

## FATIGUE STRENGTH CRITERION FIT FOR PROPORTIONAL LOADED MATERIAL

J. Fuxa, R. Kubala, K. Frydryšek, F. Fojtík, M. Fusek, R. Halama, R. Rojíček\*

**Summary:** *Using a critical analyze method it was found Basquin's and Manso-Coffin's approaches are not good enough as a ground of the multiaxial fatigue criterion. Searching the mean stress effect on the limit stress/strain fatigue strength it was found the Morrow's equation is in a quite good harmony with some experiments, but Gerber's, Goodman's and SWT approaches do not give tight results. Sine's multiaxial criterions as well as Fuch's criterion are not in harmony with some experimental data. A new approximation of the S – N curve was proposed and verified on four dissimilar steel grades. True tensile strength and the endurance limit are taken into account. The endurance limit stress strength condition is also proposed as a function of the mean stress effect.*

### 1. Úvod

Připomeňme stručně aproximace, které jsou dosud často užívány k popisu chování kovových materiálů při únavovém namáhání:

#### BASQUINOVA APROXIMACE

popisuje závislost mezní *amplitudy napětí*  $\sigma_\alpha$  na *počtu cyklů*  $N_f$  do lomu. Aproximuje *Wöhlerovu křivku* v oblasti *vysokocyklové únavy*. Z důvodů programování zkušebních únavových strojů se často užívá tzv. *počet půlcyklů* ( $2N_f$ ) do lomu (*reversals to failure*):

$$\sigma_\alpha = \sigma_f' \cdot (2N_f)^b, \quad (1)$$

$\sigma_f'$  je *únavová pevnost*,  $b$  je *exponent únavové pevnosti*. Věří se, že tato empirická závislost platí od přibližně 1000 cyklů výše,  $\sigma_f'$  má hodnotu blízkou  $\sigma_f$  (skutečná hodnota *statické pevnosti* v tahu),  $b$  je v rozmezí od  $-0.05$  do  $-0.12$ .

#### MANSON & COFFINOVA APROXIMACE

popisuje závislost mezní *amplitudy plastické deformace*  $\epsilon_P$  na *počtu cyklů*  $N_f$  do lomu. Vyjádřená v *půlcyklech* do lomu má tvar:

$$\epsilon_P = \epsilon_f' \cdot (2N_f)^c, \quad (2)$$

---

\*Prof. Ing. Jan Fuxa, CSc., Ing. Rostislav Kubala, CSc., Ing. Karel Frydryšek, Ph.D., Ing. František Fojtík, Ing. Martin Fusek, Ing. Radim Halama, Ing. Jaroslav Rojíček: Katedra pružnosti a pevnosti, SF VŠB-TU Ostrava; 17. listopadu 15; 708 33 Ostrava - Poruba; tel.: +420.596 994 412, fax:-; e-mail: [jan.fuxa@vsb.cz](mailto:jan.fuxa@vsb.cz)

$\epsilon_f'$  je únavová tažnost,  $c$  je exponent únavové tažnosti. Vztah je využíván v celém rozsahu cyklů,  $\epsilon_f'$  má často hodnotu blízkou  $\epsilon_f$  (skutečná hodnota mezní deformace v tahu),  $c$  je v rozmezí od  $-0.5$  do  $-0.7$ .

## KONSTITUČNÍ ROVNICE

v oblasti stabilizované hysterezní smyčky popisuje závislost amplitudy napětí  $\sigma_a$  na amplitudě plastické deformace  $\epsilon_P$ :

$$\sigma_a = K' \cdot (\epsilon_P)^{n'} \quad (3)$$

$K'$  je koeficient cyklické pevnosti,  $n'$  je exponent cyklické pevnosti.

Platí-li Basquinova a Manson & Coffinova aproximace, pak platí také:  $K' = \sigma_f' / (\epsilon_f')^{n'}$ ,  $n' = b / c$ .

## VLIV STŘEDNÍHO NAPĚTÍ

Střední napětí  $\sigma_m$  se při jednoosém napět'ovém stavu počítá z horního  $\sigma_h$  a spodního  $\sigma_d$  napětí. Při neměnných hodnotách  $\sigma_h$  a  $\sigma_d$  je střední napětí konstantní:  $\sigma_m = (\sigma_h + \sigma_d) / 2$  a amplituda napětí  $\sigma_a = (\sigma_h - \sigma_d) / 2$ . Při shodném počtu cyklů do porušení je při tahovém středním napětí nižší amplituda napětí než při tlakovém středním napětí. Tento poznatek je kvantifikován vztahy:

$$\sigma_a / \sigma_C + (\sigma_m / \sigma_{Pt})^2 = 1 \quad \dots \text{Gerber} \quad (4)$$

$$\sigma_a / \sigma_C + \sigma_m / \sigma_{Pt} = 1 \quad \dots \text{Goodman} \quad (5)$$

$$\sigma_a / \sigma_C + \sigma_m / \sigma_{Kt} = 1 \quad \dots \text{Soderberg} \quad (6)$$

$$\sigma_a / \sigma_C + \sigma_m / \sigma_f = 1 \quad \dots \text{Morrow} \quad (7)$$

$$\Delta\epsilon / 2 = (\sigma_f' - \sigma_m) / E \cdot (2N_f)^b + \epsilon_f' \cdot (2N_f)^c \quad \dots \text{Morrow (1968)} \quad (8)$$

$$\Delta\epsilon / 2 = (\sigma_f' - \sigma_m) / E \cdot (2N_f)^b + \epsilon_f' \cdot ((\sigma_f' - \sigma_m) / \sigma_f')^{(c/b)} \cdot (2N_f)^c, \quad \dots \text{Manson \& Halford} \quad (9)$$

$$(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \Delta\epsilon / 2 = (\sigma_f')^2 / E \cdot (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \cdot \epsilon_f' \cdot (2N_f)^{(b+c)}, \quad \dots \text{Smith \& Watson \& Topper (SWT)} \quad (10)$$

$$(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \sigma_a = (\sigma_C)^2 \quad \dots \text{modifikovaný SWT}, \quad (11)$$

