



evropský
sociální
fond v ČR



EVROPSKÁ UNIE



MINISTERSTVO ŠKOLSTVÍ,
MLÁDEŽE A TĚLOVÝCHOVY



OP Vzdělávání
pro konkurenceschopnost

INVESTICE DO ROZVOJE VZDĚLÁVÁNÍ

Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava Fakulta metalurgie a materiálového inženýrství



STUDIJNÍ OPORA

Název předmětu: Design konstrukčních částí a jejich řízené stárnutí

Číslo předmětu: 636-0817/01

Autor: prof. Ing. Karel Matocha, CSc.

Katedra: 636 – katedra materiálového inženýrství

Ostrava 2013

Obsah

Předmluva	3
Průvodce studiem	4
1. Mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů	6
2. Základní koncepce konstrukčních návrhů	9
2.1 Úvod	9
2.2 Koncepce návrhu na bezpečný život (safe-life)	10
2.3 Koncepce konstrukce bezpečné i při výskytu poškození (damage tolerance approach)	11
2.3.1 Přístup bezpečnosti i při poruše	12
2.3.2 Přístup pomalého (stabilního) růstu trhliny	12
2.4 Rozdělení konstrukčních návrhů z pohledu pracovních teplot	13
3. Mezní stav konstrukce	17
4. Řízené stárnutí konstrukčních částí	20
5. Mechanismy stárnutí konstrukčních materiálů	25
5.1 Teplotní stárnutí	25
4.2 Deformační stárnutí	28
4.2.1 Obecná charakteristika deformačního stárnutí	29
4.2.2 Statické deformační stárnutí po deformaci v tahu	30
4.2.3 Dynamické deformační stárnutí	31
6. Únava materiálů	34
6.1 Definice pojmu únava materiálu	34
6.2 Stadia únavového procesu	36
6.2.1 Stadium změn mechanických vlastností	36
6.2.2 Stadium iniciace trhliny	38
6.2.3 Stadium růstu trhliny	38
6.3 Mechanické charakteristiky sloužící pro výpočet cyklicky zatěžovaných součástí	44
6.3.1 Křivka životnosti $\sigma_a - N_f$ (Wöhlerova křivka)	44
6.3.1.1 Vliv středního napětí cyklu σ_m na únavovou pevnost	46
6.3.2 Křivka životnosti $\epsilon_{at} - N_f$ (Manson – Coffinova křivka)	48
6.3.3 Konstrukční únavové křivky dle ASME	49
7. Tečení materiálu za zvýšených teplot (creep)	54
7.1 Definice pojmu creep (tečení)	54
7.2 Křivka tečení $\epsilon - t$	55
7.3 základní charakteristiky odolnosti materiálu proti tečení.	56

7.4 Zkoušky creepového chování materiálů	57
7.4.1 Základní parametry zkoušky tečení.	58
7.5 Metody extrapolace výsledků zkoušek tečení	58
7.5.1 Grafické metody extrapolace výsledků zkoušek tečení	59
7.5.2 Parametrické metody extrapolace výsledků zkoušek tečení	61
7.5.2.1 Larson – Millerova (L-M) parametrická metoda)	61
7.5.2.2 Sherby – Dornova (S-D) parametrická metoda	63
7.5.2.3 Manson – Haferdova (M – H) parametrická metoda	65
7.5.2.4 Seifertova metoda	66
7.5.2.5 Rovnice SVÚM	66

Předmluva

Studijní opora k předmětu *Design konstrukčních částí a jejich řízené stárnutí* je určena studentům kombinované formy studia ve 3. semestru navazujícího magisterského studia oboru Progresivní technické materiály. Slouží jako náhrada za významně nižší podíl přímé kontaktní výuky, což činí tuto formu studia pro studenty mnohem obtížnější. Mohou ji samozřejmě využívat i studenti prezenční (denní) formy studia jako osvěžení látky přednesené na přednáškách v průběhu semestru.

Cílem předmětu je získat znalosti o konstrukčních filozofiích používaných v současné době při návrhu konstrukce, výklad procesů stárnutí, které způsobují změny vlastností materiálů konstrukcí a jejich částí během dlouhodobého provozu, a popis hlavních degradačních mechanismů, které mohou v průběhu dlouhodobého provozu vést ke ztrátě integrity konstrukce.

Po prostudování této opory bude mít student znalosti o vlivu dlouhodobého provozu zařízení na vlastnosti použitých konstrukčních materiálů. Student bude schopen definovat rizika vzniku náhlých nestabilních lomů, únavových lomů, lomů v důsledku creepu (tečení) a korozně mechanického poškození.

Při psaní textu jsem se snažil o co největší srozumitelnost při výkladu probírané látky. Pokud vám výklad některé z podkapitol nepřijde dostatečně srozumitelný, budu rád, když mně na to upozorníte, nejlépe na e mailovou adresu karel.matocha@vsb.cz , abych ho mohl upravit.

Nedílnou součástí opory je *Průvodce studiem*, ve kterém je popsáno, jak se studijní oporou pracovat.

Průvodce studiem

Základním učebním celkem jsou kapitoly a jejich podkapitoly.

- Přečtete si výklad celé kapitoly.
- Podívejte se na shrnutí pojmů.
- Podívejte se na otázky a pokuste se na ně formulovat odpovědi.
- Pak přistupte k úlohám k řešení.

Budete-li mít problémy, se kterými si nebudete vědět rady, obraťte se mailem na pedagogy, jejichž mailové adresy jsou uvedeny v předmluvě.

V rámci semestrálních prací budou studenty zpracovány ve formě zkušebních protokolů výsledky experimentů speciálních zkušebních zkoušek z oblasti únavy, lomového chování a creepu (tečení) konstrukčních materiálů. Před vlastní zkouškou absolvují všichni studenti zápočtový test.

1. Mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů



Čas ke studiu: 1,0 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- Definovat, co vyjadřují mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů.
- Popsat rozdíl mezi základními a speciálními mechanickými vlastnostmi.
- Vyjmenovat k čemu mohou sloužit výsledky hodnocení mechanických vlastností konstrukčních materiálů.



Výklad

Mechanické vlastnosti (mez kluzu $R_{p,0,2}$, mez pevnosti R_m , tažnost A , kontrakce Z , lomová houževnatost, FATT, vrubová houževnatost KCV, mez únavy σ_C , mez pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$, prahová hodnota pro růst únavových trhlin, prahová hodnota pro růst trhlin v důsledku korozního praskání pod napětím, atd.) jsou vlastnosti konstrukčního materiálu, které podmiňují jeho vhodnost pro určenou funkci a použití v praxi. Vyjadřují tedy schopnost materiálu odolávat mechanickému namáhání a provoznímu prostředí. Poznání a zlepšování mechanických vlastností konstrukčních materiálů je motivováno jejich optimálním využitím při výrobě konstrukčních dílů. Výsledky hodnocení mechanických vlastností konstrukčních materiálů mohou sloužit pro:

- 1) Výběr vhodného materiálu při konstrukčním návrhu.
- 2) Kontrolu výroby.
- 3) Studium vlivu chemického složení, tepelného zpracování, technologie výroby, teploty a prostředí na materiálové vlastnosti, tedy pro účely vývoje a výzkumu.
- 4) Posuzování degradace materiálových vlastností dlouhodobým provozem zařízení, posuzování vad typu trhlin, resp. odhady zbytkové životnosti konstrukcí a analýzu příčin porušování konstrukcí.

Mechanické vlastnosti dělíme na základní a speciální. Základní mechanické vlastnosti vyjadřují obecné požadavky na kvalitu materiálu, a jsou tedy většinou uváděny v materiálových listech (atestech). Jsou kvantitativně vyjadřovány pomocí materiálových charakteristik jako je mez pevnosti R_m , mez kluzu R_{eH} , $R_{p0,2}$, tažnost A , kontrakce Z , tvrdost H , vrubová houževnatost KCV . Nevztahují se tedy k určitému typu lomového procesu (únavový lom, lom vyvolaný tečením za vysokých teplot, lom koroze pod napětím).

Speciální mechanické vlastnosti mají přímý vztah k určitému typu lomového procesu a bývají součástí konkrétních technických podmínek. Mezi speciální mechanické vlastnosti tak patří např. mez únavy σ_c , lomová houževnatost, cyklická křivka napětí deformace, prahová hodnota faktoru intenzity napětí pro růst únavových trhlin, mez pevnosti při tečení $R_{mT/tT}$, prahová hodnota faktoru intenzity napětí pro růst trhlin v důsledku korozního praskání, rychlost rovnoměrné koroze a další.



Shrnutí pojmů: Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- **Mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů.**
- **Základní mechanické vlastnosti.**
- **Speciální mechanické vlastnosti**

Otázky k probranému učivu:

- 1) Jak dělíme mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů?
- 2) Čím jsou charakteristické speciální mechanické vlastnosti?
- 3) K čemu slouží výsledky hodnocení mechanických vlastností konstrukčních materiálů?
- 4) Patří cyklická křivka napětí – deformace mezi základní nebo speciální mechanické vlastnosti?



Úlohy k řešení

Pokuste se definovat, jaký je rozdíl mezi základními a speciálními mechanickými vlastnostmi a vyjmenovat materiálové charakteristiky, které patří do té které skupiny.



Použitá literatura

- [1] MATOCHA, Karel - PURMENSKÝ, Jaroslav: Moderní zkušební metody. Sborník Celostátní konference s mezinárodní účastí „České ocelářství a jeho podpora vědecko – výzkumnou základnou. Park hotel Všemina – Slušovice, Česká republika, 4, - 6. Června 2002, s. 111 – 119.
- [2] Materials Selection and Design. ASM HANDBOOK Volume 20, 1997.

