byly meze únavy při nenulovém středním napětí vypočítány dle vztahů uvedených v Tab. 1.

Tab. 9: Vztahy pro výpočet fiktivního napětí

osová zátěž	$\sigma_F = R_m$
ohyb	$\sigma_F = 1.4 \cdot R_m$
krut	$\sigma_F = 0.75 \cdot R_m$

Pro porovnání metodik byly použity jako u časované pevnosti základní statistické ukazatele: průměr, směrodatná odchylka, minimum a maximum. Souhrn vyhodnocovaných metodik přes všechna data je uveden v Tab. C1. Vhodná metoda byla pro určitou kategorii dat stanovena ta, u které průměr relativních odchylek dosahuje rozmezí $\pm 10\%$ a jejich směrodatná odchylka je menší než 15% - v souhrnných tabulkách jsou tyto hodnoty barevně odlišeny.

Pro zlepšení kvality odhadu vhodnosti vyhodnocovaných metod byla zvolena kategorizace podle:

- druhu materiálu
 - oceli
 - slitiny hliníku
- typu zatěžování
 - krut
 - ohyb
 - tah-tlak
- asymetrie cyklu R
 - $R < -1$ (pozn. nebyla nasbírána žádná data v tomto rozsahu)
 - $-1 < R \leq 0.1$
 - $R > 0.1$

8.1 Diskuze

Relativní chyby metod navržených pro stanovení meze únavy při nenulovém středním napětí vykazují při vyhodnocení přes všechna nasbíraná data dle Tab. C1 směrodatné odchylky. Je to dáno tím, že výsledky jsou velmi závislé na druhu materiálu a další kategorizaci.

Pro vyhodnocení meze únavy při nenulovém středním napětí bylo nasbíráno relativně málo dat, obzvláště pak pro namáhání ocelí v krutu. Další vyhodnocení slouží tedy spíše jako vodítko pro budoucí výzkum.

Metoda dle ASME je vhodná pro oceli namáhané v tahu či krutu při asymetrii cyklu $-1 \leq R \leq 0,1$, což stejně jako v časované pevnosti vyhovuje vhodnosti této metody pro navrhování hřídelů. V tomto rozsahu je dostatečně bezpečná.

Metoda dle Bagciho je dle Tab. C3 vhodná pro namáhání ocelí v krutu stejně jako v časované pevnosti.

Metoda dle Bergmanna je závislá na parametru citlivosti ke střednímu napětí. Pro koeficienty k_1 a k_2 stanovené z naměřených dat je vhodná pro oceli namáhané v krutu a slitiny hliníku namáhané v krutu a ohybu. Pro oceli a slitiny hliníku namáhané v tahu-tlaku je vhodná pouze pro asymetrie cyklu v rozsahu $-1 < R \leq 0,1$. Hodnota navrhnutého koeficientu $k = 0,4$ není přijatelná pro slitiny hliníku a oceli namáhané v tahu-tlaku, což vyhovuje výsledkům zobrazeným na Obr. 16 a Obr. 17.

Metoda z Clemsonu vykazuje dle Tab. C5 dobré výsledky pro oceli v rozsahu asymetrie cyklu $-1 < R \leq 0,1$. Gerberova metoda je vhodná pro oceli namáhané krutem a axiálně a to pro asymetrii cyklu z rozsahu $-1 < R \leq 0,1$, avšak není příliš bezpečná. Tato tvrzení korespondují s teorií uvedenou v kap. 5.3.

Goodmanova metoda je pro oceli velmi konzervativní, přijatelná je dle našich dat pro hliníkové slitiny v rozsahu $-1 < R \leq 0,1$, avšak zde nemusí být vždy na straně bezpečnosti.

Kwofieho metoda podle Tab. C1 dosahuje přes všechna data nízkých průměrů relativních chyb a směrodatných odchylek pro koeficienty α vyhodnocené z naměřených dat. Metoda přináší dobré výsledky pro oceli namáhané krutem a v tahu-tlaku a slitiny hliníku namáhané na ohyb a krut. Obecně je vhodná spíše pro nižší hodnoty asymetrie cyklu: $-1 < R \leq 0,1$. Navrhnutý koeficient $\alpha = 1$ je použitelný pro ocel v rozsahu $R > 0,1$ a slitiny hliníku v rozsahu asymetrie cyklu $-1 < R \leq 0,1$. Z toho by bylo možné usuzovat, že koeficient α je závislý nejen na materiálu a typu zatěžování, ale také na asymetrii cyklu.

Metoda dle Morrowa se hodí pro oceli namáhané v krutu a je na straně bezpečnosti, ale bylo by vhodné toto potvrdit více daty.

Metoda dle Růžičky je zajímavým empirickým přístupem k vyhodnocení meze únavy při asymetrickém zátěžném cyklu. Dle našich dat se vyhovuje ocelím namáhaným axiálně. Pro oceli namáhané v krutu je příliš konzervativní. Zvolený koeficient $q = 1$ vychází pro ocel příliš konzervativně, naopak pro $q = 2$ se metoda stává méně bezpečnou. Pro ocel je dobré zvolit tedy střední hodnotu koeficientu

$q = 1,5$ a to pro celý sledovaný rozsah asymetrie cyklu: $R > -1$. Pro slitiny hliníku pro $-1 < R \leq 0.1$ zřejmě přináší lepší výsledky koeficient $q = 1$, avšak nemusí to být vždy bezpečné.

Model dle Sekerciogla obecně dosahuje nízkých průměrných relativních chyb, jak je uvedeno také v [21], ale data mají velký rozptyl a nejsou příliš na straně bezpečnosti. Tento model vyhovuje ocelím s navrženým koeficientem $s = 0,8$. Je to z části dáno tím, že byla sesbírána data také právě ze Sekercioglových publikací, který tuto hodnotu navrhl. Vyhovuje to však také závěrům z časované pevnosti, kdy byla tato metody vyhodnocena jako přijatelná pro vysokocyklovou únavu, avšak z nasbíraných dat pro vyhodnocení meze únavy dosahuje vysokých směrodatných odchylek pro hliníkové slitiny.

Metody Smithe a Soderberga nejsou pro oceli ani hliníkové slitiny přijatelné. Jsou převážně příliš konzervativní. Oba modely byly však navrženy pro křehké materiály, které zde nevyhodnocujeme.

Výsledky metoda SWT jsou vyhovující pro oceli namáhané axiálně, pro oceli namáhané krutem je tato metoda příliš konzervativní. Pro slitiny hliníku je přijatelná pouze pro asymetrii cyklu $-1 < R \leq 0.1$ zřejmě nezávisle na typu zatěžování.

9. ZÁVĚR

Cílem této práce bylo provést rešerši matematických modelů popisujících vliv střední hodnoty napětí na polohu celé Wöhlerovy křivky a meze únavy. Poloha celé Wöhlerovy křivky byla vyhodnocena pomocí mezní ekvivalentní amplitudy napětí. Vliv středního napětí na mez únavy výpočtem snižené meze únavy z Haighova diagramu.

Nejlepších výsledků pro analýzu změny polohy celé S-N křivky pro celé spektrum materiálů, asymetrií cyklu i počtu cyklů do lomu dosahovaly metody podle Bergmanna, Kwofieho, SWT a Walkera. Kromě SWT tyto modely ve svých analytických předpisech zahrnují parametry vlivu středního napětí, které je nutné předem stanovit z experimentálních dat. Výsledky značně záleží právě na určení citlivostí ke střednímu napětí, proto by další výzkum měl směřovat k metodám stanovení těchto parametrů s rozsáhlejší kategorizací ovlivňujících faktorů. Metody Bergmanna, SWT, Walkera spolu úzce souvisí a rovnají se, pokud je Walkerův parametr $\gamma = 0,5$ a Bergmannův parametr $k = 1$. Metoda dle SWT je z těchto metod nejuniverzálnější, nevyžaduje vyhodnocení žádného materiálového parametru a dosahuje dobrých výsledků. Vždy je však nutné zaměřit se na konkrétní případ našeho návrhu a vědomě přistupovat k jeho řešení.

Při vyhodnocení vlivu středního napětí na mez únavy bylo k dispozici poměrně málo dat a výsledky dosahovaly vysokých rozptylů. V kapitole 8.1 jsou shrnuty závěry pro vyhodnocované metody.

Na tuto práci bude navazovat další sběr dat a jejich zahrnutí do databáze FADOFF, zlepšení automatizace jejich vyhodnocení a využití pokročilejších datových analýz (statistické metody, data mining).

10. BIBLIOGRAFIE

- [1] RŮŽIČKA, M. *Dynamická pevnost a životnost. 2.*, přeprac. vyd. Praha: České vysoké učení technické, 1992.
- [2] SHIGLEY, J. *Mechanical engineering design*. 5th ed. New York: McGraw-Hill, 1989. McGraw-Hill series in mechanical engineering. ISBN 0070568995.
- [3] GYEKENYESI, J., P. MURTHY a S. MITAL. *NASALIFE - Component Fatigue and Creep Life Prediction Program: NASA/TM-2005-213886*. Washington, DC: National Aeronautics and Space Administration, 2005.
- [4] *FKM-Guideline: Analytical strength assessment of components in mechanical engineering*. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2003. ISBN 38-163-0425-7.
- [5] SMITH, J. *The Effect of Range of Stress on the Fatigue Strength of Metals: Bull. No. 334, Eng. Exp. Station*. Vol. 39. University of Illinois, 1942.
- [6] KOHOUT, J. a S. VĚCHET A new function for fatigue curves characterization and its multiple merits. *International Journal of Fatigue*. 2001, **23**(2), 175-183. DOI: 10.1016/S0142-1123(00)00082-7. ISSN 01421123. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112300000827>
- [7] STEPHENS, R. a H. FUCHS. *Metal fatigue in engineering*. 2nd ed. New York: Wiley, 2001. ISBN 04-715-1059-9.
- [8] SMITH, J. *The Effect of Range of Stress on the Torsional Fatigue Strength of Steel: Bull. No. 316, Eng. Exp. Station*. Vol. 33. University of Illinois, 1939.
- [9] HANLEY, B. *The effect of range of stress and state of stress on the fatigue strength of SAE 4340 steel: Technical report no. 22 on the behavior of materials under repeated stress*. Urbana, Illinois: University of Illinois, 1951.
- [10] MICHALEC, J. *Pružnost a pevnost II*. 1. vyd. Praha: České vysoké učení technické, 1994. ISBN 80-010-1087-2.
- [11] WANG, S. *Fatigue of Ductile Materials Subjected to Non-zero Mean Stresses*. Clemson, South Carolina, 1995. Dissertation. Clemson University.
- [12] MICHALEC, J. *Pružnost a pevnost I*. 3. vyd. V Praze: České vysoké učení technické, 2009. ISBN 978-80-01-04224-3.
- [13] ANON, . *FEMFAT 4.4 - Basic Theory Manual*. Sankt Valentin: Magna Powertrain, b.r..