$\sigma_{Kt}$  je mez kluzu,  $\sigma_{Pt}$  je smluvní mez pevnosti,  $\sigma_f$  je skutečná hodnota statické pevnosti v tahu,  $\sigma_C$  je mez únavy,  $E$  je Youngův modul pružnosti,  $\Delta\epsilon$  je celkový rozkmit deformace.

## 2. Posouzení věrohodnosti

uvedených fenomenologických vztahů je věnována následující analýza. Jsou využity výsledky experimentů, získané na odlišných typech materiálu. Basquinova, Manson & Coffinova aproximace a mocninový tvar konstituční rovnice jsou hodnoceny z výsledků měření na čtyřech odlišných ocelích – viz Tab.1 - označených zde jako materiál A - Fugger, T. Jr.(1985), materiál B, C - Socie, D.F., Dowling, N.E., Kurath, P. (1984), materiál D - Landgraf, R. W. (1968). Vliv středního napětí je posuzován na materiálu označeném AM - Forrest, P.G. (1968) a dalších čtyřech ocelích označených jako materiál Ax, Bx, Cx a Dx - Moore, H.F., Jasper, T.M. (1923). Literatura žel neobsahuje dostatek údajů, které udávají hodnověrně jak statické, tak i únavové parametry materiálu.

**Tab.1 – Základní údaje materiálů A, B, C, D**  
(1 [ksi] = 6,895 [MPa])

Užity k verifikaci Basquinovy, Manson&Coffinovy a Fuxovy aproximace						
Statické hodnoty			Kontrakce			
označení	$\sigma_{Kt}$ [ksi]	$\sigma_{Pt}$ [ksi]	RA%	$\sigma_f$ [ksi]	$\epsilon_f$	E [ksi]
<b>A</b>	38,0	57	55,0000	<b>108,0</b>	<b>0,810</b>	<b>E=30000</b>
<b>B</b>	94,0	114	68,0000	<b>225,0</b>	<b>1,140</b>	<b>E=30000</b>
<b>C</b>	185,0	195	59,0000	<b>270,0</b>	<b>0,890</b>	<b>E=30000</b>
<b>D</b>	230,0	255	42,0000	<b>320,0</b>	<b>0,540</b>	<b>E=30000</b>

únava - mat. A			únava - mat. B		
$\epsilon$	$\sigma_a$	2 N <sub>f</sub>	$\epsilon$	$\sigma_a$	2 N <sub>f</sub>
1	<b>0,8100</b>	<b>108,0</b>	<b>0,5</b>	<b>1,1400</b>	<b>225,0</b>
2	0,0100	49,5	250	0,02640	103,5
3	0,0080	48,5	824	0,01530	91,5
4	0,0070	42,8	3034	0,00885	77,5
5	0,0040	39,0	15880	0,00540	69,5
6	0,0030	33,9	27460	0,00274	61,0
7	0,0020	29,5	106700	0,00253	63,5
8	0,0018	27,6	171700	0,00204	62,5
9	0,0014	26,2	426200	0,00187	56,5
10	0,0012	25,3	536500	0,00187	56,5
				0,00194	59,5

únava - mat. C			únava - mat. D		
$\epsilon$	$\sigma_a$	2 N <sub>f</sub>	$\epsilon$	$\sigma_a$	2 N <sub>f</sub>
1	<b>0,8900</b>	<b>270,0</b>	<b>0,5</b>	<b>0,5400</b>	<b>320,0</b>
2	0,0160	148,0	178	0,0135	190,0
3	0,0100	135,0	258	0,0125	184,0
4	0,0090	128,0	266	0,0110	185,0
5	0,0084	125,0	488	0,0100	185,0
6	0,0080	125,0	584	0,0083	184,0
7	0,0072	122,0	956	0,0075	166,0
8	0,0060	120,0	2350	0,0058	152,0
9	0,0052	115,0	6880	0,0050	146,0
10	0,0042	112,0	63400	0,0040	120,0
11	0,0033	100,0	785000	0,0033	100,0

**Komentář k Tab.1 a Tab. 2:**

RA ... kontrakce,  $\epsilon_p$  ... amplituda plastické deformace (dopočtená ze změřených údajů),  $\epsilon_{p\ M\&C}$  ... amplituda plastické deformace podle rovnice (2),  $CH_{MC}$  ... chyba M&C aproximace ( $CH_{MC} = \text{sum}(\text{abs}(\epsilon_{pi} - \epsilon_{p\ M\&C\ i}) / \epsilon_{pi} * 100\%)$ ),  $\sigma_{a\ B}$  ... Basquinova aproximace podle rovnice (1),  $CH_B$  ... chyba Basquinovy aproximace ( $CH_B = \text{sum}(\text{abs}(\sigma_{a\ i} - \sigma_{a\ B\ i}) / \sigma_{a\ i} * 100\%)$ ),  $\sigma_{a\ F}$  ... Fuxova aproximace podle rovnice (12),  $CH_F$  ... chyba Fuxovy aproximace ( $CH_F = \text{sum}(\text{abs}(\sigma_{a\ i} - \sigma_{a\ F\ i}) / \sigma_{a\ i} * 100\%)$ ).  
Sloupce končí zvýrazněnou hodnotou střední chyby dané aproximace.