2. Základní koncepce konstrukčních návrhů



Čas ke studiu: 1,5 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- Vyjmenovat dvě základní koncepce konstrukčních návrhů.
- Popsat, v čem se liší obě základní koncepce konstrukčních návrhů.
- Popsat, jakými dvěma způsoby je možno realizovat koncepci konstrukce bezpečné i při výskytu poškození.
- Definovat tři základní typy nukleace trhliny.
- Definovat rozdělení konstrukčních návrhů z pohledu pracovních teplot.
- Definovat pojem mezní teplota.



Výklad

2.1 Úvod

Úsilí konstruktérů, výpočtářů a technologů by mělo směřovat k tomu, aby navržená součást, resp. konstrukce splňovala celou řadu na ni kladených požadavků. Především to znamená splnit svoji požadovanou funkci po předepsanou dobu projektované životnosti. Konstrukční návrh musí dále respektovat zásady optimální technologie výroby, montáže, kontroly a oprav. Jen tak bude konkurenceschopný a zajistí svému výrobcí i uživateli očekávaný zisk.

V průběhu posledních desetiletí je patrný výrazný nárůst výkonů strojů a zařízení, zvyšování pracovních teplot i snaha o snižování spotřeby materiálu a energie na jejich výrobu a provoz. Tyto skutečnosti vedou k používání nových typů ocelí se zvýšenými užitnými vlastnostmi. Vzhledem k tomu, že oceli s vyššími mezemi kluzu a pevnosti vyžadují zvýšenou technologickou kázeň při svařování, jsou citlivé na provozní prostředí a přítomnost jak

konstrukčních tak pevnostních vrubů, je nezbytné zajistit dodržování předepsané výrobní technologie konstrukce tak, aby se maximálně zabránilo vzniku vad typu trhlin jak ve stádiu výroby konstrukce, tak ve stádiu jejího provozu. U novějších konstrukcí není proto zdaleka tak velká rezerva v užitných vlastnostech použitých materiálů jak tomu bývalo dříve. S tím potom souvisí nebezpečí čtenějšího výskytu poruch a havárií. V současné době existují dvě základní koncepce konstrukčních návrhů:

- 1) koncepce návrhu konstrukce na bezpečný život (safe – life),
- 2) koncepce konstrukce bezpečné i při výskytu poškození (damage tolerance approach)

2.2 Koncepce návrhu na bezpečný život (safe – life)

Tato koncepce konstrukčního návrhu byla až do 50. let jedinou používanou filosofií. Je tedy tradiční a doposud používaná. Podle této filosofie nedochází v průběhu plánované životnosti konstrukce k iniciaci a růstu defektů. Konstrukce se tedy musí navrhout, vyrobit a provozovat s takovými rezervami únosnosti, aby v průběhu projektované životnosti nepřekročilo riziko havárie předem sjednanou hodnotu. Zmíněná pravděpodobnost dosažení mezního stavu konstrukce bývá extrémně nízká (méně než 5%). Po této době musí být součást nebo konstrukce vyřazena z provozu bez ohledu na její skutečnou zbytkovou životnost. Tato koncepce se využívá především pro návrh nejdůležitějších součástí s havarijními důsledky poruchy. Z uvedeného je zřejmé, že tato koncepce může vést k předčasnému a tedy neekonomickému vyřazení součásti. Konstrukční návrhy založené na této koncepci vycházejí z:

- ❑ výsledků tahových zkoušek ($R_{p0,2}$, R_{eH} , R_m , A_5 , Z),
- ❑ výsledků únavových zkoušek na hladkých válcových tělesech jak v oblasti vysokocyklové únavy (křivka životnosti $\sigma_a - N_f$, Wöhlerova křivka), tak v oblasti nízkocyklové únavy (křivka životnosti $\epsilon_{at} - N_f$, Manson – Coffinova křivka),
- ❑ výsledků rázových zkoušek v ohybu (teplotní závislost nárazové práce, T_{28} , FATT, boční rozšíření). Stanovené tranzitní teploty jsou vztaženy k minimálním teplotám doporučeným pro použití dané oceli.

2.3 Koncepce konstrukce bezpečné i při výskytu poškození (damage tolerance)

Od počátku 70. let minulého století je postupně zaváděna a používána koncepce konstrukce bezpečné i při výskytu poškození (damage tolerance). Existují dva základní rozdíly mezi těmito přístupy. Přístup založený na konstrukci bezpečné i při výskytu poškození připouští iniciaci a stabilní růst vad v průběhu provozování konstrukce, a tudíž připouští možnost existence vad typu trhlin v nové konstrukci jako důsledek technologických operací při její výrobě. Kromě vad typu trhlin vzniklých ještě před provozováním konstrukce může dojít k iniciaci trhlin za provozu konstrukce. Existují tři základní typy iniciace:

- 1) Iniciace vyvolaná v podmínkách cyklického namáhání. Typickým příkladem jsou letecké konstrukce. Proměnnými, cyklickými silami jsou však zatěžovány i podvozkové části všech typů vozidel. Proměnné síly jsou i u jeřábů, tlakových nádob a všech typů točivých strojů.
- 2) Iniciace za podmínek současného působení korozního prostředí a tahového napětí (od vnějšího namáhání nebo od vlastních pnutí). Tento typ nukleace (a i následného růstu trhlin) je typický pro zařízení chemického průmyslu a pro konstrukce trvale ve styku s vodním prostředím.
- 3) Iniciace za podmínek současného působení vysokých teplot a tahového napětí – tečení za vysokých teplot (creep). Tyto podmínky jsou typické u částí parních a plynových turbín, parních kotlů apod.

Přechod z koncepce návrhu na bezpečný život (safe - life) ke koncepci návrhu konstrukce bezpečné i výskytu poškození (damage tolerance) vedl k rozvoji a zavádění nových zkušebních metod v oblasti hodnocení stabilního růstu trhlin a lomového chování materiálů. Vznikla nová vědní disciplína „lomová mechanika“ a byla vyvinuta celá řada zkušebních metod pro hodnocení stabilního růstu trhlin a lomového chování materiálů jak v oblasti platnosti lineární lomové mechaniky, tak v oblasti elasticko-plastické lomové mechaniky. V zásadě je možno realizovat tuto koncepci dvěma přístupy:

- a) přístupem bezpečnosti i při poruše (fail safe)
- b) přístupem pomalého růstu trhliny (v letectví FSC – fly to safe crack)

2.3.1 Přístup bezpečnosti i při poruše

Požadovaného cíle lze dosáhnout:

- aktivním zálohováním konstrukce paralelně řazenými prvky přenášejícími zatížení. Při poruše jednoho prvku se nesmí významněji snížit únosnost daného uzlu i konstrukce jako celku,
- pasivním zálohováním konstrukce. Zde sekundární nosné prvky převezmou zatížení až po porušení primárních nosných prvků,
- užitím zastavovačů trhlin, které brání jejich dalšímu růstu.

Konstrukce tedy musí splňovat určité požadavky na zbytkovou pevnost při poruše. Spolehlivost je zajištěna (i při připuštění poruchy konstrukce) přiměřenou zbytkovou pevností a dobou provozu, během níž bude objeveno poškození.

2.3.2 Přístup pomalého (stabilního) růstu trhliny

Zde je uvažován stabilní růst trhliny ustálenou, nízkou rychlostí. Přitom za projektovanou životnost nedosáhne poškození kritických hodnot (např. pro vznik křehkého lomu). Spolehlivost provozu je zajištěna častými prohlídkami s vysokou pravděpodobností zjištění případného poškození dříve, než by byla vyčerpána zbytková životnost a pevnost součástí.

Jak se může těleso s trhlinou chovat v provozních podmínkách? V závislosti na provozních podmínkách, tvaru tělesa, prostředí a materiálu je chování trhliny dáno jednou z následujících možností:

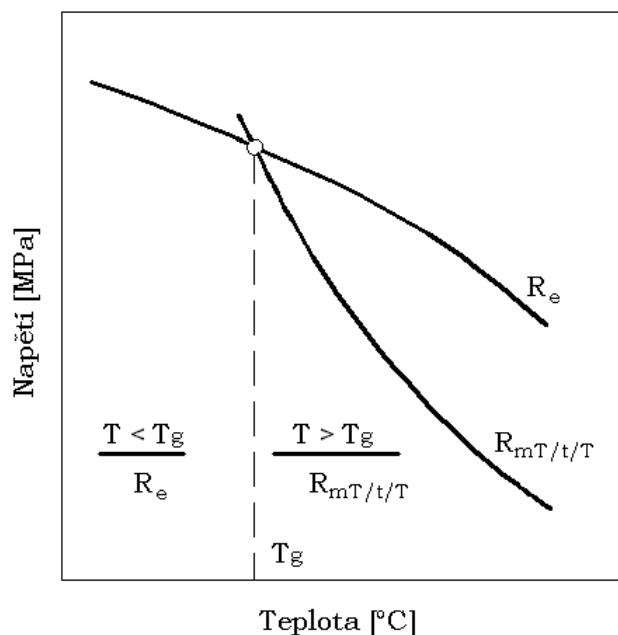
- 1) trhlina neroste. Provozní podmínky (úroveň namáhání a agresivita prostředí) nepřekračují prahové hodnoty potřebné k růstu,
- 2) trhlina roste stabilně. Rychlost růstu je relativně malá; k tomu, aby prorostla celým nosným průřezem, může být zapotřebí i doba delší než projektovaná životnost,
- 3) trhlina roste nestabilně – rychlost růstu odpovídá přibližně rychlosti šíření zvuku v materiálu.

Z praktického hlediska je nutné potlačit možnost výskytu nestabilního růstu. Žádoucí by bylo vyloučit též možnost stabilního (pomalého) růstu. Praxe však ukazuje, že toho nelze často dosáhnout. Stabilní růst trhlin lze podle provozních podmínek dále dělit do tří základních kategorií:

- 1) stabilní růst trhlin v důsledku cyklického namáhání, resp. současného působení cyklického namáhání a korozního prostředí. Vyšší teploty a přítomnost korozního prostředí celý proces urychlují.
- 2) stabilní růst trhlin v důsledku současného působení statického tahového napětí a korozního prostředí (korozní praskání pod napětím)
- 3) stabilní růst trhlin v důsledku statického tahového napětí a vysokých teplot (růst trhlin za podmínek creepu).