- [14] KWOFIE, S. An exponential stress function for predicting fatigue strength and life due to mean stresses. *International Journal of Fatigue*. 2001, **23**(9), 829-836. DOI: 10.1016/S0142-1123(01)00044-5. ISSN 01421123. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112301000445>
- [15] Obituary: Bernard Parker Haigh. *The Engineer*. 1941, **171**, 81-82.
- [16] HAIGH, Bernard. Report on Alternating Stress Tests of a Sample of Mild Steel received from the British Association Stress Committee. In: *Report of the Eighty-Fifth Meeting of the British Association for the Advancement of Science: 7–11 September 1915 Manchester*. London: John Murray, 1915, s. 163-170.
- [17] WATSON, P. *The effect of mean stress and overstrain on the fatigue behaviour of structural steels*. Waterloo, 1971. Diserta. University of Waterloo, Department of Civil Engineering.
- [18] NIESIŃONY, A. a M. BÖHM Mean stress effect correction using constant stress ratio S–N curves. *International Journal of Fatigue*. 2013, **52**, 49-56.
- [19] WANG, S., M. DIXON, C.O. HUEY a S. CHEN The Clemson Limit Stress Diagram for Ductile Parts Subjected to Positive Mean Fatigue Loading. *Journal of Mechanical Design*. 2000, **122**(1), 143-146. DOI: 10.1115/1.533557. ISSN 10500472. Dostupné také z: <http://MechanicalDesign.asmedigitalcollection.asme.org/article.aspx?articleid=1445869>
- [20] SEKERCIOGLU, T. A new approach to the positive mean stress diagram in mechanical design. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2009, **40**(9), 713-717. DOI: 10.1002/mawe.200900509. ISSN 09335137. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1002/mawe.200900509>
- [21] DOWLING, N., C. CALHOUN a A. ARCARI Mean stress effects in stress-life fatigue and the Walker equation. *Fatigue*. 2009, **32**(3), 163-179. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2008.01322.x. ISSN 8756758x. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.2008.01322.x>
- [22] SEKERCIOGLU, T. a O. CANYURT Development of the positive mean stress diagrams using genetic algorithm approach. *Fatigue*. 2014, **37**(3), 306-313. DOI: 10.1111/ffe.12114. ISSN 8756758x. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1111/ffe.12114>
- [23] WALKER, K. The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminium. *Effects of Environment and Complex Load History of Fatigue Life: ASTM STP 462*. American Society for Testing and Materials, 1970, , 1-14.

- [24] PAPUGA, J., Z. HRUBÝ, M. RŮŽIČKA, M. BALDA a J. SVOBODA Deterministic Processing of Complex Multiaxial Fatigue Load Data on a Tubular Specimen with Hole. *Fatigue*. 2012, **35**(6), 523-537. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2011.01644.x. ISSN 8756758x. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1111/j.1460-2695.2011.01644.x>
- [25] SAUER, J. a D. LEMMON Effect of Steady Stress on Fatigue Behavior of Aluminum. *Transactions of the American Society for Metals*. b.r., **42**, 559-576.
- [26] ZHANG, J., Q. XIAO, X. SHI a B. FEI Effect of mean shear stress on torsion fatigue failure behavior of 2A12-T4 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue*. 2014, **67**, 173-182. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2013.11.012. ISSN 01421123. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0142112313003277>
- [27] PAPUGA, J., F. FOJTÍK, M. VARGAS, A. HODR, A. KAROLCZUK, M. FUSEK a R. HALAMA. *Summary of experiments on 2124-T851 realized within FADOFF project: Technical report FAD/14/001*. Prague: CTU in Prague, 2014.
- [28] NIESIŃNY, A., T. ŁAGODA, K. WALAT a M. KUREK Multiaxial fatigue behaviour of AA6068 and AA2017A aluminium alloys under in-phase bending with torsion loading condition. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. 2014, **45**(10), 947-952. DOI: 10.1002/mawe.201400214. ISSN 09335137. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1002/mawe.201400214>
- [29] GROVER, H., S. BISHOP a L. JACKSON. *Fatigue strengths of aircraft materials: Axial-load fatigue tests on unnotched sheet specimens of 24S-T3 and 75S-T6 aluminum alloys and of SAE 4130 steel: Technical report NACA TN 2324*. Washington: NACA, 1951.
- [30] *Results of axial-load fatigue tests on electropolished 2024-T3 and 7075-T6 aluminium-alloy-sheet specimens with central holes: Technical report NACA-TN-3631*. Washington, 1956.
- [31] BAIER, F. *Zeit- und Dauerfestigkeit bei überlagerter statischer und schwingender Zug-Druck- und Torsionbeanspruchung*. Stuttgart, 1970. PhD thesis. Universität Stuttgart.
- [32] PARRY, J. Further Results of Fatigue Under Triaxial Stress. In: *Proceedings International Conference on Fatigue of Metals*. London: IME, 1956.
- [33] GIRI, S. a D. BHATTACHARJEE Fatigue Behavior of Thin Sheets of DP590 Dual-Phase Steel. *Journal of Materials Engineering and Performance*. 2011, , -. DOI: 10.1007/s11665-011-9992-2. ISSN 1059-9495. Dostupné také z: <http://link.springer.com/10.1007/s11665-011-9992-2>

- [34] FINDLEY, W. *Combined-stress fatigue strength of 76S-T61 aluminum alloy with superimposed mean stresses and corrections for yielding: Technical report NACA TN-2924* [online]. Washington: NACA, 1953. Dostupné také z: http://ntrs.nasa.gov/archive/nasa/casi.ntrs.nasa.gov/19930083649_1993083649.pdf
- [35] RODE, D. *Ermüdungsverhalten anisotroper Aluminiumlegierungen unter mehrachsiger Beanspruchung im Zeitfestigkeitsbereich*. Braunschweig, 1987. PhD thesis. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig.
- [36] RAUSCH, T. *Zum Schwingfestigkeitsverhalten von Gusseisenwerkstoffen unter einachsiger und mehrachsiger Beanspruchung am Beispiel von EN-GJV-450*. Aachen, 2011. PhD thesis.
- [37] SIMBÜRGER, A. *Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen phaseverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen*. Darmstadt, 1975. PhD thesis. TH Darmstadt.
- [38] FURUYA, Y. a T. ABE Effect of mean stress on fatigue properties of 1800MPa-class spring steels. *Materials*. 2011, **32**(3), 1101-1107. DOI: 10.1016/j.matdes.2010.11.011. ISSN 02613069. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0261306910006370>
- [39] *FADOFF: Fatigue Analysis Documentation OFFice* [online]. 2013 [cit. 2017-01-13]. Dostupné z: <http://www.fadoff.cz/>
- [40] Relative Error. In: *Wolfram MathWorld* [online]. Wolfram Research, Inc., 1999-2017 [cit. 2017-01-20]. Dostupné z: <http://mathworld.wolfram.com/RelativeError.html>
- [41] WALKENBACH, J. *Excel VBA programming for dummies*. 3rd ed. Hoboken, N.J: John Wiley, 2013. ISBN 978-111-8491-744.

PŘÍLOHA A: KOEFICIENTY CITLIVOSTI K ASYMETRII CYKLU

Tab. A1: Stanovené koeficienty γ pro Walkerovu metodu

γ_1 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice ze všech interpolovaných dat

γ_2 – přímý výpočet z Walkerovy rovnice z dat při $R = 0$

γ_3 – vícenásobná lineární regrese

Datový set	Material group	Materiál	Typ namáhání	γ_1	γ_2	γ_3		
FAD	slitina hliníku	2124-T851	krut	0.638	0.635	0.646		
FIN		76S-T61		0.717	0.808	0.695		
KLN		76S-T61		0.437	0.272	0.516		
Ro01		AlCuMg1		0.541	0.541	0.609		
SAL		14S-T		0.875	1.035	0.758		
ZSX		2A12-T4		0.629	0.655	0.631		
FIN		76S-T61		ohyb	0.627	0.683	0.581	
KLN		76S-T61	0.355		0.363	0.457		
SAL		14S-T	0.711		0.840	0.654		
FAD		litina	2124-T851	tah-tlak	0.551	0.418	0.493	
GBA			24S-T3		0.436	0.408	0.515	
GBB			75S-T6		0.759	0.787	0.421	
Ro01			AlCuMg1		0.478	0.478	0.508	
ZSX			2A12-T4		0.224	0.224	0.186	
Ra01	EN-GJV-450		0.451		0.392	0.433		
BAI	ocel		34CrMo4		krut	0.816	0.816	0.802
MCP		En25T	0.792	0.875		0.724		
SiB		XC48	0.718	0.718		0.683		
BAB		Ck 35	tah-tlak	0.613	0.615	0.552		
BAI		34CrMo4		0.604	0.608	0.586		
FA01		S40C		0.351	0.627	0.627		
GBC		SAE-4130		0.943	0.467	0.501		
GiB		DP590		0.738	0.704	0.783		
MCP		En25T		0.648	0.637	0.542		
SiB		XC48		0.729	0.729	0.778		
PRŮMĚR				0.62	0.61	0.59		
SMĚRODATNÁ ODCHYLKA				17.17%	19.52%	13.67%		
MINIMÁLNÍ HODNOTA				0.22	0.22	0.19		
MAXIMÁLNÍ HODNOTA				0.94	1.04	0.80		

Tab. A2: Stanovené koeficienty α pro Kwofíeho metodu α_1 – přímý výpočet z Kwofíeho rovnice ze všech interpolovaných dat α_2 – přímý výpočet z Kwofíeho rovnice z dat při $R = 0$ α_3 – vícenásobná lineární regrese