**Tab. 2 - Vyhodnocení Basquinovy, M&C a Fuxovy aproximace**  
mat. A

měření	$\epsilon$ (total)	$\sigma_a$ [ksi]	2 Nf	$\epsilon_p$	$\epsilon_{p M\&C}$	CH MC [%]	$\sigma_{aB}$ [ksi]	CH B [%]	$\sigma_{aF}$ [ksi]	CH F [%]
1	0,8100	108,0	0,5	0,80640	0,72694	9,85	127,0	17,6	108,0	0,00
2	0,0100	49,5	2174	0,00835	0,00787	5,72	47,4	4,2	48,7	1,65
3	0,0080	48,5	2246	0,00638	0,00773	21,17	47,3	2,6	48,5	0,08
4	0,0070	42,8	3034	0,00557	0,00658	17,97	45,6	6,6	46,4	8,50
5	0,0040	39,0	15880	0,00270	0,00269	0,41	37,5	3,7	36,7	5,86
6	0,0030	33,9	27460	0,00187	0,00200	6,97	35,2	3,8	34,1	0,53
7	0,0020	29,5	106700	0,00102	0,00096	5,49	30,0	1,7	28,9	2,04
8	0,0018	27,6	171700	0,00088	0,00074	15,55	28,4	2,8	27,6	0,18
9	0,0014	26,2	426200	0,00053	0,00045	13,66	25,5	2,7	25,7	2,04
10	0,0012	25,3	536500	0,00036	0,00040	12,59	24,8	1,9	25,3	0,12
						<b>10,94</b>		<b>4,8</b>		<b>2,10</b>

mat. B

1	1,1400	225,0	0,5	1,13250	0,91428	19,27	142,7	36,6	225,0	0,00
2	0,02640	103,5	250	0,02295	0,02745	19,62	96,1	7,2	104,1	0,54
3	0,01530	91,5	824	0,01225	0,01401	14,36	89,1	2,7	90,4	1,24
4	0,00885	77,5	4128	0,00627	0,00564	9,93	80,4	3,7	76,2	1,63
5	0,00540	69,5	11900	0,00308	0,00311	0,75	75,1	8,1	69,5	0,06
6	0,00274	61,0	72000	0,00071	0,00113	59,23	67,0	9,9	62,0	1,63
7	0,00253	63,5	972000	0,00041	0,00026	37,29	56,8	10,6	59,0	7,14
8	0,00204	62,5	456000		0,00040	<b>22,92</b>	59,6	4,6	59,0	5,60
9	0,00187	56,5	636000		0,00033		58,3	3,3	58,9	4,26
10	0,00187	56,5	818000		0,00029		57,4	1,6	58,9	4,27
11	0,00194	59,5	2E+06		0,00018		54,4	8,6	59,5	0,07
								<b>8,8</b>		<b>2,40</b>