2.4 Rozdělení konstrukčních návrhů z pohledu pracovních teplot

Z pohledu pracovních teplot dělíme konstrukce na konstrukce pracující v oblasti pracovních teplot, u kterých je hlavním degradačním mechanismem únava materiálu, korozní praskání pod napětím a/nebo náhlý nestabilní lom a oblast teplot, ve kterém je hlavním degradačním mechanismem creep (tečení), resp. kombinace creepu (tečení) a únavy materiálu. V oblasti teplot, ve které dochází k uplatnění creepu (tečení) jsou hodnoty meze pevnosti při tečení vždy nižší než mez kluzu materiálu. (viz obr. 2.1). „Mezní teplota“ T_g je teplota, nad kterou je třeba při návrhu konstrukce uvažovat s uplatněním creepu jako s jedním z hlavních degradačních mechanismů. Je definována jako průsečík teplotní závislosti meze kluzu R_e ($R_{p,0,2}$) stanovované zkouškou tahem a teplotní závislosti meze pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$ (viz obr. 2.1).



Obr. 2.1 Schematické znázornění oblasti provozních teplot uplatnění creepu (tečení) jako hlavního degradačního mechanismu.

$R_{mT/t/T}$ je statické tahové napětí vedoucí k porušení po době t na teplotě T a je stanovováno creepovými zkouškami do porušení. Při pracovní teplotě $T < T_g$ jsou meze pevnosti při tečení významně vyšší než mez kluzu a při návrhu konstrukce není tento degradační mechanismus třeba brát do úvahy. Pro stanovení dovoleného namáhání se proto používá statická mez kluzu (pro nízkolegované oceli $T < \text{cca } 450^\circ\text{C}$). Při pracovní teplotě $T \geq T_g$ procesy tečení probíhají a pro stanovení dovoleného namáhání se používá pevnost při tečení $R_{mT/t/T}$ nebo mez tečení $R_{\varepsilon/t/T}$. Mez pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$ je tahové napětí, které při zvolené teplotě způsobí po určité předem stanovené době lom. Mez tečení $R_{\varepsilon/t/T}$ je napětí, které při zvolené teplotě vyvolá za určitou, předem stanovenou dobu, deformaci určité velikosti. Obvykle se vyznačuje mez tečení pro $\varepsilon = 0,2\%$ (při konstrukci turbín), nebo $\varepsilon = 1,0\%$ (při konstrukci kotlů). Výpočtová doba obvyklá pro vysokotlaké kotle a turbíny činí $2,25 \cdot 10^5$ hodin, pro letecké motory do $2 \cdot 10^4$ hodin.



Shrnutí pojmů: Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- **Konstrukční návrh „safe – life“.**
- **Konstrukční návrh „damage tolerance approach“.**
- **Mezní teplota**
- **Mez pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$**
- **Mez tečení $R_{\varepsilon/t/T}$**

Otázky k probranému učivu:

- 1) Jaké znáte typy konstrukčních návrhů?
- 2) V čem se liší konstrukční návrh Safe-life od konstrukčního návrhu Damage Tolerance?
- 3) Jaké znáte typy nukleace trhlin?
- 4) Do jakých kategorií můžeme dělit stabilní růst trhliny?
- 5) V čem spočívá rozdíl mezi pevností při tečení $R_{mT/t/T}$ a mezí tečení $R_{\varepsilon/t/T}$?
- 6) Co určuje mezní teplota T_g ?



Úlohy k řešení

Pokuste se z teplotních závislostí meze kluzu $R_{p0,2}$ a meze tečení R_{mT} pro 100000 hod. oceli 10CrMo9-10 (15 313, T22, 1.7380) stanovit mezní teplotu T_g .

10GrMo9-10 Minimální smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$ při zvýšených teplotách

Teplota[°C]	100	150	200	250	300	350	400	450	500
$R_{p0,2}$ [MPa]	249	241	234	224	219	212	207	193	180

10CrMo9-10 Hodnoty meze pevnosti při tečení pro 100 000 hod.

Teplota[°C]	450	460	470	480	490	500	510	520	530
$R_{mT}/100\ 000/T$ [MPa]	229	212	194	177	160	141	124	105	95

Pokračování

Teplota[°C]	540	550	560	570	580	590	600
$R_{mT}/100\ 000/T$ [MPa]	81	70	61	53	46	40	35



Použitá literatura

- [1] NEDBAL, Ivan – KUNZ, Jiří - SIEGL, Jan.: Vliv čistoty slitiny AlCu4Mg1 na kinetiku únavového porušování. KOVOVÉ MATERIÁLY 6, Vol. 23, 1985, s. 725.
- [2] STRNADEL Bohumír: Nauka o materiálu II. Degradací procesy a design konstrukčních materiálů. Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, FMFI, Ostrava 2008, ISBN 978-80-248-1842-9.
- [3] VLK, Miloš-FLORIAN, Zdeněk: Mezní stavy a spolehlivost. VÚT Brno, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, Brno 2007.
- [4] HERNAS, A. – JONŠTA, Z. – TVRDÝ, M. – ČÍŽEK, L. – PURMENSKÝ, J.: Žárupevné oceli a slitiny. Vydavatelství ZUSI – Žilina, ISBN 80-968605-6-9.
- [5] ČSN EN 10216 – 2 + A2 Bezešvé ocelové trubky pro tlakové nádoby a zařízení – Technické dodací podmínky – Část 2: Trubky z nelegovaných a legovaných ocelí se zaručenými vlastnostmi při zvýšených teplotách (420262), únor 2008.

3. Mezní stav konstrukce



Čas ke studiu: 1,0 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- Definovat pojem mezní stav konstrukce.
- Definovat pojem stavová veličina.
- Vyjmenovat faktory, které ovlivňují mezní stav konstrukce.
- Vyjmenovat nejdůležitější mezní stavy konstrukcí.



Výklad

Pod pojmem mezní stav konstrukce rozumíme okamžik, kdy v důsledku nejrůznějších příčin ztrácí konstrukce schopnost plnit funkci, ke které byla určena. Faktory ovlivňující mezní stav konstrukce je možno rozdělit na:

1. externí faktory – tvar, velikost konstrukce (tloušťka stěny), časový průběh zátěžných sil, prostředí, teplota,
2. interní faktory – materiál konstrukce, jeho chemické složení, technologické a tepelné zpracování.

Vzájemná kombinace externích a interních faktorů může vést k některému z následujících mezních stavů:

- 1) únavový lom konstrukce - vyskytuje se u konstrukcí, které jsou namáhány časově proměnlivými silami,
- 2) křehký lom - o mezním stavu „křehký lom“ mluvíme tehdy, jestliže k lomu konstrukce dochází při napětí, které je nižší než mez kluzu,
- 3) lom za tepla (creep) – tento typ mezního stavu se vyskytuje u součástí pracujících za vyšších teplot,

- 4) lom způsobený korozním praskáním pod napětím – tento typ mezního stavu nastává při dlouhodobém namáhání za současného působení tahového napětí a korozního prostředí,
- 5) nadměrná plastická deformace – plastický kolaps konstrukce,
- 6) elastická nestabilita – vyskytuje se u štíhlých prvků konstrukce namáhaných tlakovou silou.

U mezních stavů 1-4 je mezní stav charakterizován lomem součástí. Pod pojmem stavové veličiny pak rozumíme ty vstupní veličiny (nebo veličiny z nich vyplývající), které popisují (především kvantitativně) stav konstrukce pro posuzovaný mezní stav. V podmínkách bezporuchovosti mohou tedy vystupovat veličiny, jako jsou např.

- redukované napětí σ_{red} .
- faktor intenzity napětí K
- velikost trhliny
- nakumulované poškození při cyklickém namáhání $D = n/N$ (n je počet aplikovaných cyklů, N je počet cyklů do porušení)

Zdaleka nejčastějším a inženýrsky nejdůležitějším mezním stavem, představujícím kolem 80% provozních lomů je únavový lom, resp. lom vyvolaný korozní únavou. Mezi další významné mezní stavy patří křehký (náhlý nestabilní) lom, creepový lom a lom vyvolaný korozním praskáním.



Shrnutí pojmů: Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- **Mechanické vlastnosti konstrukčních materiálů.**
- **Základní a speciální mechanické vlastnosti.**
- **Mezní stav konstrukce**
- **Stavová veličina**

Otázky k probranému učivu:

- 1) Co to je mezní stav konstrukce?
- 2) Jaké faktory ovlivňují mezní stav konstrukce?
- 3) Co rozumíme pod pojmem stavová veličina?



Použitá literatura

- [3] MATOCHA, Karel - PURMENSKÝ, Jaroslav: Moderní zkušební metody. Sborník Celostátní konference s mezinárodní účastí „České ocelářství a jeho podpora vědecko – výzkumnou základnou. Park hotel Všemina – Slušovice, Česká republika, 4, - 6. Června 2002, s. 111 – 119.
- [4] VLK, Miloš-FLORIAN, Zdeněk: Mezní stavy a spolehlivost. VÚT Brno, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, Brno 2007.
- [5] Materials Selection and Design. ASM HANDBOOK Volume 20, 1997.

4. Řízené stárnutí konstrukčních částí



Čas ke studiu: 1,5 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- Definovat pojem míra bezpečnosti.
- Definovat pojem součinitel bezpečnosti.
- Definovat pojem stárnutí konstrukce.
- Vyjmenovat faktory, které ovlivňují stárnutí konstrukce.
- Definovat pojem řízené stárnutí konstrukčních částí.
- Vyjmenovat z jakých kroků sestává proces řízeného stárnutí.