Datový set	Material group	Materiál	Typ namáhání	α_1	α_2	α_3		
FAD	slitina hliníku	2124-T851	krut	0.906	0.897	0.929		
FIN		76S-T61		0.613	0.410	0.572		
KLN		76S-T61		1.697	2.377	1.418		
Ro		AlCuMg1		1.331	1.331	1.031		
SAL		14S-T		-	-	-		
ZSX		2A12-T4		0.717	0.656	0.707		
FIN		76S-T61	ohyb	0.642	0.582	0.707		
KLN		76S-T61		1.907	1.909	1.592		
SAL		14S-T		0.465	0.285	0.559		
FAD		litina	2124-T851	tah-tlak	1.005	1.237	1.152	
GBA			24S-T3		1.241	1.344	0.991	
GBB			75S-T6		0.410	0.439	1.232	
Ro	AlCuMg1		1.224		1.224	1.196		
ZSX	2A12-T4		1.407		1.407	1.462		
Ra	EN-GJV-450		1.386		1.517	1.430		
BAI	ocel	34CrMo4	krut	0.374	0.374	0.393		
MCP		En25T		0.300	0.193	0.392		
SiB		XC48		0.278	0.278	0.309		
BAB		Ck 35	tah-tlak	0.683	0.682	0.778		
BAI		34CrMo4		0.667	0.669	0.704		
FA		S40C		1.110	0.632	0.633		
GBC		SAE-4130		0.124	0.493	0.902		
GiB		DP590		0.469	0.596	0.341		
MCP		En25T		0.574	0.597	0.723		
SiB		XC48		0.436	0.436	0.383		
PRŮMĚR				0.83	0.86	0.86		
SMĚRODATNÁ ODCHYLKA				47.17%	55.11%	38.10%		
MINIMÁLNÍ HODNOTA				0.12	0.19	0.31		
MAXIMÁLNÍ HODNOTA				1.91	2.38	1.59		

Tab. A3: Stanovené koeficienty k pro Bergmannovu metodu k_1 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice ze všech interpolovaných dat k_2 – přímý výpočet z Bergmannovy rovnice z dat při $R = 0$

Datový set	Skupina materiálů	Materiál	Typ namáhání	k_1	k_2	
FAD	Al slitina	2124-T851	krut	0.634	0.666	
FIN		76S-T61		0.491	0.316	
KLN		76S-T61		0.701	0.660	
Ro		AlCuMg1		0.889	0.889	
SAL		14S-T		0.172	0.245	
ZSX		2A12-T4		0.712	0.623	
FIN		76S-T61	ohyb	0.682	0.752	
KLN		76S-T61		1.391	1.253	
SAL		14S-T		0.496	0.419	
FAD		litina	2124-T851	tah-tlak	1.015	1.246
GBA			24S-T3		1.202	1.276
GBB			75S-T6		0.469	0.413
Ro			AlCuMg1		1.072	1.072
ZSX			2A12-T4		1.890	1.890
Ra	EN-GJV-450		1.184		1.335	
BAI	ocel		34CrMo4		krut	0.211
MCP		En25T	0.365	0.438		
SiB		XC48	0.481	0.481		
BAB		Ck 35	tah-tlak	0.713	0.708	
BAI		34CrMo4		0.735	0.726	
FA01		S40C		1.265	0.678	
GBC		SAE-4130		0.143	0.616	
GiB		DP590		0.463	0.374	
MCP		En25T		0.703	1.016	
SiB		XC48		0.468	0.468	
PRŮMĚR				0.74	0.75	
SMĚRODATNÁ ODCHYLKA				40.85%	40.08%	
MINIMÁLNÍ HODNOTA				0.14	0.21	
MAXIMÁLNÍ HODNOTA				1.89	1.89	

PŘÍLOHA B: EKVIVALENTNÍ AMPLITUDA NAPĚTÍ

Tab. B1: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy přes všechna nasbíraná data
(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

Hodnoty	Průměr	SD	Minimum	Maximum
ASME	-1.2%	31.9%	-53.0%	205.9%
Bagci	-15.8%	19.8%	-57.4%	81.3%
Bergmann k_1	-3.2%	9.1%	-39.6%	27.1%
Bergmann k_2	-1.6%	11.4%	-47.0%	46.8%
Bergmann $k=0.4$	-9.0%	14.2%	-43.3%	56.5%
Gerber	-2.7%	27.2%	-48.2%	237.7%
Goodman	28.1%	54.2%	-27.8%	558.6%
Kwofie α_1	-3.2%	11.3%	-45.3%	30.3%
Kwofie α_2	-1.8%	13.0%	-43.9%	38.0%
Kwofie α_3	0.2%	10.1%	-32.2%	53.8%
Kwofie $\alpha=1$	5.9%	17.3%	-35.3%	57.6%
Morrow	1.1%	32.6%	-54.1%	244.1%
NASALIFE	1.4%	30.8%	-42.3%	139.8%
Sek_Al	-3.8%	27.9%	-53.6%	168.7%
Sek_ocel	19.5%	80.1%	-48.6%	741.2%
Smith	76.8%	116.2%	-48.2%	1184.4%
Soderberg	100.3%	380.6%	-3710.2%	3332.6%
SWT	5.3%	12.8%	-24.8%	44.1%
Walker γ_1	-3.6%	10.3%	-44.0%	26.9%
Walker γ_2	-2.4%	12.4%	-46.1%	46.8%
Walker γ_3	0.3%	8.3%	-29.3%	36.8%

Tab. B2: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle druhu materiálu
(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr			směrodatná odchylka			minimum			maximum		
	litina	ocel	slitina hliníku	litina	ocel	slitina hliníku	litina	ocel	slitina hliníku	litina	ocel	slitina hliníku
ASME	14.1%	-2.0%	-2.7%	47.3%	13.9%	35.2%	-40.1%	-32.8%	-53.0%	105.1%	41.4%	205.9%
Bagci	-2.8%	-13.7%	-18.5%	44.4%	12.0%	17.0%	-51.3%	-42.9%	-57.4%	81.3%	9.0%	77.4%
Bergmann k1	-7.8%	-2.2%	-3.1%	10.0%	9.6%	8.7%	-36.0%	-39.6%	-35.2%	4.8%	17.7%	27.1%
Bergmann k2	-10.1%	0.1%	-1.3%	15.2%	6.7%	12.2%	-47.0%	-18.5%	-37.7%	8.8%	18.8%	46.8%
Bergmann k=0.4	-3.2%	-5.2%	-11.5%	29.4%	8.8%	12.9%	-40.9%	-27.4%	-43.3%	56.5%	11.0%	26.1%
Gerber	8.8%	-0.9%	-5.0%	45.5%	13.4%	28.7%	-40.3%	-27.7%	-48.2%	99.6%	66.1%	237.7%
Goodman	3.8%	33.1%	28.8%	15.7%	30.9%	64.4%	-14.7%	-12.0%	-27.8%	44.4%	186.4%	558.6%
Kwofie α1	-3.9%	-2.4%	-3.4%	9.9%	10.6%	11.8%	-31.0%	-43.5%	-45.3%	15.6%	25.4%	30.3%
Kwofie α2	-2.5%	-1.1%	-2.1%	11.7%	8.7%	14.7%	-34.5%	-31.6%	-43.9%	19.5%	19.5%	38.0%
Kwofie α3	-3.5%	2.3%	-0.3%	10.3%	8.1%	10.8%	-32.2%	-15.5%	-30.6%	14.0%	47.4%	53.8%
Kwofie α=1	-6.6%	16.3%	2.5%	15.6%	14.5%	16.3%	-25.2%	-13.2%	-35.3%	30.7%	68.7%	57.6%
Morrow	-6.1%	24.7%	-9.4%	32.1%	42.4%	18.5%	-42.3%	-16.5%	-54.1%	57.9%	244.1%	55.2%
NASALIFE	-1.2%	-9.0%	6.6%	26.3%	13.6%	35.7%	-39.4%	-27.5%	-42.3%	46.0%	32.9%	139.8%
Sek_Al	11.5%	-3.7%	-5.7%	45.6%	13.0%	29.8%	-41.4%	-34.4%	-53.6%	96.8%	33.5%	168.7%
Sek_ocel	36.5%	9.5%	22.2%	90.5%	24.1%	94.6%	-32.2%	-22.6%	-48.6%	448.2%	99.7%	741.2%
Smith	12.8%	83.0%	82.0%	44.2%	67.3%	136.9%	-48.2%	-27.4%	-31.0%	148.9%	393.7%	1184.4%
Soderberg	95.7%	75.3%	112.8%	366.1%	79.7%	461.4%	-22.4%	-13.8%	-3710.2%	1991.0%	359.2%	3332.6%
SWT	-5.7%	9.2%	4.9%	9.4%	9.0%	13.9%	-24.8%	-12.3%	-22.2%	13.5%	32.5%	44.1%
Walker γ1	-4.7%	-2.7%	-3.9%	8.5%	10.6%	10.3%	-28.1%	-44.0%	-43.7%	8.6%	22.7%	26.9%
Walker γ2	-3.3%	0.8%	-3.8%	10.1%	7.9%	14.1%	-31.9%	-13.8%	-46.1%	13.0%	35.7%	46.8%
Walker γ3	-4.3%	2.4%	-0.1%	8.7%	6.9%	8.6%	-29.3%	-11.9%	-23.2%	6.8%	32.4%	36.8%