mat. C

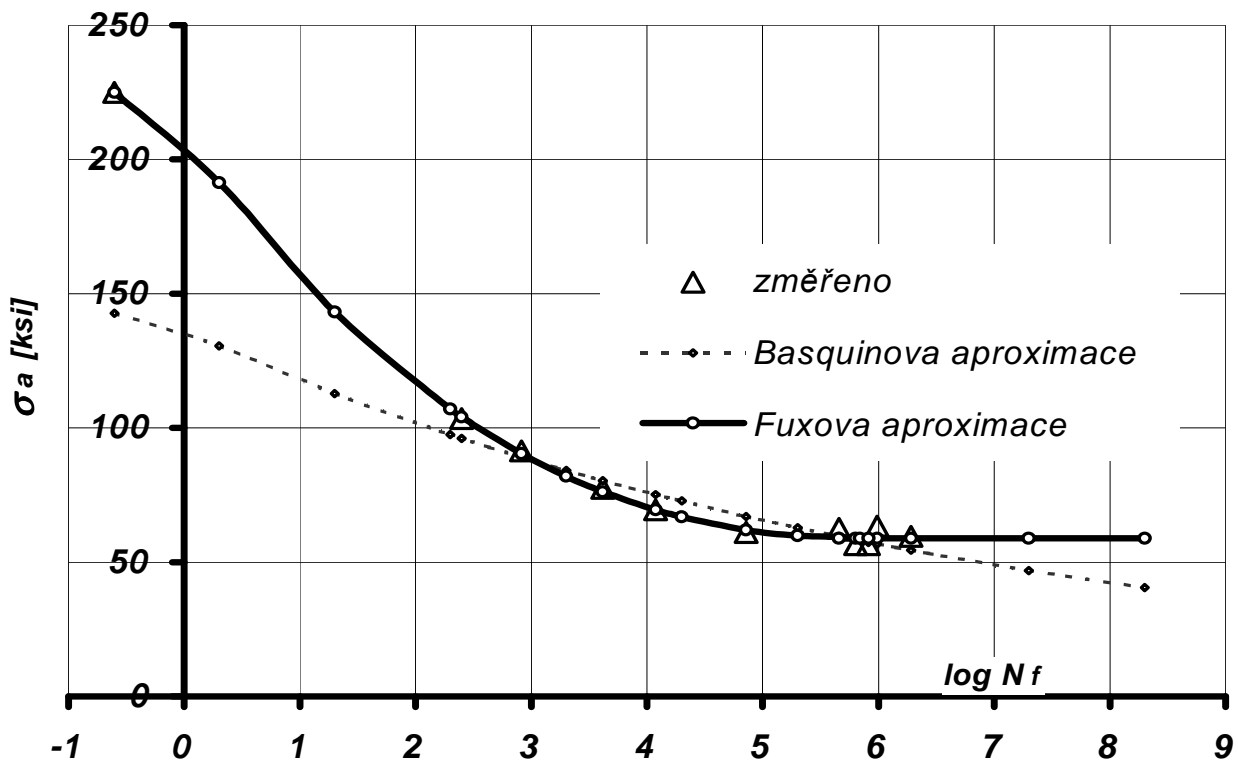
1	0,8900	270,0	0,5	0,88100	0,93968	6,66	215,9	20,0	270,0	0,00
2	0,0160	148,0	240	0,01107	0,01198	8,24	142,9	3,4	145,1	1,93
3	0,0100	135,0	722	0,00550	0,00550	0,02	132,8	1,6	133,0	1,52
4	0,0090	128,0	1020	0,00473	0,00431	8,96	129,7	1,4	129,5	1,20
5	0,0084	125,0	1250	0,00423	0,00373	11,83	128,0	2,4	127,6	2,08
6	0,0080	125,0	1350	0,00383	0,00353	7,79	127,3	1,9	126,9	1,51
7	0,0072	122,0	1760	0,00313	0,00293	6,46	125,1	2,5	124,5	2,05
8	0,0060	120,0	3000	0,00200	0,00201	0,53	120,7	0,6	120,0	0,01
9	0,0052	115,0	6000	0,00137	0,00123	9,85	115,3	0,2	114,7	0,25
10	0,0042	112,0	15000	0,00047	0,00064	38,18	108,4	3,2	108,7	2,98
11	0,0033	100,0	82000		0,00019	<b>9,85</b>	96,8	3,2	100,0	0,01
								<b>3,7</b>		<b>1,23</b>

mat. D

1	0,5400	320,0	0,5	0,52933	0,75629	42,88	309,7	3,2	320,0	0,00
---	--------	-------	-----	---------	---------	-------	-------	-----	-------	------

2	0,0135	190,0	178	0,00717	0,00608	15,15	193,1	1,6	191,9	0,99
3	0,0125	184,0	258	0,00637	0,00448	29,58	187,5	1,9	185,5	0,81
4	0,0110	185,0	266	0,00483	0,00437	9,54	187,0	1,1	185,0	0,01
5	0,0100	185,0	488	0,00383	0,00266	30,69	178,1	3,7	175,1	5,34
6	0,0083	184,0	584	0,00217	0,00229	5,81	175,5	4,6	172,3	6,34
7	0,0075	166,0	956	0,00197	0,00153	22,22	168,7	1,6	165,0	0,60
8	0,0058	152,0	2350	0,00073	0,00073	0,32	156,9	3,3	152,8	0,49
9	0,0050	146,0	6880	0,00013	0,00030	126,96	144,0	1,4	140,0	4,09
10	0,0040	120,0	63400	0,00000	0,00005	31,46	120,4	0,4	120,0	0,02
11	0,0033	100,0	785000				98,4	1,6	106,6	6,61
								2.2		2.3