Výklad

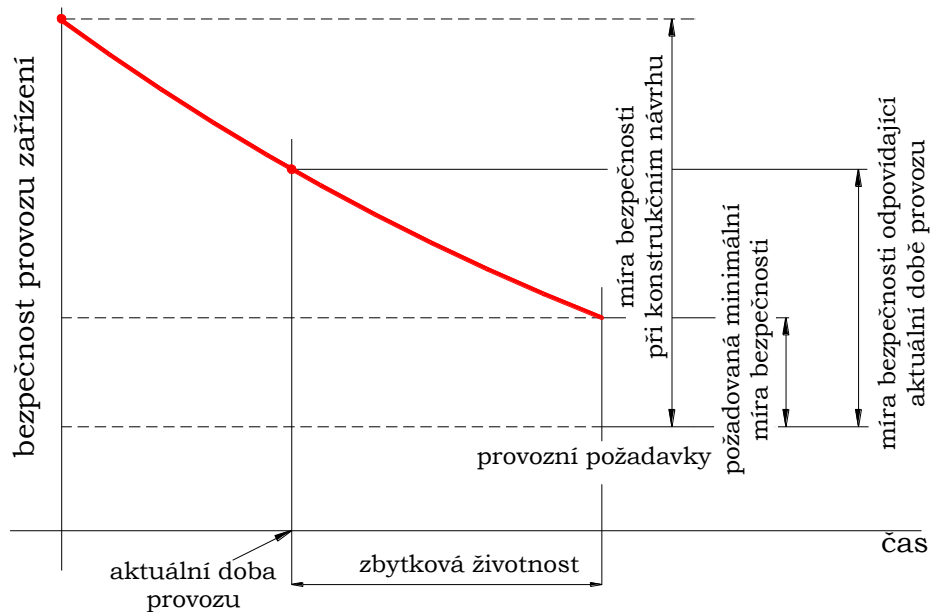
Míra bezpečnosti provozu kritických komponent dlouhodobě provozovaných zařízení, stanovená při konstrukčním návrhu, může být v průběhu jejich plánované provozní životnosti významně snížena stárnutím (viz obr. 4.1). „Mírou bezpečnosti“ rozumíme úroveň bezpečnosti zajišťující integritu a provozní spolehlivost kritických komponent zařízení pro normální provozní podmínky. Může být vyjádřena hodnotou koeficientu bezpečnosti k_p

$$k_p = \frac{S}{\sigma_{\max.}} \quad (4.1)$$

kde

S je pevnostní charakteristika materiálu ($R_{p,0,2}$ a/nebo mez pevnosti R_m)

$\sigma_{\max.}$ je maximální dovolené namáhání



Obr. 4.1 Vliv dlouhodobého provozu na míru bezpečnosti provozovaného zařízení

Při návrhu konstrukčních částí pracujících i za snížených teplot přistupuje ke kritériu maximálního dovoleného namáhání i kritérium tranzitní teploty TT

$$T_{\min.} = TT + \Delta T \quad (4.2)$$

kde

$T_{\min.}$ je nejnižší pracovní teplota komponenty

TT je tranzitní teplota

ΔT je přídavek tranzitní teplotě

Může se měnit v závislosti na:

- ❖ úrovni a četnosti překročení projektových provozních podmínek (provozních podmínek uvažovaných při konstrukčním návrhu),
- ❖ změně materiálových vlastností v průběhu dlouhodobého provozu zařízení.

Pod pojmem stárnutí konstrukce rozumíme procesy, které mohou vést v průběhu její provozní životnosti

- 1) ke změnám materiálových vlastností vyvolaným

- a) tepelně aktivovanými procesy (relaxace napětí a vlastních pnutí, rozpad původní struktury, precipitace sekundárních fází, jejich růst a hrubnutí)
 - b) deformačně indukovanými ději (deformační stárnutí, deformační zpevnění/změkčení vyvolané působením časově proměnlivých vnějších sil)
- 2) k uplatnění degradačních mechanismů jako je únava resp. korozní únava, korozní praskání, creep, vodíkové zkřehnutí, radiační zkřehnutí, plošná koroze, lokalizované formy koroze, eroze.

Uplatnění těchto procesů závisí na:

- ❖ vlastnostech materiálů výchozích polotovarů,
- ❖ technologických postupech při výrobě zařízení,
- ❖ vlastnostech okolního prostředí,
- ❖ provozních podmínkách.

Degradace vlastností materiálu může vést ke ztrátě provozní spolehlivosti, nebo dokonce až ke ztrátě integrity provozovaného zařízení iniciací a růstem trhlin v důsledku uplatnění některého z mezních stavů souvisejícího s porušováním soudržnosti. Mezní stav konstrukce představuje okamžik, kdy v důsledku nejrozumnějších příčin ztrácí konstrukce schopnost plnit funkci, ke které byla určena. Příslušná kritéria (související se schopností výrobku plnit předepsanou funkci z technických, ekonomických, ekologických a jiných závažných důvodů) a mezní hodnoty musí být stanoveny v technických podmínkách, které jsou dány normami, směrnici nebo vzájemným ujednáním. Analýzy poruch konstrukcí prokazují, že příčiny porušování je možno rozdělit do čtyř základních skupin:

1. nevhodně použitý materiál,
2. chyby v projektu a konstrukci,
3. chyby ve výrobě a při montáži,
4. nevhodné provozování zařízení.

Pod pojmem řízené stárnutí konstrukčních částí rozumíme predikci a/nebo detekci okamžiku, kdy degradace konstrukce nebo její části dosáhne takového stádia, že je dosaženo minimální požadované míry bezpečnosti (a je třeba zahájit korekční nápravná opatření). Proces řízeného stárnutí sestává ze tří základních kroků:

- 1) Výběr částí konstrukce nebo komponent strojního zařízení důležitých z hlediska bezpečnosti konstrukce
- 2) Definování dominantních mechanismů stárnutí ve vybraných částech a definování a vývoj metod pro monitorování a zmírnění stárnutí komponent. Ke stárnutí může přispívat i kombinace několika mechanismů.
- 3) Řízení stárnutí efektivními postupy při provozu a údržbě zařízení (optimalizace provozních režimů, optimalizace intervalů provozních prohlídek, optimalizace dlouhodobého plánu oprav). Stav bezpečnosti může být monitorován na základě měření a vyhodnocování provozních parametrů a podmínek.

V následujících kapitolách budou popsány mechanismy stárnutí konstrukčních materiálů v důsledku teplotního a deformačního stárnutí a hlavní degradační mechanismy uplatňující se V průběhu dlouhodobého provozu konstrukcí a zařízení pracujících za zvýšených teplot, mezi které patří únava materiálu, tečení (creep) a korozní praskání pod napětím.



Shrnutí pojmů: Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- **Míra bezpečnosti.**
- **Stárnutí konstrukce.**
- **Mezní stav konstrukce.**
- **Řízené stárnutí konstrukčních částí.**
- **Součinitel bezpečnosti.**

Otázky k probranému učivu:

- 1) Co rozumíme pod pojmem míra bezpečnosti?
- 2) Co rozumíme pod pojmem stárnutí konstrukce?
- 3) Co patří mezi tepelně aktivované procesy?
- 4) Jaké znáte degradační mechanismy?
- 5) Jaké jsou hlavní příčiny porušování konstrukcí?
- 6) Co rozumíme pod pojmem řízení stárnutí?
- 7) Co přistupuje ke kritériu maximálního dovoleného namáhání při návrhu konstrukčních částí pracujících za snížených teplot?



Použitá literatura

- [1] Methodology for the Management of Ageing of Nuclear Power Plant Components Important to Safety. Technical reports series No. 338. International Atomic Energy Agency, Vienna, 1992.
- [2] Řízení stárnutí zařízení jaderných elektráren – bezpečnostní návod JB – 2.1, SÚJB, leden 2010.
- [3] RÝDLOVÁ, Jolana: Metodika řízení životnosti JE. *Katalog degradačních mechanismů kovových materiálů*. Ústav jaderného výzkumu Řež. Ev. číslo: DITI 301/315R1, Řež, prosinec 2005.
- [4] STRNADEL Bohumír: Nauka o materiálu II. Degradační procesy a design konstrukčních materiálů. Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, FMMI, Ostrava 2008, ISBN 978-80-248-1842-9.
- [5] VLK, Miloš-FLORIAN, Zdeněk: Mezní stavy a spolehlivost. VÚT Brno, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, Brno 2007.

5. Mechanismy stárnutí konstrukčních materiálů



Čas ke studiu: 1,5 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- Definovat pojem stárnutí.
- Vyjmenovat dva základní typy stárnutí.
- Popsat co je podstatou stárnutí.
- Vyjmenovat nejzávažnější formy zkřehnutí.
- Popsat obecnou charakteristiku deformačního stárnutí.
- Definovat dvě stádia deformačního stárnutí.
- Popsat, čím je charakteristické dynamické deformační stárnutí.



Výklad

Stárnutí materiálu je postupné (časem nebo užíváním) zhoršování především jeho mechanických a fyzikálních vlastností. Rozeznáváme dva základní typy stárnutí:

- 1) teplotní stárnutí,
- 2) deformační stárnutí.

Podle úrovně teploty, při které stárnutí probíhá rozeznáváme :

- ☐ přirozené stárnutí (probíhá při okolní teplotě)
- ☐ stárnutí při zvýšených teplotách.