Tab. B3: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle počtu cyklů
(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr			směrodatná odchylka			minimum			maximum		
	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ
ASME	2.5%	-2.3%	-1.2%	28.3%	27.3%	38.1%	-30.2%	-46.1%	-53.0%	105.1%	205.9%	185.7%
Bagci	-16.3%	-15.6%	-16.0%	15.4%	19.8%	21.2%	-48.3%	-51.3%	-57.4%	25.9%	77.4%	81.3%
Bergmann k1	-3.4%	-3.5%	-2.8%	10.6%	9.2%	8.6%	-36.0%	-39.6%	-39.2%	27.1%	17.7%	11.0%
Bergmann k2	-2.6%	-1.8%	-0.9%	12.6%	11.0%	11.5%	-47.0%	-42.4%	-29.2%	26.9%	22.7%	46.8%
Bergmann k=0.4	-9.9%	-9.9%	-7.4%	13.7%	13.9%	14.8%	-40.9%	-43.3%	-39.8%	26.1%	27.3%	56.5%
Gerber	-1.4%	-0.4%	-6.0%	17.6%	31.8%	23.5%	-30.0%	-41.4%	-48.2%	61.6%	237.7%	99.6%
Goodman	33.8%	34.7%	17.6%	37.4%	67.1%	37.4%	-14.7%	-27.8%	-24.0%	202.9%	558.6%	216.5%
Kwofie α_1	-0.8%	-3.6%	-3.5%	13.1%	11.3%	10.5%	-45.3%	-43.4%	-43.5%	30.3%	25.4%	15.6%
Kwofie α_2	2.1%	-2.8%	-2.1%	15.7%	12.0%	12.8%	-43.9%	-42.6%	-35.0%	38.0%	31.6%	36.5%
Kwofie α_3	6.4%	-0.1%	-1.7%	14.7%	9.4%	7.9%	-32.2%	-26.2%	-30.6%	53.8%	47.4%	15.9%
Kwofie $\alpha=1$	10.8%	7.2%	2.4%	16.1%	18.4%	15.5%	-19.8%	-30.1%	-35.3%	57.6%	68.7%	42.3%
Morrow	10.4%	3.3%	-5.3%	31.4%	39.4%	20.2%	-42.3%	-54.1%	-49.6%	98.7%	244.1%	57.9%
NASALIFE	-8.1%	-0.6%	7.3%	20.0%	25.2%	38.6%	-39.4%	-42.3%	-36.9%	59.3%	90.7%	139.8%
Sek_A1	-0.7%	-4.6%	-3.8%	24.2%	24.5%	33.0%	-31.1%	-46.8%	-53.6%	78.7%	168.7%	145.9%
Sek_ocel	28.9%	15.1%	21.5%	78.9%	59.5%	100.7%	-25.0%	-41.8%	-48.6%	448.2%	566.9%	741.2%
Smith	88.7%	91.1%	54.4%	85.7%	142.2%	82.0%	-48.2%	-41.6%	-26.9%	467.5%	1184.4%	469.0%
Soderberg	153.3%	61.5%	128.8%	317.6%	383.9%	395.3%	-22.4%	-3710.2%	-17.9%	1991.0%	2099.9%	3332.6%
SWT	3.5%	4.1%	7.5%	12.2%	12.3%	13.5%	-24.8%	-22.2%	-18.8%	36.4%	41.8%	44.1%
Walker γ_1	-3.9%	-4.1%	-2.7%	11.3%	10.3%	9.8%	-43.7%	-44.0%	-43.6%	26.9%	22.7%	10.6%
Walker γ_2	-3.3%	-3.1%	-1.1%	12.1%	11.7%	13.4%	-46.1%	-40.8%	-36.7%	26.1%	35.7%	46.8%
Walker γ_3	0.3%	-0.4%	1.1%	10.8%	8.0%	7.5%	-29.3%	-23.2%	-18.0%	36.8%	32.4%	27.3%

Tab. B4: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle asymetrie cyklu
(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr			směrodatná odchylka			minimum			maximum		
	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0
ASME	29.3%	-8.0%	-0.5%	28.0%	9.6%	39.7%	2.3%	-33.0%	-53.0%	98.8%	22.4%	205.9%
Bagci	22.8%	-12.2%	-24.0%	22.2%	10.3%	17.3%	1.5%	-41.4%	-57.4%	81.3%	20.3%	77.4%
Bergmann k1	-10.1%	0.3%	-4.8%	9.4%	5.2%	10.3%	-36.0%	-17.7%	-39.6%	2.1%	27.1%	17.7%
Bergmann k2	-16.4%	1.4%	-1.6%	12.8%	6.9%	12.2%	-47.0%	-18.5%	-37.7%	2.6%	26.9%	46.8%
Bergmann k=0.4	12.1%	-4.9%	-15.0%	16.4%	9.2%	13.1%	-5.6%	-33.5%	-43.3%	56.5%	26.1%	14.1%
Gerber	30.0%	-7.6%	-3.7%	27.9%	10.1%	32.2%	2.9%	-34.3%	-48.2%	99.6%	23.9%	237.7%
Goodman	0.9%	10.9%	44.7%	13.1%	16.8%	68.5%	-14.7%	-22.6%	-27.8%	36.2%	60.0%	558.6%
Kwofie α1	-5.8%	0.4%	-5.4%	9.9%	5.1%	13.8%	-31.0%	-16.4%	-45.3%	15.6%	29.0%	30.3%
Kwofie α2	-7.9%	0.8%	-2.9%	10.5%	7.9%	15.6%	-34.5%	-16.2%	-43.9%	10.9%	38.0%	36.5%
Kwofie α3	-6.8%	2.3%	-0.3%	10.3%	8.3%	10.8%	-32.2%	-17.0%	-30.6%	14.0%	48.6%	53.8%
Kwofie α=1	-1.4%	6.6%	6.4%	12.4%	12.9%	20.2%	-19.8%	-23.5%	-35.3%	30.7%	42.8%	68.7%
Morrow	11.1%	1.0%	-0.3%	17.4%	14.8%	42.2%	-7.5%	-28.9%	-54.1%	57.9%	47.4%	244.1%
NASALIFE	-5.7%	-11.5%	11.9%	9.6%	11.1%	38.0%	-24.8%	-42.3%	-39.4%	13.5%	20.2%	139.8%
Sek_Al	28.6%	-8.5%	-4.9%	27.3%	9.6%	33.7%	2.2%	-34.0%	-53.6%	96.8%	22.2%	168.7%
Sek_ocel	34.0%	-4.9%	35.5%	32.6%	10.1%	105.6%	2.8%	-31.3%	-48.6%	111.4%	23.7%	741.2%
Smith	-20.4%	34.5%	122.1%	12.2%	32.6%	141.1%	-48.2%	-12.0%	-11.3%	1.0%	135.2%	1184.4%
Soderberg	-3.7%	24.9%	170.8%	11.0%	23.4%	511.8%	-22.4%	-17.7%	-3710.2%	25.5%	88.2%	3332.6%
SWT	-5.7%	5.6%	6.7%	9.6%	9.5%	14.6%	-24.8%	-22.2%	-21.4%	13.5%	34.4%	44.1%
Walker γ1	-6.4%	0.6%	-6.2%	8.4%	4.9%	12.3%	-28.1%	-14.3%	-44.0%	8.6%	26.9%	22.7%
Walker γ2	-9.1%	0.7%	-3.7%	9.3%	7.4%	15.0%	-31.9%	-14.9%	-46.1%	3.1%	26.1%	46.8%
Walker γ3	-7.6%	2.7%	-0.4%	9.0%	7.1%	8.2%	-29.3%	-16.7%	-23.2%	6.8%	36.8%	32.4%

Tab. B5: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a typu namáhání (průměr, směrodatná odchylka)
 (pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr						směrodatná odchylka					
	litina	ocel		slitina hliníku			litina	ocel		slitina hliníku		
	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak
ASME	14.1%	6.4%	-4.1%	10.2%	-3.5%	-11.6%	47.3%	11.5%	13.8%	45.8%	21.9%	29.1%
Bagci	-2.8%	-6.3%	-15.5%	-15.2%	-13.1%	-23.7%	44.4%	7.2%	12.3%	11.8%	13.5%	20.1%
Bergmann k1	-7.8%	-1.3%	-2.4%	-1.6%	-0.6%	-5.7%	10.0%	2.7%	10.6%	6.9%	5.1%	10.6%
Bergmann k2	-10.1%	-0.3%	0.2%	-2.7%	-1.1%	-0.4%	15.2%	2.7%	7.3%	7.1%	5.9%	16.8%
Bergmann k=0.4	-3.2%	0.5%	-6.6%	-3.7%	-9.2%	-18.3%	29.4%	3.2%	9.2%	9.4%	7.1%	13.9%
Gerber	8.8%	10.0%	-3.5%	-9.0%	7.3%	-8.8%	45.5%	21.5%	8.9%	11.1%	36.6%	31.0%
Goodman	3.8%	53.8%	28.1%	11.7%	56.9%	25.8%	15.7%	52.2%	20.8%	20.3%	84.9%	67.8%
Kwofie α1	-3.9%	-0.8%	-2.8%	0.8%	-0.9%	-7.9%	9.9%	2.4%	11.7%	7.5%	6.3%	14.7%
Kwofie α2	-2.5%	-2.8%	-0.7%	0.7%	-4.8%	-2.6%	11.7%	4.0%	9.4%	11.3%	8.6%	18.7%
Kwofie α3	-3.5%	1.5%	2.4%	-0.4%	0.9%	-0.9%	10.3%	1.8%	9.0%	7.2%	6.3%	14.4%
Kwofie α=1	-6.6%	29.1%	13.2%	4.9%	14.2%	-5.5%	15.6%	16.9%	12.1%	13.4%	17.6%	12.9%
Morrow	-6.1%	9.1%	28.4%	-1.0%	0.2%	-20.6%	32.1%	11.9%	46.1%	15.6%	12.5%	17.0%
NASALIFE	-1.2%	-11.4%	-8.5%	4.4%	0.4%	11.7%	26.3%	5.8%	14.8%	38.0%	27.5%	37.4%
Sek_Al	11.5%	4.4%	-5.7%	6.2%	-6.1%	-14.0%	45.6%	9.9%	12.9%	38.4%	18.0%	24.7%
Sek_ocel	36.5%	20.0%	6.9%	43.8%	16.5%	9.8%	90.5%	23.4%	23.7%	117.5%	56.9%	90.5%
Smith	12.8%	119.0%	74.4%	39.7%	136.9%	82.7%	44.2%	108.5%	50.2%	43.1%	177.6%	146.4%
Soderberg	95.7%	99.2%	69.5%	203.9%	115.6%	45.5%	366.1%	77.8%	79.5%	421.1%	200.9%	570.1%
SWT	-5.7%	15.8%	7.7%	15.1%	7.7%	-4.1%	9.4%	6.1%	8.8%	13.8%	9.0%	9.8%
Walker γ1	-4.7%	-0.8%	-3.1%	-0.6%	-1.3%	-7.6%	8.5%	2.8%	11.7%	6.8%	6.0%	12.8%
Walker γ2	-3.3%	-3.0%	1.7%	-3.7%	-6.2%	-2.5%	10.1%	4.4%	8.3%	12.1%	8.8%	17.4%
Walker γ3	-4.3%	1.7%	2.5%	1.3%	0.7%	-1.6%	8.7%	2.2%	7.6%	6.5%	5.5%	10.8%

Tab. B6: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a typu namáhání (minimum, maximum)