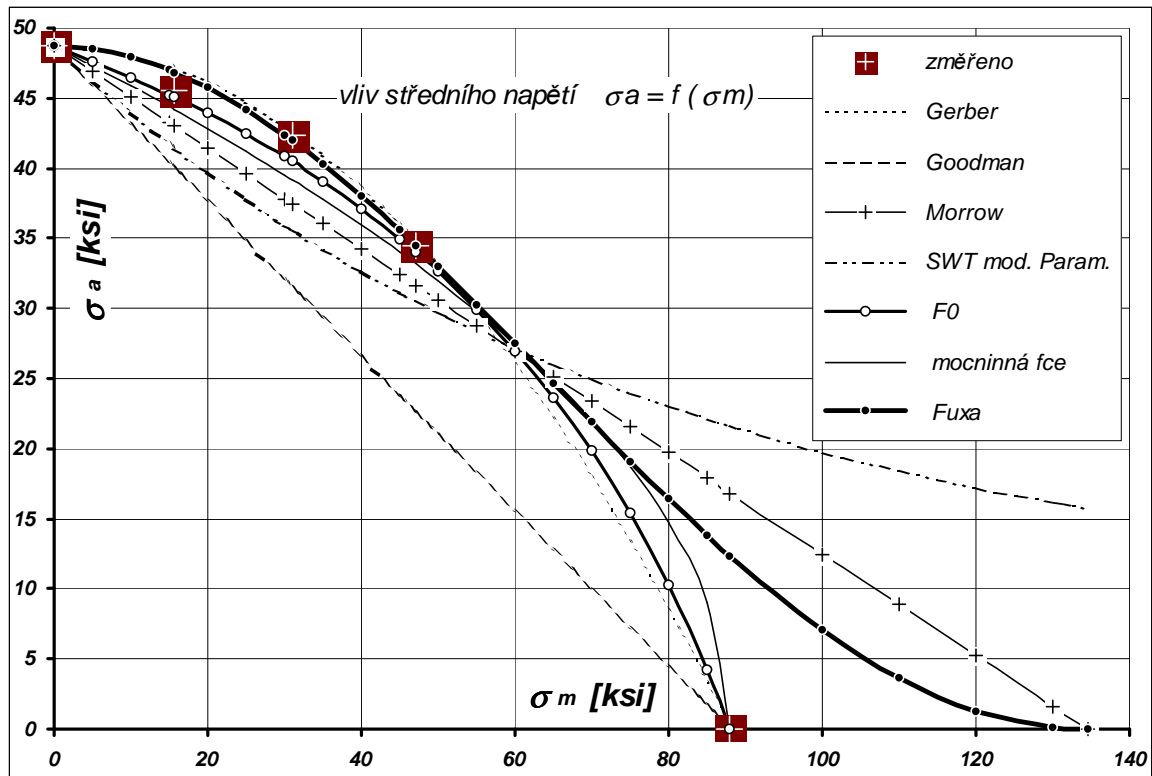
Z Tab. 2 je zřejmé, že Basquinova i Manson&Coffinova aproximace jsou mnohdy nepřesné. Jako příklad nové aproximace Fuxa (1999), Fuxa (2002), (viz dále v části 3) uvádíme náhradu Basquinova vztahu rovnicí (12):



Obr. 1 – Počet cyklů do porušení ( $R = -1$ , materiál B)

Vliv středního napětí na amplitudu napětí lze posoudit z Tab. 3 – materiál AM. Ve sloupci 1 a 2 jsou podtržením zvýrazněny změřené hodnoty, sloupec 3 uvádí hodnoty spočtené podle Gerberovy aproximace (4), sloupec 4 – podle Goodmanovy aproximace, sloupec 5 – aproximace Morrowa, sloupec 6 – modifikovaný SWT – rovnice (11), sloupec 7 – logaritmická aproximace, sloupec 8 – mocninná funkce, sloupec 9 – nově navrženou aproximaci (viz část 3).

Základní nedostatek aproximací podle rovnic (4, 5, 6) spočívá ve skutečnosti, že jsou navrženy pro hodnoty smluvní pevnosti (nikoliv pro hodnoty skutečné pevnosti). Aproximace (8, 9, 10) vycházejí z nepřilíš přesných vztahů (1, 2) a ani aproximace (11) neskýtá hodnověrné výsledky. Situace je znázorněna na Obr. 2:



Obr.2 – Vliv středního napětí

Tab. 3 - Vliv středního napětí  
(materiál AM)

1	2	3	4	5	6	7	8	9
$\sigma_m$ [ksi]	$\sigma_a$ změř. [ksi]	$\sigma_a$ GER	$\sigma_a$ GOOD	$\sigma_a$ MORR	$\sigma_a$ SWT	$\sigma_a$ F0	$\sigma_a$ moc	$\sigma_a$ FX
0,0	<u>48,7</u>	48,7	48,7	48,7	48,7	48,7	48,7	48,7
5,0		48,5	45,9	46,9	46,3	47,6	47,3	48,5
10,0		48,1	43,2	45,1	44,0	46,5	45,8	47,9
15,0		47,3	40,4	43,3	41,8	45,3	44,4	47,0
<u>15,7</u>	<u>45,5</u>	47,1	40,0	43,0	41,5	45,1	44,1	46,8
20,0		46,2	37,6	41,5	39,7	43,9	42,8	45,7
25,0		44,8	34,9	39,6	37,8	42,4	41,2	44,2
30,0		43,0	32,1	37,8	36,0	40,8	39,5	42,4

<u>31,0</u>	<u>42,4</u>	42,7	31,5	37,5	35,6	40,5	39,2	42,0
35,0		41,0	29,3	36,0	34,2	39,1	37,8	40,3
40,0		38,6	26,6	34,2	32,6	37,1	36,0	38,0
45,0		36,0	23,8	32,4	31,1	35,0	34,0	35,6
<u>47,1</u>	<u>34,5</u>	34,7	22,6	31,6	30,5	34,0	33,2	34,5
50,0		33,0	21,0	30,6	29,7	32,6	32,0	33,0
55,0		29,7	18,3	28,8	28,4	30,0	29,8	30,3
60,0		26,1	15,5	27,0	27,2	27,0	27,5	27,5
65,0		22,1	12,7	25,2	26,0	23,7	24,9	24,7
70,0		17,9	10,0	23,4	25,0	19,8	22,0	21,9
75,0		13,3	7,2	21,5	24,0	15,4	18,7	19,1
80,0		8,5	4,4	19,7	23,0	10,3	14,7	16,4
85,0		3,3	1,7	17,9	22,1	4,2	9,0	13,8
<u>88,0</u>	0,0	0,0	0,0	16,8	21,6	0,0	0,0	12,4