5.1 Teplotní stárnutí

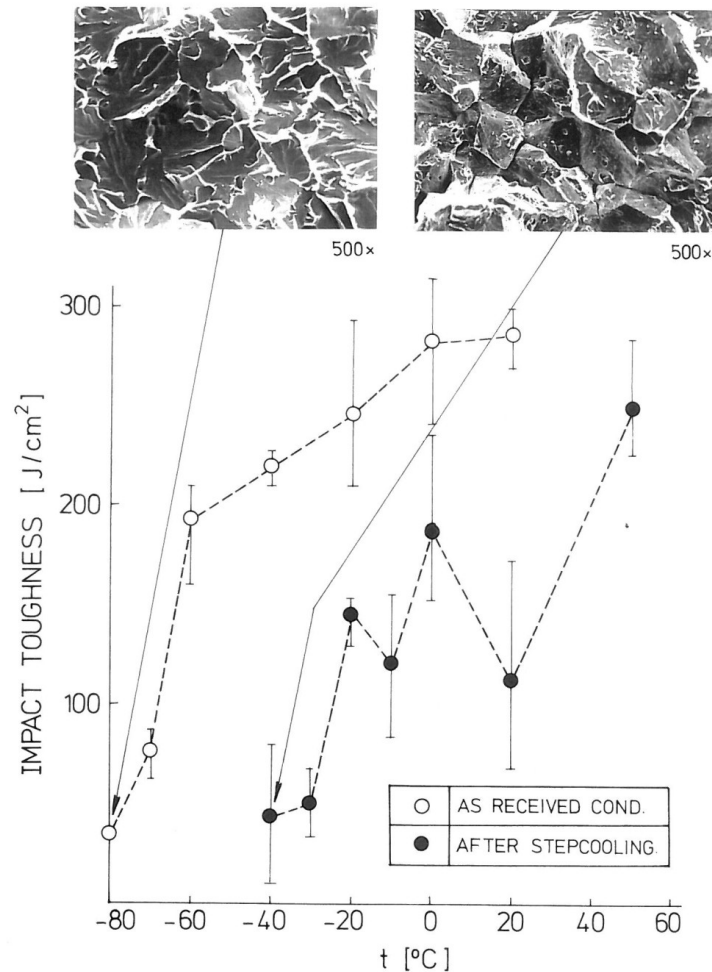
Teplotní stárnutí představuje proces změny materiálových vlastností vlivem rozpadu přesyceného tuhého roztoku feritu v dlouhém čase bez působení vnějších mechanických zatížení. V literatuře se používají pro tento proces názvy Thermal Aging Embrittlement,

Thermal Aging. Ferit, tuhý roztok uhlíku a dalších intersticiálních a substitučních prvků v železe α , je významnou fází feritických ocelí. Intersticiální prvky (zejména C a N), s jejichž přítomností v ocelích je třeba vždy počítat, způsobují již v malém množství poměrně výrazné změny vlastností. Stabilita tohoto intersticiálního zpevnění může být dosti nízká a i za okolní teploty se pak mohou projevit významné změny vlastností. Změny probíhající v tuhém roztoku jsou známy pod označením rozpad přesyceného tuhého roztoku. Možnost přesycení tuhého roztoku je důsledkem zmenšující se rozpustnosti uhlíku a dusíku ve feritu při poklesu teploty. Podstatou stárnutí je interakce atomů uhlíku a dusíku s dislokacemi a/nebo precipitace rovnovážných, případně nerovnovážných strukturních fází obsahujících C a N. Stárnutí se výrazně projevuje u nízkouhlíkových ocelí zejména do 0,2% C, neboť při jeho vyšším obsahu jsou změny vlastností překryty účinkem přítomného perlitu. Vede postupně k:

- ❖ poklesu tažnosti, vrubové houževnatosti a lomové houževnatosti materiálu,
- ❖ zvýšení přechodové teploty,
- ❖ snížení dolního a horního plata vrubové houževnatosti,

Průběh stárnutí a změn vlastností závisí na stupni jeho přesycení atomy C a N. Existují různé formy teplotního stárnutí, přičemž řada z nich může vést ke křehkému lomu dané komponenty. Mezi nejzávažnější formy křehnutí patří:

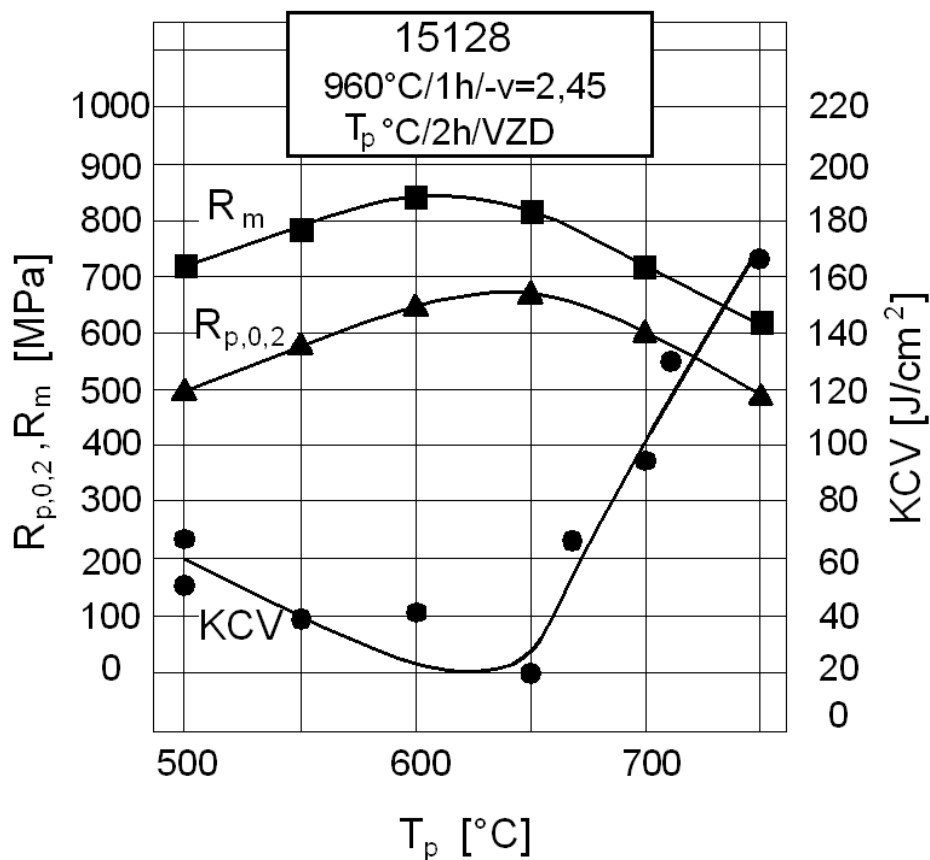
- ❑ **křehkost za modrého žáru** (blue brittleness) je způsobena dusíkem, který se do oceli dostal při výrobě oceli; ohřevem oceli stoupá pevnost a tvrdost a klesá houževnatost. Největší křehkosti se dosáhne asi při 300°C, kdy ocel na vzduchu nabíhá do modra.
- ❑ **Stárnutí po kalení** (quench – aged embrittlement). Jedná se o stárnutí u ocelí s nízkým obsahem uhlíku v důsledku přesycení feritu uhlíkem a dusíkem. Křehnutí je obvykle způsobeno rychlým ochlazením oceli z teplot těsně pod A_{C3} a může být minimalizováno kalením z nižších teplot.
- ❑ **Stárnutí v oblasti teplot 400 – 550°C** (vratná křehkost). Křehkost v této oblasti teplot se vyskytuje u legovaných konstrukčních ocelí. Rozvoj této křehkosti závisí jak na teplotě, tak na čase. Je-li ocel provozována v tomto kritickém intervalu teplot, může dojít k významnému poklesu vrubové houževnatosti (viz obr. 4.1). Zkřehlé oceli mohou být „restaurovány“ ohřevem nad tento interval teplot. Tento typ křehkosti podporuje P je-li ho více než 0,015%. Nepříznivě působí rovněž Ni především v kombinaci s P. Citlivost k této křehkosti může být redukována přidáním 0,15 – 0,50% Mo.



Obr. 5.1 Teplotní závislost vrubové houževnatosti oceli 10GN2MFA v dodaném stavu a po pomalém (240 hod.) stupňovitém ochlazování z teploty 595°C (step-cooling).

- ❑ **Křehkost při teplotě 475°C.** Tato křehkost se vyskytuje u feritických chromových ocelí, jejichž obsah chromu je větší než 13%. Křehkost je vyvolávána v oblasti teplot 400 až 550°C. Tato křehkost se nazývá podle teploty, která ji nejvýrazněji vyvolává. U ocelí s obsahem Cr > 25% stačí několik minut na teplotě 475°C. Proto se u chromových nerezavějících ocelí nepoužívá popouštěcích teplot v rozmezí 400 až 600°C. Delší exploataci při vyšších teplotách dochází u všech typů nerezavějících chromových a austenitických chromniklových ocelí k přednostnímu vylučování karbidů chrómu po hranicích zrn a oceli jsou náchylné k mezikrystalové korozi.

- ❑ **Křehkost při teplotě 500 – 570°C.** U ocelí legovaných karbidotvornými prvky je precipitace některých karbidů (Mo_2C , W_2C , V_4C_3) spojena s výrazným nárůstem tvrdosti. Tento jev je s úspěchem využíván zejména u nízkolegovaných CrMo a CrMoV žárupevných ocelí (15128, 15313). Je znám jako sekundární vytvrzování. Vede však k poklesu vrubové houževnatosti. Oceli tohoto typu se proto musí při práci za zvýšených teplot používat v tzv. „přestárlém“ stavu, kdy po popuštění na dostatečně vysoké teplotě dochází ke zhrubnutí karbidů/nitridů a houževnatost opětovně vzrůstá (viz obr. 4.2).