(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	minimum						maximum					
	litina		ocel		slitina hliníku		litina		ocel		slitina hliníku	
	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak
ASME	-40.1%	-6.7%	-32.8%	-30.0%	-32.1%	-53.0%	105.1%	25.9%	41.4%	205.9%	78.2%	185.7%
Bagci	-51.3%	-13.6%	-42.9%	-36.5%	-33.3%	-57.4%	81.3%	9.0%	8.6%	2.4%	47.3%	77.4%
Bergmann k1	-36.0%	-5.5%	-39.6%	-17.7%	-15.6%	-35.2%	4.8%	4.2%	17.7%	17.7%	10.0%	27.1%
Bergmann k2	-47.0%	-5.5%	-18.5%	-20.5%	-19.2%	-37.7%	8.8%	4.2%	18.8%	12.9%	7.1%	46.8%
Bergmann k=0.4	-40.9%	-6.5%	-27.4%	-23.2%	-27.1%	-43.3%	56.5%	6.6%	11.0%	14.1%	4.4%	26.1%
Gerber	-40.3%	-2.2%	-27.7%	-29.9%	-32.0%	-48.2%	99.6%	66.1%	26.0%	27.1%	157.3%	237.7%
Goodman	-14.7%	14.4%	-12.0%	-18.8%	-22.6%	-27.8%	44.4%	186.4%	90.7%	89.6%	379.6%	558.6%
Kwofie $\alpha 1$	-31.0%	-5.3%	-43.5%	-19.1%	-18.2%	-45.3%	15.6%	3.4%	25.4%	30.3%	13.3%	29.0%
Kwofie $\alpha 2$	-34.5%	-9.0%	-31.6%	-26.8%	-27.4%	-43.9%	19.5%	3.4%	19.5%	36.5%	7.6%	38.0%
Kwofie $\alpha 3$	-32.2%	-2.1%	-15.5%	-20.7%	-17.0%	-30.6%	14.0%	5.6%	47.4%	27.7%	19.9%	53.8%
Kwofie $\alpha=1$	-25.2%	12.9%	-13.2%	-19.9%	-23.5%	-35.3%	30.7%	68.7%	55.0%	57.6%	54.4%	42.8%
Morrow	-42.3%	-1.2%	-16.5%	-28.9%	-28.9%	-54.1%	57.9%	32.8%	244.1%	55.2%	43.8%	32.2%
NASALIFE	-39.4%	-21.0%	-27.5%	-31.7%	-33.3%	-42.3%	46.0%	-2.8%	32.9%	139.8%	75.9%	108.7%
Sek_Al	-41.4%	-7.6%	-34.4%	-30.6%	-32.2%	-53.6%	96.8%	21.2%	33.5%	168.7%	61.1%	138.6%
Sek_ocel	-32.2%	-1.3%	-22.6%	-29.0%	-31.3%	-48.6%	448.2%	61.2%	99.7%	566.9%	226.1%	741.2%
Smith	-48.2%	31.7%	-27.4%	-5.9%	-12.0%	-31.0%	148.9%	393.7%	188.6%	182.8%	794.2%	1184.4%
Soderberg	-22.4%	17.3%	-13.8%	-12.5%	-17.7%	-3710.2%	1991.0%	240.7%	359.2%	2099.9%	842.3%	3332.6%
SWT	-24.8%	8.3%	-12.3%	-12.6%	-18.2%	-22.2%	13.5%	27.5%	32.5%	44.1%	24.0%	34.4%
Walker $\gamma 1$	-28.1%	-5.1%	-44.0%	-19.1%	-18.6%	-43.7%	8.6%	4.1%	22.7%	17.3%	10.6%	26.9%
Walker $\gamma 2$	-31.9%	-9.2%	-13.8%	-36.7%	-30.0%	-46.1%	13.0%	4.1%	35.7%	29.0%	10.1%	46.8%
Walker $\gamma 3$	-29.3%	-1.6%	-11.9%	-13.3%	-16.7%	-23.2%	6.8%	6.6%	32.4%	19.1%	8.3%	36.8%

Tab. B7: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a asymetrie cyklu (průměr, směrodatná odchylka)
 (pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr									směrodatná odchylka								
	litina		ocel			slitina hliníku				litina		ocel			slitina hliníku			
	R<-1	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0	R<-1	-1<R<0	R≥0		
ASME	53.6%	-20.5%	5.8%	-4.4%	-1.0%	7.7%	-9.8%	2.2%	21.2%	34.8%	1.5%	6.1%	18.7%	4.2%	10.5%	45.9%		
Bagci	41.8%	-41.7%	4.6%	-9.5%	-20.1%	5.9%	-13.6%	-23.5%	17.5%	8.6%	0.9%	8.4%	11.3%	3.3%	11.0%	18.9%		
Bergmann k1	-11.7%	-4.3%	-4.1%	0.5%	-4.4%	-14.0%	0.2%	-5.1%	12.2%	6.0%	3.4%	3.7%	12.8%	2.6%	5.9%	9.6%		
Bergmann k2	-21.3%	-0.4%	-5.5%	3.2%	-1.9%	-19.1%	0.5%	-1.7%	14.8%	6.1%	7.3%	4.7%	7.0%	2.5%	7.6%	14.4%		
Bergmann k=0.4	25.5%	-28.4%	0.5%	-1.7%	-9.2%	-1.5%	-6.5%	-15.8%	13.9%	7.6%	2.4%	6.0%	9.7%	3.0%	10.1%	13.5%		
Gerber	54.0%	-30.7%	6.3%	-2.2%	-0.8%	9.0%	-10.3%	-1.7%	21.4%	6.4%	1.9%	6.6%	17.8%	4.9%	10.4%	37.1%		
Goodman	9.8%	-1.4%	-5.7%	23.0%	47.6%	-9.4%	4.8%	49.1%	13.5%	16.0%	5.9%	15.1%	35.1%	0.4%	14.2%	80.4%		
Kwofie α1	-4.7%	-3.2%	-3.3%	0.4%	-4.8%	-10.7%	0.4%	-6.0%	13.6%	5.2%	2.9%	3.7%	14.2%	0.9%	5.8%	14.4%		
Kwofie α2	-8.1%	2.4%	-2.3%	0.9%	-2.8%	-14.1%	0.8%	-3.6%	13.7%	6.9%	3.9%	5.6%	10.8%	1.7%	8.8%	17.9%		
Kwofie α3	-5.8%	-1.4%	-3.3%	5.1%	0.5%	-12.9%	0.9%	-0.5%	13.7%	5.7%	5.0%	6.8%	8.7%	1.4%	8.7%	12.1%		
Kwofie α=1	6.0%	-17.8%	-6.4%	15.8%	19.9%	-10.6%	2.0%	3.6%	13.7%	5.2%	6.5%	8.9%	16.4%	0.9%	12.2%	19.0%		
Morrow	25.3%	-33.5%	-3.1%	12.7%	39.3%	-1.2%	-4.9%	-13.2%	15.0%	8.6%	3.8%	14.6%	55.1%	1.5%	11.0%	22.3%		
NASALIFE	-1.5%	-0.9%	-6.1%	-10.5%	-8.1%	-13.6%	-12.0%	22.0%	10.9%	35.2%	6.4%	9.0%	17.3%	2.6%	12.1%	41.0%		
Sek_Al	52.2%	-24.2%	5.6%	-5.0%	-3.9%	7.5%	-10.2%	-2.9%	20.7%	27.4%	1.4%	6.3%	17.2%	4.1%	10.5%	38.7%		
Sek_ocel	62.2%	13.9%	6.5%	-0.4%	18.7%	8.8%	-7.1%	45.4%	24.9%	118.8%	2.0%	6.0%	31.4%	4.8%	10.9%	122.5%		
Smith	-20.9%	42.3%	-15.9%	56.5%	120.8%	-24.6%	23.4%	132.3%	14.6%	40.1%	11.9%	34.6%	68.5%	3.9%	25.2%	167.0%		
Soderberg	2.0%	177.7%	-7.6%	35.0%	123.1%	-10.5%	19.9%	190.4%	13.1%	493.5%	6.1%	21.8%	88.5%	0.6%	22.6%	611.8%		
SWT	-1.5%	-9.4%	-6.1%	9.9%	10.9%	-13.6%	3.5%	6.9%	10.9%	6.0%	6.4%	5.4%	9.8%	2.6%	10.4%	15.7%		
Walker γ1	-4.8%	-4.7%	-4.5%	0.2%	-5.0%	-11.8%	0.7%	-6.9%	11.0%	5.9%	3.7%	3.9%	14.3%	2.7%	5.4%	11.9%		
Walker γ2	-8.6%	1.4%	-3.4%	2.2%	0.2%	-16.4%	0.0%	-5.9%	11.1%	6.4%	4.7%	8.4%	7.7%	2.5%	6.8%	17.4%		
Walker γ3	-6.0%	-2.9%	-4.9%	5.0%	1.0%	-13.9%	1.6%	-0.7%	11.0%	5.9%	6.3%	6.1%	6.6%	2.6%	7.4%	8.9%		

Tab. B8: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a asymetrie cyklu (minimum, maximum)