### 3. Nově navrhované aproximace

Od nově navrhovaného řešení se zejména očekává, že:

- aproximace *Wöhlerovy křivky* (pro  $R = -1$ ) prochází bodem statické pevnosti  $[\sigma_f, N_f = 1/4]$  a bodem na mezi únavy  $[\sigma_C, N_f = N_C]$ , když  $N_C$  je počet cyklů na mezi únavy,
- porušování při *střídavém tahu / tlaku* (pro  $R$  v intervalu  $-1$  až  $+1$ ) respektuje mezní hodnotu *středního tahového napětí*  $\sigma_m = \sigma_f$  (nikoliv *smluvní pevnosti*  $\sigma_{Pt}$ ),
- kritérium *statické pevnosti* je „okrajovou podmínkou“ *multiaxiálního únavového kritéria*, tedy pro  $N_f = 1/4$  přechází *únavové kritérium* na tvar *statického kritéria pevnosti*,
- *únavové kritérium* respektuje vliv *hydrostatického napětí*  $\sigma_R$  (je uváženo *constraint effect*)
- *experiment* je arbitrem, který pro dané měření potvrdí či vyvrátí navrhované vztahy.

K řešení *nelineárních vztahů* – zejména v případech, kdy je nelze linearizovat a pak použít „metodu nejmenších čtverců“ - je využíván originální program „**VĚŠTEC**“, který umožňuje pro *navrženou* aproximační funkci vyhledat až *tři konstanty*, z výsledků měření. Současně s výpočtem konstant je počítána *střední chyba* aproximace.

### APROXIMACE WÖHLEROVY KŘIVKY

Pro náhradu *Basquinovy aproximace* byl navržen původní vztah:

$$\sigma_{aF} = (\sigma_f + \sigma_C) / 2 + (\sigma_f - \sigma_C) / 2 \cdot \cos \{ \pi \cdot [\log(4 \cdot N_f) / \log(4 \cdot N_C)]^a \} \quad (12)$$

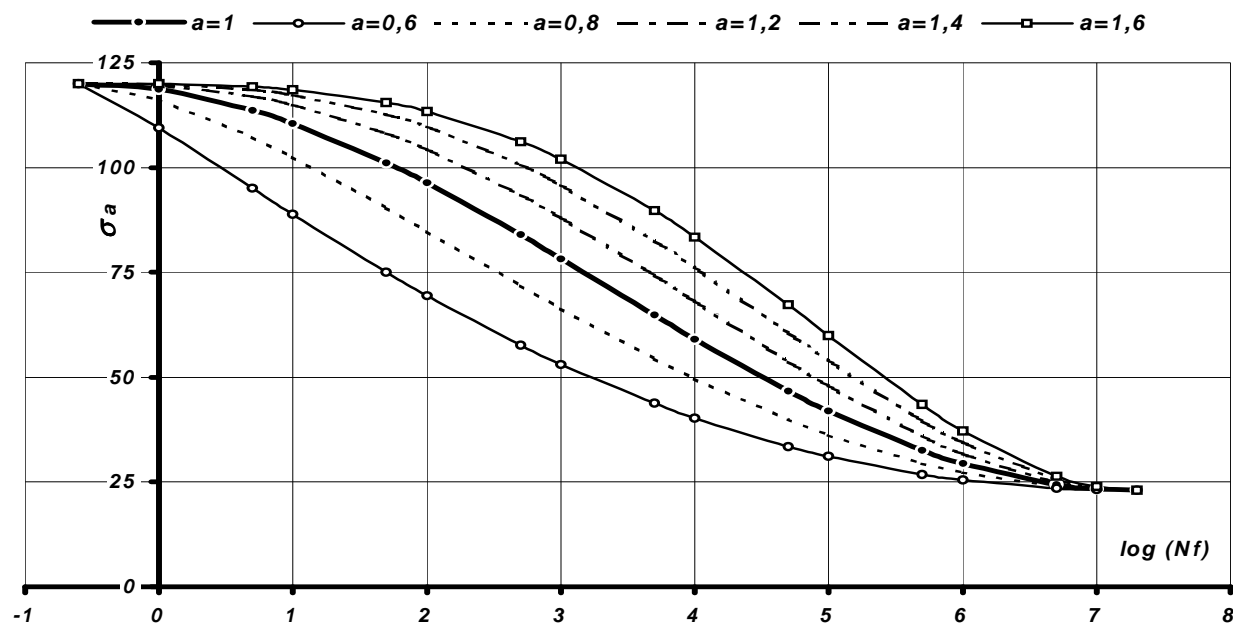
pro  $N_f$  v intervalu  $[1/4; N_C]$  a  $\sigma_{aF}$  v intervalu  $[\sigma_f; \sigma_C]$ .

$\sigma_f$  je hodnota *skutečné pevnosti* v tahu,  $\sigma_C$  je napětí na *mezi únavy* v tahu,  $N_C$  je počet cyklů na mezi únavy,  $a$  je konstanta.  $\sigma_{aF}$  značí mezní amplitudu napětí při  $R = -1$ ,  $N_f$  značí mezní počet cyklů do porušení.