Obr. 5.2 Závislost meze kluzu, meze pevnosti a vrubové houževnatosti na teplotě popouštění u oceli 15 128

5.2 Deformační stárnutí

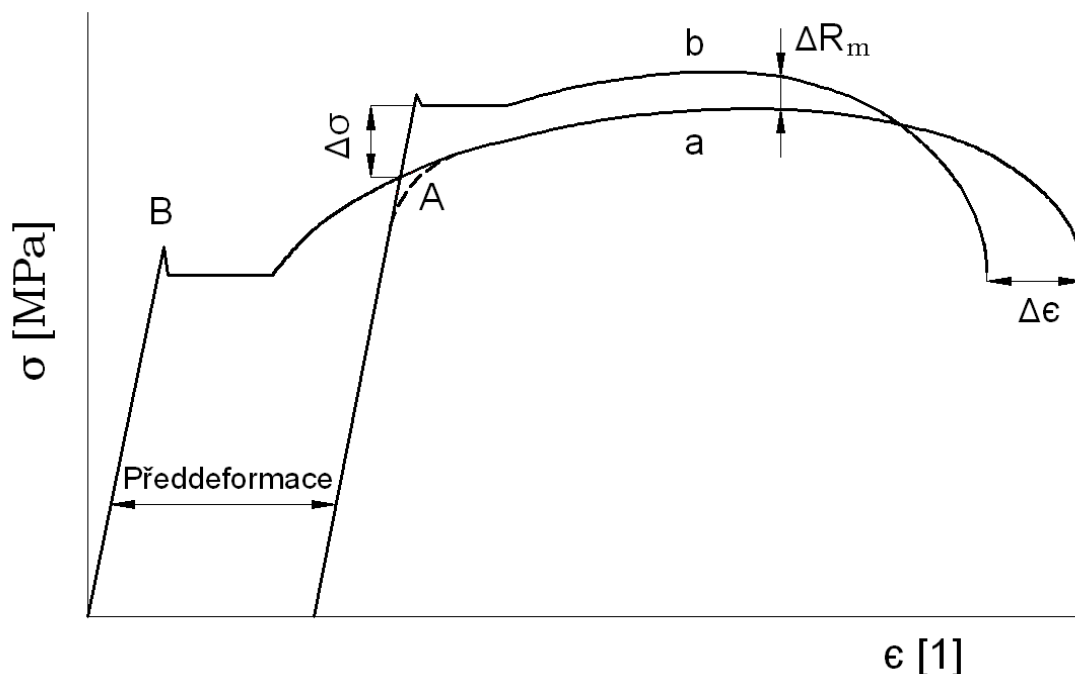
Deformační stárnutí je proces, v průběhu kterého dochází ke změnám materiálových vlastností po, a/nebo v průběhu plastické deformace. Existují dva typy deformačního stárnutí:

- 1) statické deformační stárnutí, při kterém dochází ke změně vlastností materiálu po plastické deformaci,
- 2) dynamické deformační stárnutí, při kterém dochází ke změně vlastností materiálů v průběhu deformace.

Projevy tohoto typu stárnutí lze zjistit také u ocelí, které jsou přibližně v rovnovážném stavu, tj. ve kterých tuhý roztok železa α není významně přesycen intersticiálními prvky. Příčinou je obsazování volných dislokací, které se vytvořily při tváření, atomy uhlíku a dusíku z tuhého roztoku α . V uhlíkových a nízkolegovaných ocelích se při tomto pochodu závažnější úloha přisuzuje dusíku, zejména pro jeho větší rozpustnost v železe α .

5.2.1 Obecná charakteristika deformačního stárnutí

Závislost $\sigma - \epsilon$ při tahové zkoušce za okolní teploty nízkouhlíkové oceli ve vyžíhaném stavu odpovídá křivce „a“ na obr. 4. 3. Je-li zkušební těleso zatěžováno v tahu do bodu A za dolní mez kluzu (viz obr. 4.3), odlehčeno a okamžitě znovu zatěžováno, pak závislost $\sigma - \epsilon$ bude sledovat stejnou závislost (křivka „a“) a nebude pozorována ostrá mez kluzu (ani horní R_{eH} , ani dolní R_{eL}) jako na počátku zatěžování (viz bod B).



Obr. 5.3 Závislost $\sigma - \epsilon$ pro nízkouhlíkovou vyžíhanou ocel po zatěžování do bodu A, následném odlehčení a následném okamžitém zatěžování (křivka „a“) a po zatěžování po stárnutí (křivka „b“).

Bude-li však zkušební těleso odlehčeno v bodě A a stárnuto při okolní nebo zvýšené teplotě, dojde při opětovném zatěžování opět k výskytu ostré meze kluzu a získaná závislost pak odpovídá křivce „b“ na obr. 5.3. Mez kluzu naměřená po stárnutí je vyšší. Zvýšení meze kluzu je charakteristickým znakem deformačního stárnutí. Může docházet rovněž ke zvýšení meze pevnosti R_m a k poklesu tažnosti A a kontrakce Z, avšak k těmto změnám nemusí vždy dojít. Deformačním stárnutím jsou ovlivněny i další mechanické a fyzikální charakteristiky materiálů:

- ☐ přechodová teplota tvárný – křehký lom
- ☐ mez únavy
- ☐ elektrické a magnetické vlastnosti
- ☐ mez pevnosti při tečení

Odstraníme – li z oceli C a N, výskyt ostré meze kluzu a deformačního stárnutí je potlačen. Výskyt ostré meze kluzu a stárnutí je důsledkem migrace C a N atomů k dislokacím a z toho vyplývajícího omezování jejich pohybu.

5.2.2 Statické deformační stárnutí po deformaci v tahu

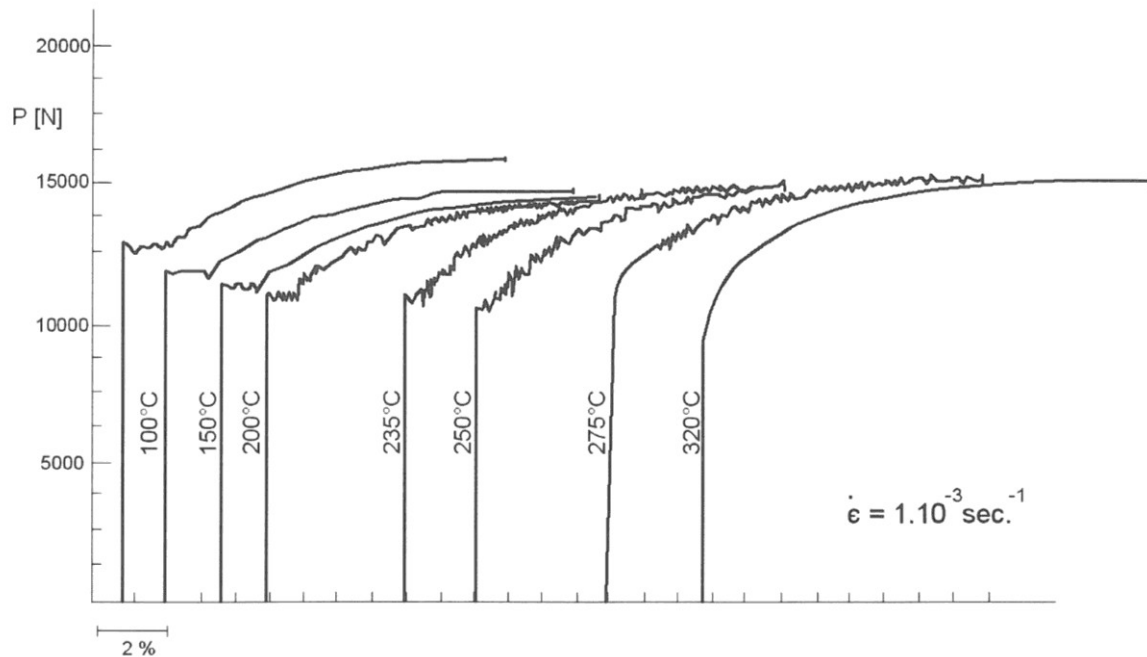
Změny pozorované v materiálových charakteristikách stanovených tahovou zkouškou po deformačním stárnutí jsou interpretovány dvěma stádii procesu stárnutí.

V prvním stádiu migrují atomy C a N k dislokacím a tvoří Cottrellovy atmosféry. V tomto stádiu je ovlivňována dolní mez kluzu R_{eL} , Lüdersova deformace a tranzitní teplota stanovovaná zkouškou rázem v ohybu. Závislost $\sigma - \epsilon$ v oblasti zpevňování, mez pevnosti R_m , tažnost A a kontrakce Z ovlivňovány nejsou, neboť atmosféry jsou rozptýleny. Výskyt pouze prvního stádia stárnutí je typický pro oceli s nízkým obsahem C a N.

Druhé stádium je charakteristické tvorbou precipitátů na dislokacích. V důsledku precipitace dochází ke zvýšení meze kluzu, meze pevnosti, rychlosti zpevnění a k poklesu tažnosti A a kontrakce Z. Při dlouhých dobách stárnutí, především při zvýšených teplotách, může docházet k přestárnutí. To je charakteristické mírným poklesem meze kluzu, meze pevnosti a mírným vzrůstem tažnosti a kontrakce v důsledku hrubnutí precipitátů. K přestárnutí dochází při teplotách vyšších než 250°C. Při zvýšených teplotách vzrůstá rychlost stárnutí. Změny v mechanických vlastnostech však teplotou významně ovlivněny nejsou.