(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	minimum									maximum							
	litina		ocel			slitina hliníku				litina		ocel			slitina hliníku		
	R<-1	R>=0	R<-1	-1<R<0	R>=0	R<-1	-1<R<0	R>=0	R<-1	R>=0	R<-1	-1<R<0	R>=0	R<-1	-1<R<0	R>=0	
ASME	34.7%	-40.1%	3.2%	-17.1%	-32.8%	2.3%	-33.0%	-53.0%	98.8%	105.1%	7.7%	8.8%	41.4%	14.1%	22.4%	205.9%	
Bagci	21.8%	-51.3%	3.2%	-22.9%	-42.9%	1.5%	-41.4%	-57.4%	81.3%	-28.9%	5.7%	8.6%	9.0%	10.7%	20.3%	77.4%	
Bergmann k1	-36.0%	-14.9%	-6.9%	-7.1%	-39.6%	-17.5%	-17.7%	-35.2%	2.1%	4.8%	2.1%	9.5%	17.7%	-10.2%	27.1%	17.7%	
Bergmann k2	-47.0%	-10.8%	-12.6%	-4.4%	-18.5%	-22.4%	-18.5%	-37.7%	-3.7%	8.8%	2.6%	13.3%	18.8%	-15.5%	26.9%	46.8%	
Bergmannk=0.4	3.6%	-40.9%	-2.3%	-14.0%	-27.4%	-5.6%	-33.5%	-43.3%	56.5%	-16.1%	2.8%	11.0%	10.4%	2.8%	26.1%	14.1%	
Gerber	35.2%	-40.3%	3.2%	-13.3%	-27.7%	2.9%	-34.3%	-48.2%	99.6%	-16.3%	8.9%	8.9%	66.1%	16.6%	23.9%	237.7%	
Goodman	-14.7%	-14.6%	-12.0%	1.9%	9.7%	-10.3%	-22.6%	-27.8%	36.2%	44.4%	2.1%	60.0%	186.4%	-9.1%	46.4%	558.6%	
Kwofie α1	-31.0%	-11.7%	-6.5%	-7.1%	-43.5%	-12.4%	-16.4%	-45.3%	15.6%	8.7%	2.0%	9.3%	25.4%	-9.9%	29.0%	30.3%	
Kwofie α2	-34.5%	-6.6%	-6.8%	-9.0%	-31.6%	-17.0%	-16.2%	-43.9%	10.9%	19.5%	2.5%	13.6%	19.5%	-12.4%	38.0%	36.5%	
Kwofie α3	-32.2%	-10.0%	-8.9%	-4.5%	-15.5%	-15.4%	-17.0%	-30.6%	14.0%	12.2%	2.5%	28.3%	47.4%	-11.5%	48.6%	53.8%	
Kwofie α=1	-19.8%	-25.2%	-13.2%	1.0%	-11.1%	-12.3%	-23.5%	-35.3%	30.7%	-12.5%	2.1%	35.6%	68.7%	-9.9%	42.8%	57.6%	
Morrow	1.7%	-42.3%	-7.5%	-3.9%	-16.5%	-3.3%	-28.9%	-54.1%	57.9%	-22.1%	2.3%	47.4%	244.1%	0.7%	32.2%	55.2%	
NASALIFE	-24.8%	-39.4%	-12.3%	-24.0%	-27.5%	-17.2%	-42.3%	-36.9%	13.5%	46.0%	2.3%	8.6%	32.9%	-9.8%	20.2%	139.8%	
Sek_Al	33.7%	-41.4%	3.2%	-17.8%	-34.4%	2.2%	-34.0%	-53.6%	96.8%	74.1%	7.5%	8.8%	33.5%	13.7%	22.2%	168.7%	
Sek_ocel	40.6%	-32.2%	3.2%	-12.6%	-22.6%	2.8%	-31.3%	-48.6%	111.4%	448.2%	9.0%	11.1%	99.7%	16.3%	23.7%	741.2%	
Smith	-48.2%	8.4%	-27.4%	11.2%	51.3%	-31.0%	-12.0%	-11.3%	0.8%	148.9%	1.0%	135.2%	393.7%	-20.0%	104.8%	1184.4%	
Soderberg	-22.4%	-1.1%	-13.8%	6.0%	24.6%	-11.7%	-17.7%	-3710.2%	25.5%	1991.0%	1.7%	82.7%	359.2%	-10.0%	88.2%	3332.6%	
SWT	-24.8%	-20.3%	-12.3%	-2.2%	-4.6%	-17.2%	-22.2%	-21.4%	13.5%	0.3%	2.3%	21.7%	32.5%	-9.8%	34.4%	44.1%	
Walker γ1	-28.1%	-14.7%	-7.4%	-8.3%	-44.0%	-15.4%	-14.3%	-43.7%	8.6%	4.1%	2.0%	9.3%	22.7%	-7.9%	26.9%	17.3%	
Walker γ2	-31.9%	-7.6%	-7.7%	-9.2%	-13.8%	-19.8%	-14.9%	-46.1%	3.1%	13.0%	2.5%	23.5%	35.7%	-12.7%	26.1%	46.8%	
Walker γ3	-29.3%	-12.6%	-10.9%	-3.7%	-11.9%	-17.4%	-16.7%	-23.2%	6.8%	6.7%	2.5%	21.7%	32.4%	-10.1%	36.8%	27.3%	

Tab. B9: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a počtu cyklů (průměr, směrodatná odchylka)
 (pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr									směrodatná odchylka								
	litina			ocel			slitina hliníku			litina			ocel			slitina hliníku		
	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ
ASME	20.3%	9.1%	16.0%	-4.5%	0.0%	-4.3%	3.5%	-4.9%	-2.2%	51.4%	41.1%	54.5%	16.3%	13.7%	12.7%	27.8%	30.9%	41.1%
Bageci	-20.2%	-3.8%	7.0%	-20.2%	-12.5%	-12.1%	-13.0%	-18.6%	-20.0%	34.4%	41.5%	51.6%	7.2%	11.6%	13.9%	13.5%	19.5%	14.6%
Bergmann k1	-15.2%	-10.6%	-1.2%	-2.4%	-1.3%	-3.7%	-1.6%	-3.9%	-2.7%	10.5%	9.7%	5.7%	3.2%	8.9%	12.9%	12.2%	8.9%	7.0%
Bergmann k2	-15.5%	-13.2%	-4.4%	-2.9%	0.7%	0.7%	0.2%	-2.1%	-0.9%	15.7%	16.0%	13.4%	3.2%	6.1%	8.7%	14.3%	11.8%	12.0%
Bergmann k=0.4	-19.4%	-4.9%	6.5%	-10.2%	-4.5%	-3.7%	-7.8%	-13.6%	-10.2%	23.2%	26.2%	33.1%	5.7%	8.5%	9.9%	14.5%	13.5%	11.3%
Gerber	-4.2%	8.0%	16.2%	-6.0%	1.9%	-3.3%	2.0%	-2.7%	-9.5%	33.0%	42.6%	54.9%	6.5%	15.8%	9.7%	18.2%	36.9%	19.1%
Goodman	7.4%	0.4%	5.5%	32.5%	39.6%	21.1%	39.9%	35.7%	17.9%	22.9%	7.4%	18.3%	15.8%	37.6%	17.6%	46.6%	81.6%	43.2%
Kwofie α1	-5.3%	-7.1%	0.0%	-1.0%	-1.6%	-4.7%	0.3%	-4.4%	-3.6%	14.8%	7.0%	9.0%	3.6%	9.9%	13.9%	16.4%	12.3%	9.3%
Kwofie α2	-1.4%	-5.9%	0.3%	-0.2%	-0.5%	-2.8%	4.3%	-3.7%	-2.2%	20.5%	10.8%	5.7%	4.9%	8.4%	10.6%	19.0%	13.7%	14.0%
Kwofie α3	-4.1%	-6.7%	0.1%	0.2%	3.1%	1.9%	12.4%	-1.2%	-3.1%	16.6%	8.1%	7.8%	4.7%	9.1%	7.6%	15.9%	9.1%	7.7%
Kwofie α=1	-14.5%	-9.2%	-0.2%	15.3%	19.3%	11.1%	13.1%	2.1%	-0.1%	5.8%	10.8%	20.6%	7.8%	16.4%	12.5%	17.0%	16.4%	14.7%
Morrow	-21.0%	-7.7%	3.0%	36.7%	28.9%	9.9%	0.0%	-10.1%	-11.3%	22.8%	28.4%	38.1%	30.1%	52.3%	16.4%	20.4%	20.2%	15.0%
NASALIFE	-10.4%	-4.1%	6.4%	-17.1%	-8.2%	-6.0%	-1.9%	4.2%	11.9%	27.8%	25.0%	27.1%	9.8%	13.9%	13.5%	21.4%	29.1%	44.1%
Sek_Al	12.8%	7.4%	14.9%	-6.7%	-2.0%	-5.4%	0.5%	-7.5%	-5.6%	42.6%	41.3%	54.2%	14.5%	12.6%	12.7%	24.2%	26.8%	34.1%
Sek_ocel	95.4%	20.6%	22.8%	10.1%	13.0%	2.4%	27.5%	15.7%	27.7%	177.8%	40.6%	56.4%	31.0%	25.4%	14.4%	66.4%	73.8%	119.0%
Smith	40.2%	6.8%	5.2%	88.2%	95.8%	56.1%	98.7%	97.9%	59.7%	77.1%	40.4%	17.5%	36.0%	80.1%	44.0%	106.0%	171.9%	93.8%
Soderberg	397.5%	26.7%	13.9%	92.3%	85.9%	45.4%	143.1%	51.4%	170.2%	796.1%	53.9%	12.0%	94.4%	85.9%	45.7%	241.3%	494.2%	470.1%
SWT	-15.4%	-8.3%	1.7%	6.2%	10.5%	8.7%	5.7%	1.9%	7.8%	7.7%	6.7%	6.4%	5.4%	9.0%	10.2%	12.8%	12.6%	14.9%
Walker γ1	-13.5%	-7.5%	2.4%	-2.6%	-1.8%	-4.4%	-2.7%	-5.1%	-2.8%	7.9%	6.6%	3.4%	3.4%	9.9%	14.2%	14.1%	10.7%	8.3%
Walker γ2	-10.9%	-6.3%	3.6%	-2.5%	1.3%	1.9%	-2.2%	-5.2%	-2.7%	10.4%	9.5%	6.0%	3.7%	9.0%	7.3%	15.2%	12.7%	15.2%
Walker γ3	-12.7%	-7.2%	2.7%	-1.3%	2.9%	3.6%	4.0%	-1.5%	0.1%	8.4%	7.2%	3.4%	4.6%	7.2%	7.0%	11.8%	7.8%	7.9%

Tab. B10: Vyhodnocení ekvivalentní amplitudy dle materiálu a počtu cyklů (minimum, maximum)