Variabilitu aproximace při změně konstanty  $a$  ( $a$  *zadaných* hodnotách  $\sigma_f, \sigma_C, N_C$ ) znázorňuje Obr. 3. Přesnost aproximace (12) je s užitím programu *VĚŠTEC* ověřována na *materiálech A, B, C, D* – charakterizovaných v Tab. 1. Chyba této aproximace  $CH_F$  a hodnoty konstant jsou uvedeny v Tab. 4:

Tab. 4

<i>materiál</i>	$\sigma_f$ [ksi]	$\sigma_C$ [ksi]	$N_C$ [cyklů]	$a$ [ / ]	$CH_F$ [ % ]
A	108	24.5	941 408	0.7578	2.1
B	225	58.9	346 677	0.5224	2.4
C	270	89.6	8 802 134	0.4534	1.2
D	320	101.8	6 678 562	0.5498	2.3



Obr. 3 – Variabilita aproximace podle rovnice (12)

## POSOUZENÍ VLIVU STŘEDNÍHO NAPĚTÍ

Vliv středního napětí  $\sigma_m$  na mezní amplitudu napětí  $\sigma_a$  při namáhání tahem / tlakem s předpětím lze aproximovat vztahem:

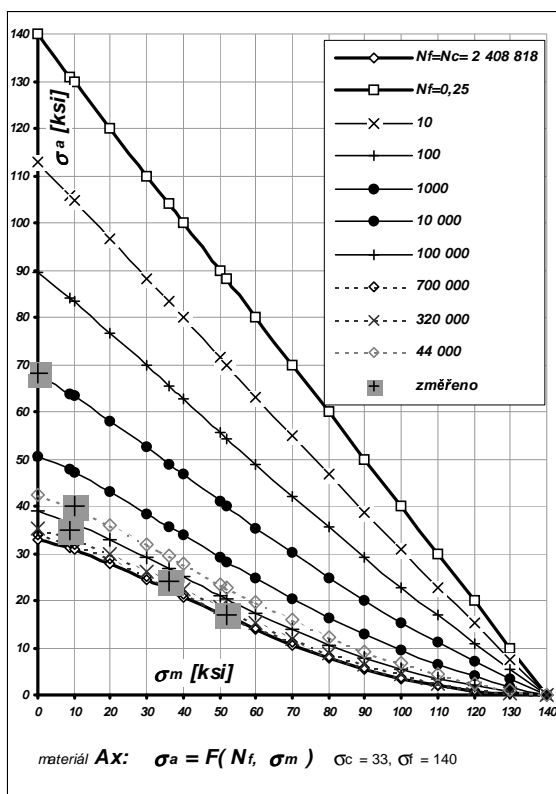
$$\sigma_{aF2} = (\sigma_f^* + \sigma_C^*) / 2 + (\sigma_f^* - \sigma_C^*) / 2 \cdot \cos \{ \pi \cdot [ \log(4N_f) / \log(4N_C) ]^a \} \quad (13)$$

$$\sigma_f^* = \sigma_f - \sigma_m \quad \dots \text{podmínka statické pevnosti při } N_f = 1/4 \quad (14)$$

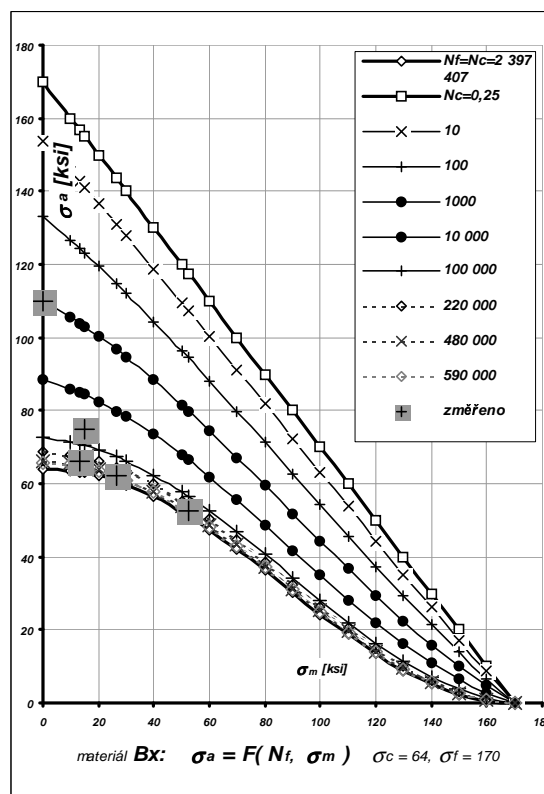
$$\sigma_C^* = \sigma_C / 2 \cdot \{ 1 + \cos[ \pi \cdot (\sigma_m / \sigma_f)^B ] \} \quad \dots \text{podmínka pevnosti na mezi únavy } N_f = N_C, \quad (15)$$

$\sigma_f$  je hodnota skutečné pevnosti v tahu,  $\sigma_C$  je napětí na mezi únavy v tahu / tlaku pro  $R = -1$ ,  $N_C$  je počet cyklů na mezi únavy,  $a$  je konstanta,  $B$  je konstanta,  $\sigma_{aF2}$  značí mezní amplitudu napětí pro  $R$  v intervalu  $-1$  až  $+1$ ,  $\sigma_m$  je střední tahové napětí,  $N_f$  značí mezní počet cyklů do porušení. Vhodnost aproximace (13) je patrná z následujících Obr. 4, 5, 6, 7:

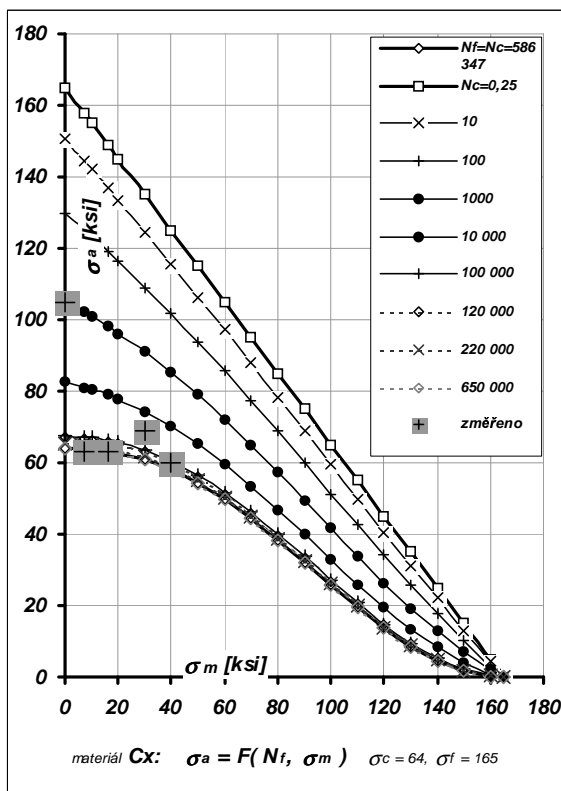




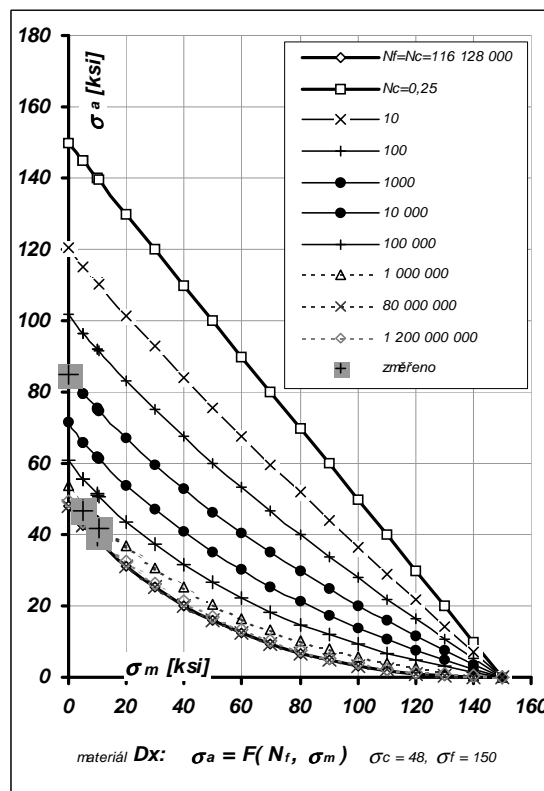
Obr.4 - Vliv středního napětí – materiál Ax



Obr.5 – Vliv středního napětí – materiál Bx



Obr.6 Vliv středního napětí – materiál Cx



Obr.7 – Vliv středního napětí – materiál Dx

#### 4. Závěr

Obvyklé aproximační rovnice (1, 2, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11) nedávají vždy dostatečně přesné odhady mezních hodnot. Proto byly navrženy nové vztahy (12, 13, 14, 15), které byly testovány v podmínkách jednoosé napjatosti s tahovým předpětím. Očekává se, že tyto aproximace umožní do budoucna zpřesnit multiaxiální kritérium únavové pevnosti.

#### 5. Poděkování

Děkujeme GAČR za podporu projektu 101/04/0475.

#### 6. Literatura

- Forrest, P.G. (1968): *Fatigue of metals*, Pergamon press Oxford – London – New York – Paris, ruský překlad: Uсталost' mĕtallov, Mašinostrojenije, Moskva, 1968
- Fugger, T. Jr.(1985): *Service Load Histories Analyzed by the Local Strain Approach*, Report No. 120, College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, May 1985
- Fuxa, J. (2002): Basquin's and another approximations fit for fatigue, *In: 40<sup>th</sup> International Conference Experimental stress analysis, 3-6/VI/2002, Prague, Czech Republic*, pp.:59-62, ISBN 80-01-02547-0
- Fuxa, J. (1999): Short Survey of Fatigue Strength Theories Fit for Quasi-isotropic Material Loaded Under General Multiaxial State of Stress, *In: Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské – Technické univerzity Ostrava, č. 1, rok 1999, ročník XLV, řada strojní, články č. 1254, s. 75-80*
- Landgraf, R. W. (1968): *Cyclic Deformation and Fatigue Behavior of Hardened Steels*, Report No. 320, Department of Theoretical and Applied Mechanics, University of Illinois at Urbana-Champaign, Nov. 1968
- Moore, H.F., Jasper, T.M. (1923): An Investigation of the Fatigue of Metals, *Univ. Ill. Eng. Exp. Stn. Bull., 136, 1923*
- Socie, D.F., Dowling, N.E., Kurath, P. (1984): Fatigue Life Estimation of Notched Members, *In: Fracture Mechanics: Fifteen Symposium, ASTM STP 883, R.J. Sanford (ed.), American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1984, pp. 284-299*