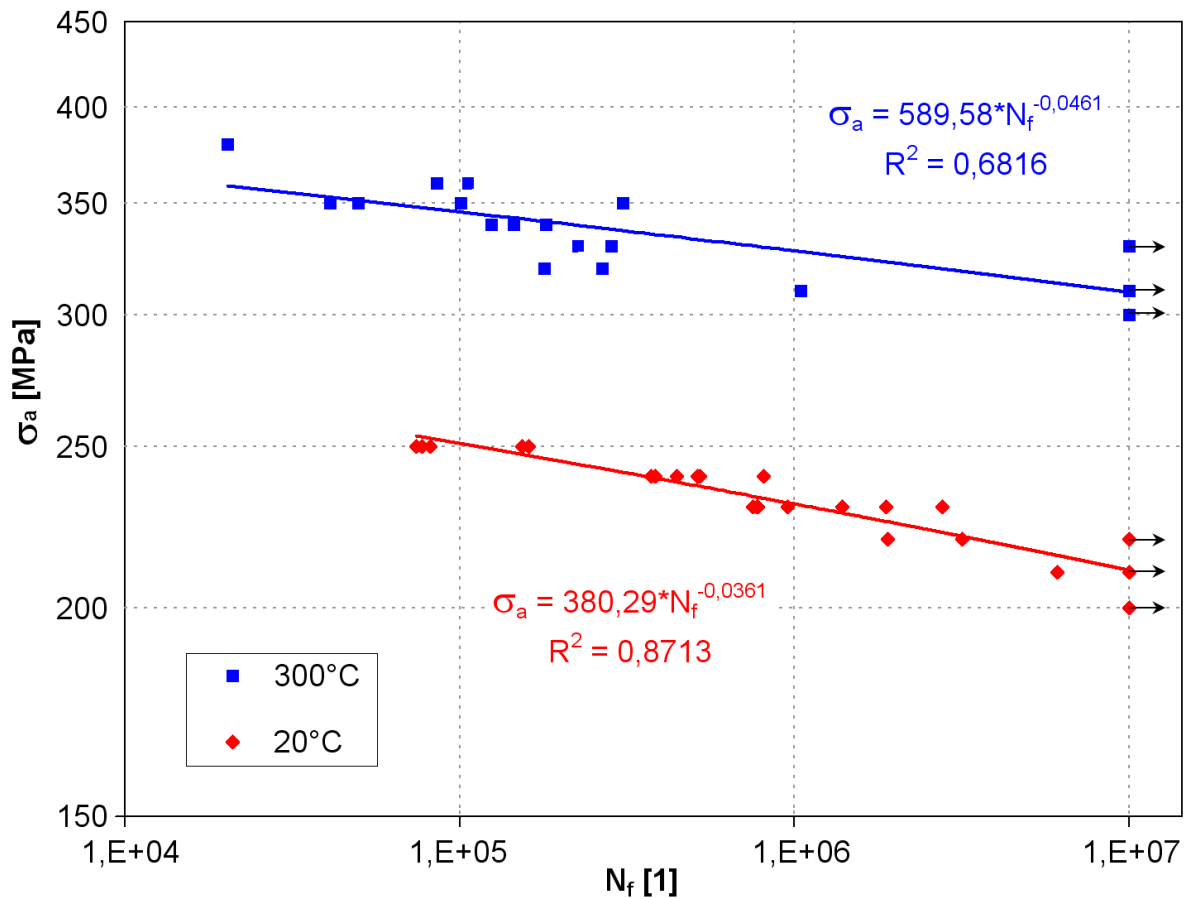
5.2.3 Dynamické deformační stárnutí

V oblasti teplot $125 \div 300^\circ\text{C}$ vykazují nízkouhlíkové oceli zvýšenou rychlost deformačního zpevnění doprovázenou zvýšením meze pevnosti R_m a poklesem tažnosti A . Současně dochází ke změně tvaru křivky $\sigma - \epsilon$ z hladké na „zoubkovanou“ (serrated yielding) (viz obr. 5.4)



Obr. 5.4 Závislost síla – deformace pro ocel 10GN2MFA v rozmezí teplot $100^\circ\text{C} - 320^\circ\text{C}$.

Na obr. 5.5 jsou uvedeny Wöhlerovy křivky žárupevné oceli 12 021.1 při okolní teplotě a teplotě 300°C . Vyšší mez únavy a vyšší oblast šikmé větve Wöhlerovy křivky při 300°C je důsledkem dynamického deformačního stárnutí oceli.



Obr. 5.5 Wöhlerova křivka oceli 12 021.1 při okolní teplotě a teplotě 300°C



Shrnutí pojmů: Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- Stárnutí materiálu.
- Teplotní stárnutí.
- Deformační stárnutí
- Stárnutí po kalení.
- Křehkost za modrého žáru.
- Křehkost při teplotě 475°C.
- Křehkost při teplotě 500°C – 570°C.
- Statické a dynamické deformační stárnutí.

Otázky k probranému učivu:

- 1) Co rozumíme pod pojmem stárnutí materiálu?
- 2) Jaké znáte dva základní typy stárnutí?
- 3) Co je podstatou stárnutí materiálu?
- 4) Jaké jsou nejzávažnější formy stárnutí?
- 5) Jaké znáte typy deformačního stárnutí?
- 6) Čím je charakteristické dynamické deformační stárnutí ?
- 7) Jaké mechanické a fyzikální charakteristiky jsou ovlivněny deformačním stárnutím?



Použitá literatura

- [1] RYŠ, P., CENEK, M., MAZANEC, K., HRBEK, A.: Nauka o materiálu I. 4. Svazek Železo a jeho slitiny. Druhé, rozšířené a zcela přepracované vydání. ACADEMIA, Praha 1975.
- [2] BAIRD, J.D.: Strain Aging of Steel – a critical review. Part I: Practical Aspects. IRON & STEEL, May 1963, p. 186 – 192.
- [3] BAIRD, J.D.: Strain Aging of Steel – a critical review. Part I: Practical Aspects (continued). IRON & STEEL, June 1963, p. 326 – 334.
- [4] BAIRD, J.D.: Strain Aging of Steel – a critical review. Part III: Dynamic Strain Aging. IRON & STEEL, September 1963, p. 450 – 456.

6. Únava materiálu



Čas ke studiu: 2,5 hod.



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět

- ☐ Definovat pojem únava materiálu.
- ☐ Definovat pojem kmitového a cyklického namáhání.
- ☐ Definovat pojem asymetrie cyklu.
- ☐ Popsat jednotlivé způsoby cyklického namáhání v závislosti na asymetrii cyklu.
- ☐ Vysvětlit rozdíl mezi vysokocyklovou a nízkocyklovou únavou.
- ☐ Popsat jednotlivá stadia únavového procesu.
- ☐ Vyjmenovat základní charakteristiky únavy materiálu.
- ☐ Popsat tři stadia růstu únavových trhlin na vzduchu při okolní teplotě.
- ☐ Definovat pojem prahová hodnota faktoru intenzity napětí pro růst únavových trhlin K_p .



Výklad

V následující kapitole bude věnována pozornost degradačnímu procesu, vyvolanému časově proměnlivým vnějším namáháním.

6.1 Definice pojmu únava materiálu

Podrobíme-li součást nebo konstrukci působení proměnlivých vnějších sil, může dojít po určité době k jejich lomu, ačkoliv maximální hladina napětí je podstatně nižší než mez kluzu materiálu. Probíhá proces postupného porušování materiálu tzv. únava materiálu. Existence únavy

kovů je podmíněna a determinována cyklickou plastickou deformací. Příčinou vzniku střídavých plastických deformací může být zatěžování mechanické nebo tepelné, nebo jejich kombinace. Např. amplituda cyklické plastické deformace na mezi únavy (amplituda napětí, pod kterou nedochází k porušení únavovým lomem) je bez ohledu na typ materiálu řádu 10^{-5} . Jednosměrná, neopakovaná deformace tohoto řádu nevede k žádným závažnějším změnám ve struktuře materiálu, ani jeho vlastnostech. Teprve mnohonásobné opakování plastické deformace, byť tak malé, že z hlediska běžného pojetí jde o zatěžování elastické, vede ke kumulativnímu poškozování, končícímu únavovým lomem.

Je-li počet cyklů do lomu řádu 10^5 a výše, mluvíme o únavě vysokocyklové, je-li počet cyklů do porušení řádu 10^4 a méně, mluvíme o nízkocyklové únavě. Toto dělení můžeme považovat za konvenci, i když nemá žádné hlubší opodstatnění.

Pokud se mění smysl vnějších sil, které mají v obou směrech stejnou největší velikost, mluvíme o střídavém namáhání. Mění-li se s časem pouze velikost, ale nikoliv smysl sil, jde o oblast míjivého resp. pulzujícího namáhání. Obecný případ s různě velkými výkmity sil a s různým charakterem jejich časové proměnlivosti nazýváme kmitovým namáháním. Je-li proměnlivost sil ustálena do stále stejných nejvyšších a nejnižších mezí při stejné frekvenci změn, jde o prosté cyklické namáhání, které je zvláštním případem namáhání kmitového.

Prosté cyklické namáhání může mít podle poměru největšího a nejmenšího napětí různou povahu cyklu (viz obr. 6.1). Střední napětí cyklu σ_m a amplitudu napětí σ_a je možno vyjádřit vztahy

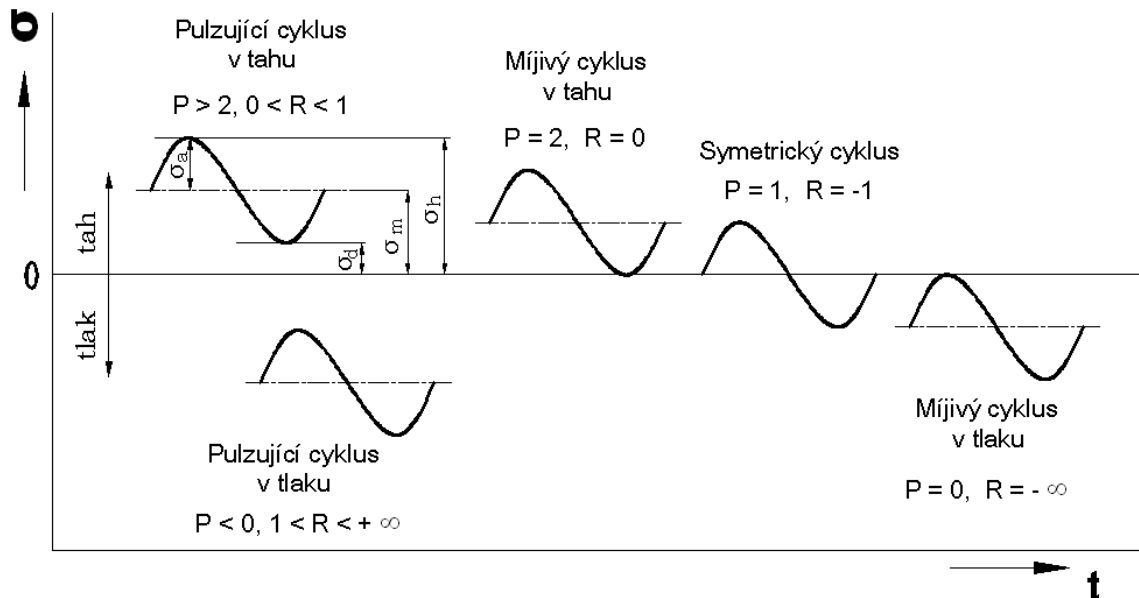
$$\sigma_m = \frac{\sigma_h + \sigma_d}{2}, \sigma_a = \frac{\sigma_h - \sigma_d}{2} \quad (6.1)$$

Asymetrii cyklu pak můžeme vyjádřit vztahy

$$R = \frac{\sigma_d}{\sigma_h} \quad (6.2)$$

nebo

$$P = \frac{\sigma_h}{\sigma_a} \quad (5.3)$$



Obr. 6.1 Schematické znázornění jednotlivých typů cyklického namáhání

Celý únavový proces je možno rozdělit zhruba do tří stádií. (viz obr. 6.2).