(pozn. kladná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	minimum									maximum								
	litina			ocel			slitina hliníku			litina			ocel			slitina hliníku		
	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ	NCÚ	SCÚ	VCÚ
ASME	-30.2%	-34.6%	-40.1%	-14.3%	-23.2%	-32.8%	-21.0%	-46.1%	-53.0%	105.1%	66.3%	98.8%	41.4%	37.9%	18.4%	91.4%	205.9%	185.7%
Bagci	-48.3%	-51.3%	-50.9%	-30.0%	-38.8%	-42.9%	-36.5%	-50.8%	-57.4%	25.9%	48.4%	81.3%	3.2%	9.0%	8.6%	20.3%	77.4%	7.6%
Bergmann k1	-36.0%	-30.6%	-14.7%	-9.4%	-39.6%	-39.2%	-35.2%	-32.2%	-18.4%	-8.5%	-2.1%	4.8%	2.1%	17.7%	9.5%	27.1%	13.4%	11.0%
Bergmann k2	-47.0%	-42.4%	-29.2%	-9.6%	-18.5%	-17.8%	-37.7%	-33.7%	-22.4%	-5.4%	1.2%	8.8%	2.6%	18.8%	12.3%	26.9%	22.7%	46.8%
Bergmann $k=0.4$	-40.9%	-37.2%	-31.5%	-20.4%	-27.4%	-26.8%	-38.3%	-43.3%	-39.8%	14.9%	27.3%	56.5%	2.8%	10.4%	11.0%	26.1%	11.4%	10.2%
Gerber	-30.0%	-37.1%	-40.3%	-12.1%	-15.7%	-27.7%	-18.1%	-41.4%	-48.2%	40.6%	66.9%	99.6%	10.8%	66.1%	8.9%	61.6%	237.7%	76.1%
Goodman	-14.7%	-9.6%	-14.6%	2.1%	-12.0%	-11.3%	-10.3%	-27.8%	-24.0%	44.4%	10.9%	36.2%	68.2%	186.4%	60.9%	202.9%	558.6%	216.5%
Kwofie $\alpha 1$	-31.0%	-23.4%	-11.7%	-8.3%	-43.4%	-43.5%	-45.3%	-43.3%	-36.3%	8.7%	-0.3%	15.6%	3.4%	25.4%	9.3%	30.3%	21.4%	14.2%
Kwofie $\alpha 2$	-34.5%	-27.1%	-6.6%	-8.3%	-29.0%	-31.6%	-43.9%	-42.6%	-35.0%	19.5%	8.1%	10.9%	10.4%	19.5%	11.4%	38.0%	31.6%	36.5%
Kwofie $\alpha 3$	-32.2%	-24.7%	-10.0%	-10.4%	-8.9%	-15.5%	-15.4%	-26.2%	-30.6%	12.2%	2.5%	14.0%	6.9%	47.4%	15.9%	53.8%	19.9%	12.4%
Kwofie $\alpha=1$	-19.8%	-23.5%	-25.2%	2.1%	-13.2%	-12.5%	-12.3%	-30.1%	-35.3%	-4.6%	7.2%	30.7%	36.1%	68.7%	35.6%	57.6%	54.4%	42.3%
Morrow	-42.3%	-42.3%	-41.4%	-1.7%	-7.5%	-16.5%	-39.6%	-54.1%	-49.6%	12.1%	26.8%	57.9%	98.7%	244.1%	45.3%	55.2%	43.8%	12.7%
NASALIFE	-39.4%	-36.4%	-31.9%	-27.5%	-24.0%	-26.8%	-30.5%	-42.3%	-36.9%	22.7%	33.8%	46.0%	2.3%	32.9%	23.6%	59.3%	90.7%	139.8%
Sek_Al	-31.1%	-37.1%	-41.4%	-15.4%	-26.0%	-34.4%	-22.0%	-46.8%	-53.6%	74.1%	64.2%	96.8%	33.5%	31.1%	15.0%	78.7%	168.7%	145.9%
Sek_ocel	-25.0%	-26.0%	-32.2%	-7.8%	-12.6%	-22.6%	-14.8%	-41.8%	-48.6%	448.2%	79.8%	111.4%	99.7%	86.9%	41.3%	243.3%	566.9%	741.2%
Smith	-48.2%	-41.6%	-21.6%	1.0%	-27.4%	-26.9%	-31.0%	-27.9%	-22.2%	148.9%	79.4%	35.9%	156.1%	393.7%	148.3%	467.5%	1184%	469.0%
Soderberg	-22.4%	-14.6%	-1.1%	1.7%	-13.8%	-13.1%	-11.7%	-3710%	-17.9%	1991%	160.5%	39.0%	359.2%	311.5%	165.3%	1001%	2100%	3333%
SWT	-24.8%	-18.4%	-7.6%	-1.5%	-11.6%	-12.3%	-14.5%	-22.2%	-18.8%	-2.5%	3.0%	13.5%	20.9%	32.5%	27.5%	36.4%	41.8%	44.1%
Walker $\gamma 1$	-28.1%	-22.0%	-4.1%	-10.0%	-44.0%	-43.6%	-43.7%	-38.1%	-29.1%	-4.9%	0.5%	8.6%	2.0%	22.7%	9.3%	26.9%	13.0%	10.6%
Walker $\gamma 2$	-31.9%	-26.1%	-9.2%	-10.3%	-13.8%	-9.9%	-46.1%	-40.8%	-36.7%	-5.0%	3.6%	13.0%	2.7%	35.7%	17.9%	26.1%	20.1%	46.8%
Walker $\gamma 3$	-29.3%	-23.2%	-5.7%	-11.9%	-10.5%	-10.9%	-14.7%	-23.2%	-18.0%	-5.7%	-0.4%	6.8%	4.8%	32.4%	16.1%	36.8%	16.4%	27.3%

PŘÍLOHA C: MEZ ÚNAVY PŘI NENULOVÉ STŘEDNÍ HODNOTĚ

Tab. C1: Vyhodnocení meze únavy přes všechna nasbíraná data
(pozn. záporná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr	SD	min	max
ASME	9.3%	23.4%	-65.5%	94.7%
Bagci	12.3%	29.0%	-81.9%	110.9%
Bergmann k=0.4	11.6%	24.2%	-28.1%	89.3%
Bergmann k1	0.4%	16.4%	-32.9%	73.4%
Bergmann k2	-2.2%	14.0%	-36.0%	33.3%
Clemson	-7.2%	30.2%	-87.9%	88.2%
Gerber	8.8%	19.5%	-45.0%	76.7%
Goodman	-18.1%	20.2%	-69.4%	28.3%
Kwofie $\alpha=1$	-5.7%	16.2%	-21.8%	41.6%
Kwofie $\alpha 1$	4.6%	17.7%	-27.4%	77.0%
Kwofie $\alpha 2$	2.2%	15.0%	-18.4%	49.6%
Kwofie $\alpha 3$	1.2%	10.6%	-32.8%	31.9%
Morrow	11.0%	26.8%	-63.4%	88.9%
Růžička 1	-18.7%	19.5%	-48.2%	32.0%
Růžička 1.5	-2.1%	18.7%	-34.7%	53.9%
Růžička 2	8.5%	18.5%	-60.7%	76.7%
Sek-Al	11.5%	23.2%	-84.2%	97.6%
Sek-ocel	-1.7%	26.6%	-83.0%	78.2%
Smith	-37.1%	22.3%	-95.2%	17.5%
Soderberg	-33.0%	26.7%	0.0%	23.4%
SWT	-14.2%	19.0%	-59.9%	28.5%

Tab. C2: Vyhodnocení meze únavy podle druhu materiálu
(pozn. záporná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr		směr. odchylka		minimum		maximum	
	ocel	slitina hliníku	ocel	slitina hliníku	ocel	slitina hliníku	ocel	slitina hliníku
ASME	7.3%	11.0%	13.1%	29.5%	-36.5%	-65.5%	44.3%	94.7%
Bagci	10.9%	13.6%	19.2%	35.3%	-69.0%	-81.9%	56.1%	110.9%
Bergmann k=0.4	14.0%	9.6%	24.2%	24.4%	-9.2%	-28.1%	89.3%	80.9%
Bergmann k1	2.3%	-0.5%	20.1%	14.6%	-11.3%	-32.9%	73.4%	28.8%
Bergmann k2	-3.5%	-1.5%	10.5%	15.6%	-14.2%	-36.0%	30.7%	33.3%
Clemson	-16.2%	0.3%	20.0%	35.1%	-87.9%	-87.0%	6.5%	88.2%
Gerber	6.3%	11.1%	9.3%	25.4%	-8.1%	-45.0%	33.1%	76.7%
Goodman	-21.5%	-14.9%	10.3%	26.0%	-42.6%	-69.4%	-4.4%	28.3%
Kwofie $\alpha=1$	-9.2%	-2.6%	10.9%	19.4%	-5.2%	-21.8%	23.9%	41.6%
Kwofie $\alpha 1$	4.1%	4.9%	20.4%	16.4%	-10.1%	-27.4%	77.0%	52.4%
Kwofie $\alpha 2$	1.8%	2.4%	12.7%	16.3%	-18.4%	-11.1%	44.8%	49.6%
Kwofie $\alpha 3$	-3.5%	3.8%	7.0%	11.4%	-32.8%	-9.2%	15.8%	31.9%
Morrow	-11.3%	21.9%	12.9%	25.1%	-56.0%	-63.4%	16.4%	88.9%
Růžička 1	-22.9%	-14.9%	12.1%	24.0%	-40.6%	-48.2%	-4.4%	32.0%
Růžička 1.5	-5.9%	1.4%	10.7%	23.4%	-28.4%	-34.7%	13.2%	53.9%
Růžička 2	5.1%	11.7%	11.5%	23.0%	-27.1%	-60.7%	33.1%	76.7%
Sek-Al	9.5%	13.2%	13.3%	29.0%	-72.2%	-84.2%	48.3%	97.6%
Sek-ocel	-3.9%	0.1%	16.2%	33.0%	-67.4%	-83.0%	22.6%	78.2%
Smith	-41.1%	-33.4%	14.6%	27.3%	-91.9%	-95.2%	-12.0%	17.5%
Soderberg	-36.0%	-30.5%	19.4%	31.6%	0.0%	0.0%	-8.5%	23.4%
SWT	-9.9%	-17.7%	11.3%	23.2%	-28.3%	-59.9%	28.5%	21.4%

Tab. C3: Vyhodnocení meze únavy dle materiálu a typu namáhání (průměr, směrodatná odchylka)
(pozn.záporná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr					směrodatná odchylka				
	ocel		slitina hliníku			ocel		slitina hliníku		
	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak
ASME	-2.6%	8.6%	9.1%	11.4%	11.9%	6.8%	13.2%	31.4%	24.5%	31.0%
Bagci	3.5%	11.8%	12.9%	13.0%	14.1%	6.3%	20.1%	37.1%	29.6%	37.4%
Bergmann k=0.4	-2.9%	16.2%	5.8%	11.1%	11.1%	3.1%	24.9%	20.4%	12.1%	29.2%
Bergmann k1	-0.1%	3.2%	4.1%	-2.2%	-4.0%	1.6%	23.7%	12.5%	8.2%	18.8%
Bergmann k2	-1.6%	-4.2%	2.6%	1.5%	-7.5%	1.9%	12.3%	13.8%	7.7%	19.4%
Clemson	-23.2%	-15.3%	-1.9%	1.5%	1.1%	16.8%	20.4%	37.8%	37.8%	34.5%
Gerber	-2.7%	7.5%	25.5%	6.9%	7.4%	4.0%	9.2%	19.2%	29.1%	25.4%
Goodman	-25.8%	-21.0%	1.4%	-14.7%	-20.7%	10.4%	10.3%	17.1%	34.6%	24.1%
Kwofie α=1	-19.8%	-7.8%	6.1%	-4.4%	-5.0%	6.3%	10.7%	15.6%	22.5%	19.6%
Kwofie α1	-0.2%	5.7%	1.8%	3.2%	7.9%	1.9%	23.8%	7.5%	7.6%	23.4%
Kwofie α2	2.5%	1.6%	-3.5%	8.8%	2.6%	4.1%	14.8%	9.9%	9.9%	21.5%
Kwofie α3	-2.6%	-3.8%	4.3%	2.5%	4.2%	0.9%	8.3%	9.2%	9.0%	14.5%
Morrow	-8.3%	-12.4%	15.2%	9.1%	36.0%	9.2%	14.2%	18.5%	17.0%	29.0%
Růžička 1	-38.0%	-21.0%	-10.2%	-1.3%	-20.7%	15.9%	10.3%	20.1%	23.9%	24.1%
Růžička 1.5	-23.1%	-3.7%	7.2%	12.1%	-3.9%	14.3%	8.1%	21.2%	18.7%	24.6%
Růžička 2	-13.2%	7.5%	17.3%	19.2%	7.4%	11.6%	9.2%	21.2%	13.9%	25.4%
Sek-Al	-1.4%	10.9%	10.8%	13.0%	14.4%	6.1%	13.4%	30.4%	22.6%	31.0%
Sek-ocel	-9.6%	-3.2%	0.4%	3.4%	-1.0%	10.8%	16.7%	35.8%	33.6%	32.7%
Smith	-42.9%	-40.8%	-17.6%	-30.6%	-39.8%	14.1%	14.8%	17.2%	36.4%	25.8%
Soderberg	-38.1%	-35.7%	-30.4%	-22.7%	-32.9%	18.1%	19.9%	31.8%	37.8%	30.6%
SWT	-19.5%	-8.7%	-19.2%	-11.1%	-19.0%	7.6%	11.2%	23.7%	20.3%	24.3%

Tab. C4: Vyhodnocení meze únavy dle materiálu a typu namáhání (minimum, maximum)
(pozn.záporná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	minimum					maximum				
	ocel		slitina hliníku			ocel		slitina hliníku		
	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak	krut	tah-tlak	krut	ohyb	tah-tlak
ASME	-12.7%	-36.5%	-65.5%	-34.3%	-51.9%	1.4%	44.3%	59.1%	40.1%	94.7%
Bagci	-5.2%	-69.0%	-81.9%	-48.3%	-76.4%	8.3%	56.1%	66.5%	41.2%	110.9%
Bergmann k=0.4	-7.3%	-9.2%	-26.3%	1.0%	-28.1%	0.1%	89.3%	44.3%	32.9%	80.9%
Bergmann k1	-1.9%	-11.3%	-14.6%	-12.3%	-32.9%	1.6%	73.4%	28.8%	14.5%	26.7%
Bergmann k2	-3.2%	-14.2%	-16.9%	-8.8%	-36.0%	0.9%	30.7%	30.8%	16.8%	33.3%
Clemson	-43.9%	-87.9%	-86.4%	-69.7%	-87.0%	-4.0%	6.5%	56.2%	40.3%	88.2%
Gerber	-8.1%	-4.6%	3.8%	-45.0%	-34.7%	0.6%	33.1%	58.9%	40.0%	76.7%
Goodman	-37.5%	-42.6%	-22.8%	-69.4%	-63.4%	-12.7%	-4.4%	28.3%	28.3%	20.5%
Kwofie α=1	-1.7%	-5.2%	-9.0%	-6.7%	-21.8%	-11.6%	23.9%	32.7%	28.9%	41.6%
Kwofie α1	-1.3%	-10.1%	-26.7%	-6.8%	-27.4%	2.5%	77.0%	12.4%	18.6%	52.4%
Kwofie α2	-3.5%	-18.4%	-3.3%	-3.9%	-11.1%	7.8%	44.8%	6.0%	20.4%	49.6%
Kwofie α3	-22.1%	-32.8%	-1.5%	-9.2%	-8.3%	-1.8%	15.8%	20.1%	22.0%	31.9%
Morrow	-56.0%	-42.6%	-48.3%	-34.9%	-63.4%	-3.1%	16.4%	54.2%	35.4%	88.9%
Růžička 1	-40.6%	-19.2%	-29.4%	-13.8%	-48.2%	-17.9%	-4.4%	15.4%	32.0%	20.5%
Růžička 1.5	-28.4%	-4.6%	-14.0%	2.1%	-34.7%	-6.4%	13.2%	38.3%	38.9%	53.9%
Růžička 2	-10.6%	-27.1%	-60.7%	-28.6%	-44.8%	-1.3%	33.1%	51.4%	40.6%	76.7%
Sek-Al	-24.4%	-72.2%	-84.2%	-60.1%	-78.9%	2.2%	48.3%	60.0%	40.2%	97.6%
Sek-ocel	-57.5%	-67.4%	-48.5%	-83.0%	-79.5%	0.5%	22.6%	53.7%	39.4%	78.2%
Smith	-57.5%	-91.9%	-95.2%	-85.0%	-93.8%	-24.2%	-12.0%	6.3%	17.5%	8.6%
Soderberg	0.1%	0.0%	0.0%	0.0%	0.0%	-14.9%	-8.5%	14.3%	23.4%	13.1%
SWT	-28.3%	-23.0%	-59.9%	-35.6%	-59.3%	-9.8%	28.5%	15.4%	21.4%	20.9%

Tab. C5: Vyhodnocení meze únavy podle materiálu a asymetrie cyklu
(pozn.záporná relativní odchylka značí konzervativnost vyhodnocované metody)

	průměr				směrodatná odchylka				minimum				maximum			
	ocel		slitina hliníku		ocel		slitina hliníku		ocel		slitina hliníku		ocel		slitina hliníku	
	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1	-1<R≤0.1	R>0.1
ASME	5.4%	11.4%	16.4%	5.7%	6.9%	21.1%	15.5%	38.5%	-12.7%	-36.5%	-6.5%	-65.5%	20.4%	44.3%	46.6%	94.7%
Bagci	10.9%	10.8%	20.1%	7.0%	9.0%	32.6%	16.4%	46.9%	-5.2%	-69.0%	-6.4%	-81.9%	31.0%	56.1%	52.9%	110.9%
Bergmann k=0.4	2.0%	40.3%	9.4%	9.8%	7.0%	27.8%	15.0%	31.6%	-9.2%	7.3%	-13.8%	-28.1%	22.0%	89.3%	35.0%	80.9%
Bergmann k1	-2.7%	22.2%	-1.0%	0.2%	3.0%	45.0%	9.5%	19.6%	-8.1%	-11.3%	-12.3%	-32.9%	1.6%	73.4%	22.3%	28.8%
Bergmann k2	-5.3%	3.7%	-0.5%	-2.8%	4.8%	23.4%	10.3%	20.7%	-14.2%	-10.9%	-17.5%	-36.0%	1.2%	30.7%	23.6%	33.3%
Clemson	-8.8%	-32.3%	9.9%	-9.3%	10.4%	26.4%	19.5%	44.2%	-43.9%	-87.9%	-28.5%	-87.0%	4.7%	6.5%	42.3%	88.2%
Gerber	4.3%	10.8%	16.9%	4.7%	6.7%	12.6%	15.5%	32.5%	-8.1%	-4.0%	-6.5%	-45.0%	20.6%	33.1%	46.0%	76.7%
Goodman	-17.5%	-30.3%	-0.9%	-30.6%	7.7%	9.9%	14.5%	27.2%	-37.5%	-42.6%	-25.6%	-69.4%	-4.4%	-13.7%	28.3%	28.3%
Kwofie α=1	-12.9%	-1.1%	1.7%	-7.2%	5.8%	15.0%	13.7%	23.8%	-4.2%	-5.2%	-7.8%	-21.8%	-3.8%	23.9%	28.9%	41.6%
Kwofie α1	-1.4%	26.2%	2.9%	7.8%	1.8%	44.4%	8.1%	24.2%	-10.1%	-5.3%	-7.9%	-27.4%	2.5%	77.0%	18.6%	52.4%
Kwofie α2	-1.5%	15.0%	2.5%	2.4%	4.4%	26.4%	8.1%	24.4%	-18.4%	-7.1%	-10.7%	-11.1%	7.8%	44.8%	18.5%	49.6%
Kwofie α3	-5.0%	2.5%	3.8%	3.8%	5.0%	11.9%	10.2%	13.6%	-32.8%	-28.3%	-8.3%	-9.2%	1.7%	15.8%	22.5%	31.9%
Morrow	-12.6%	-6.2%	13.2%	32.4%	10.6%	22.4%	15.5%	30.6%	-56.0%	-42.6%	-20.7%	-63.4%	-3.1%	16.4%	43.6%	88.9%
Růžička 1	-19.5%	-30.3%	-0.9%	-30.5%	11.6%	9.9%	14.8%	22.8%	-40.6%	-19.2%	-9.0%	-48.2%	-4.4%	-13.7%	32.0%	20.5%
Růžička 1.5	-5.4%	-7.1%	11.2%	-9.5%	10.5%	11.6%	14.8%	26.6%	-28.4%	-4.0%	-6.5%	-34.7%	7.2%	13.2%	38.9%	53.9%
Růžička 2	2.6%	10.8%	16.8%	5.9%	10.1%	12.6%	15.4%	28.6%	-10.6%	-27.1%	-6.5%	-60.7%	20.6%	33.1%	46.0%	76.7%
Sek-Al	6.3%	16.5%	16.9%	9.5%	7.2%	20.2%	15.6%	38.1%	-24.4%	-72.2%	-6.5%	-84.2%	22.6%	48.3%	47.3%	97.6%
Sek-ocel	0.5%	-13.5%	13.5%	-13.2%	6.8%	25.2%	15.2%	40.3%	-57.5%	-67.4%	-46.8%	-83.0%	8.3%	22.6%	42.0%	78.2%
Smith	-34.3%	-56.0%	-15.4%	-53.4%	11.4%	8.1%	16.0%	23.1%	-57.5%	-91.9%	-36.9%	-95.2%	-12.0%	-42.0%	17.5%	3.6%
Soderberg	-26.7%	-56.3%	-9.8%	-51.3%	11.8%	17.3%	15.8%	29.8%	0.0%	0.0%	0.0%	0.0%	-8.5%	-33.3%	23.4%	13.0%
SWT	-13.7%	-1.6%	-6.1%	-29.4%	6.1%	15.3%	14.7%	24.5%	-28.3%	-23.0%	-31.7%	-59.9%	-3.6%	28.5%	21.4%	20.9%