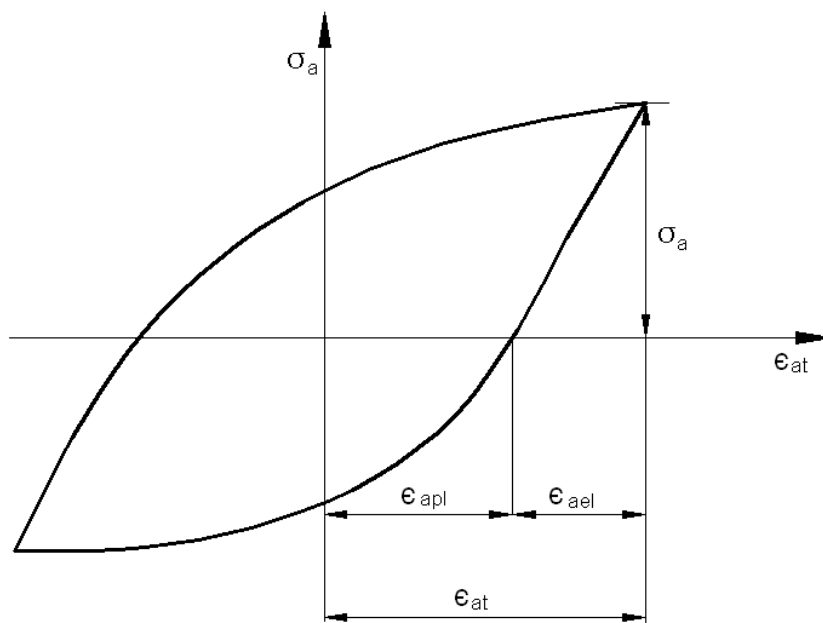
Obr. 6.2 Časová posloupnost jednotlivých stádií únavového procesu v tělese bez technologických vad.

6.2 Stadia únavového procesu

6.2.1 Stadium změn mechanických vlastností

Toto stádium je typické změnami v celém objemu zatěžovaného kovu. Při cyklickém zatěžování dochází nejprve ke změnám v mechanických vlastnostech materiálu v důsledku změn v hustotě a prostorovém uspořádání mřížkových poruch. Pod pojmem mechanické vlastnosti máme v tomto případě na mysli ty vlastnosti, které charakterizují odpor materiálu

proti deformaci vyvolané vnějšími silami (mez kluzu, mez pevnosti, závislost amplitudy napětí na amplitudě deformace v průběhu cyklického zatěžování). Odpor materiálu proti cyklické deformaci může v průběhu únavového procesu růst (cyklické zpevnění) nebo klesat (cyklické změkčení), a to v závislosti na typu materiálu, na podmínkách zatěžování a na teplotě. Výrazné změny však po jistém počtu cyklů končí - dochází k saturaci mechanických vlastností. Nejlepší způsob detekce změn mechanických vlastností je přímé měření parametrů hysterezních smyček – závislosti amplitudy napětí σ_a na amplitudě celkové deformace ϵ_{at} snímaných v průběhu cyklického namáhání (viz obr. 6.2).



Obr. 6.2 Schematické znázornění hysterezní smyčky

Cyklické zpevnění je typické pro materiály vyžíhané. Cyklické změkčení je naopak typické pro materiály zpevněné

- deformačním zpevněním
- precipitačním zpevněním
- zpevněním martenzitickou transformací
- disperzním zpevněním cizími částicemi v matici

Pokud je poměr meze pevnosti R_m k mezi kluzu ($R_e, R_{p0,2}$) větší než 1,4, bude docházet k cyklickému zpevnění. Pokud je tento poměr menší než 1,2, bude docházet k cyklickému změkčení. Po ukončení stadia změn mechanických vlastností dosáhne amplituda napětí i amplituda deformace svých saturovaných hodnot a vytvoří se stabilní hysterezní smyčka.

Proložíme-li vrcholovými body stabilních hysterezních smyček křivku, dostaneme závislost mezi amplitudou napětí a amplitudou plastické deformace v ustáleném stavu, která je v literatuře označována jako cyklická křivka napětí-deformace. Je to velmi významná materiálová charakteristika, poněvadž popisuje plastickou reakci kovu po převážnou dobu životnosti. Všechny experimentální údaje jak v nízkocyklové, tak ve vysokocyklové oblasti se shodují v tom, že cyklickou křivku napětí – deformace lze vyjádřit vztahem (6.1)

$$\sigma_a = K \cdot (\varepsilon_{apl})^n \quad (6.1)$$

kde K je součinitel cyklické pevnosti

n je exponent únavového zpevnění

Tahový diagram reprezentuje závislost napětí na deformaci v prvním čtvrt cyklu, cyklická křivka napětí-deformace reprezentuje tutéž závislost po proběhnutí zpevnění a/nebo změkčení materiálu.

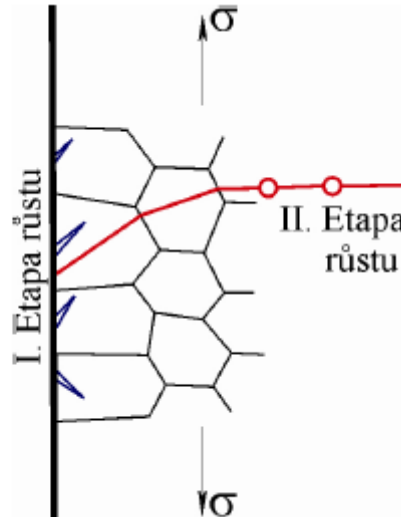
6.2.2 Stadium iniciace trhliny

Na konci stadia změn mechanických vlastností lze na povrchu pozorovat vznik jemných skluzových čar. Při zvyšování počtu cyklů se vytvářejí složité skluzové svazky označované jako „persistentní skluzová pásma“. Persistentní skluzová pásma leží v krystalografických skluzových rovinách, které jsou typické pro daný druh kovu a jeho atomární stavbu. Únavové mikroskopické trhliny vznikají v perzistentním skluzovém pásmu a to zejména v členitém povrchovém reliéfu, který vytváří velmi ostré vruby. Mikroskopická trhlina vzniká tehdy, když koncentrace napětí kolem povrchových vrubů nemůže být odrelaxována skluzovými procesy v okolní matici.

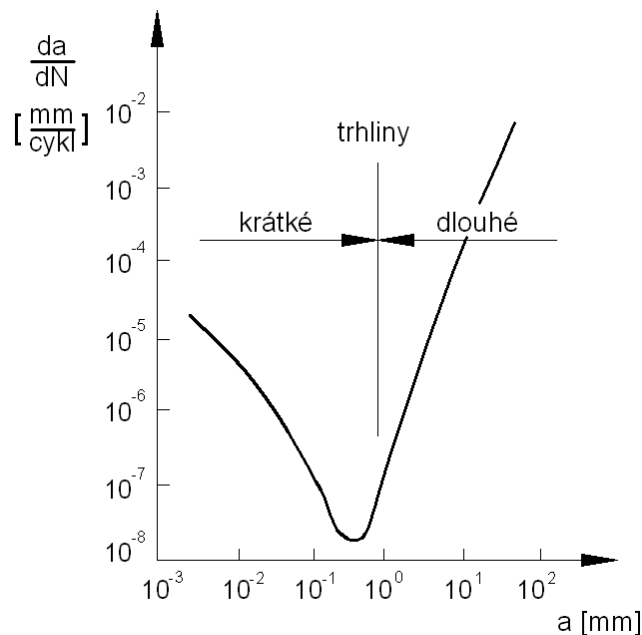
6.2.3 Stadium růstu trhliny

V prvním stadiu svého rozvoje se trhlina šíří ve skluzovém pásmu a v krystalografických rovinách sousedních zrn (viz obr. 6.3). S narůstající délkou se trhlina vychyluje ze skluzové roviny, stáčí se do směru kolmého k hlavnímu napětí a na jejím čele lze identifikovat plastickou zónu vznikající účinkem vysoké koncentrace napětí. Toto druhé stadium je označováno jako stadium růstu makroskopické trhliny. Délka trhliny, při které dochází k přechodu z prvního stadia (označovaného jako stadium krátkých trhlín) do stadia

makroskopického růstu trhliny závisí zejména na druhu materiálu a leží v intervalu 0,1 až 1,0 mm. Závislost rychlosti růstu krátkých trhlin na jejich velikosti je znázorněna na obr. 6. 4.



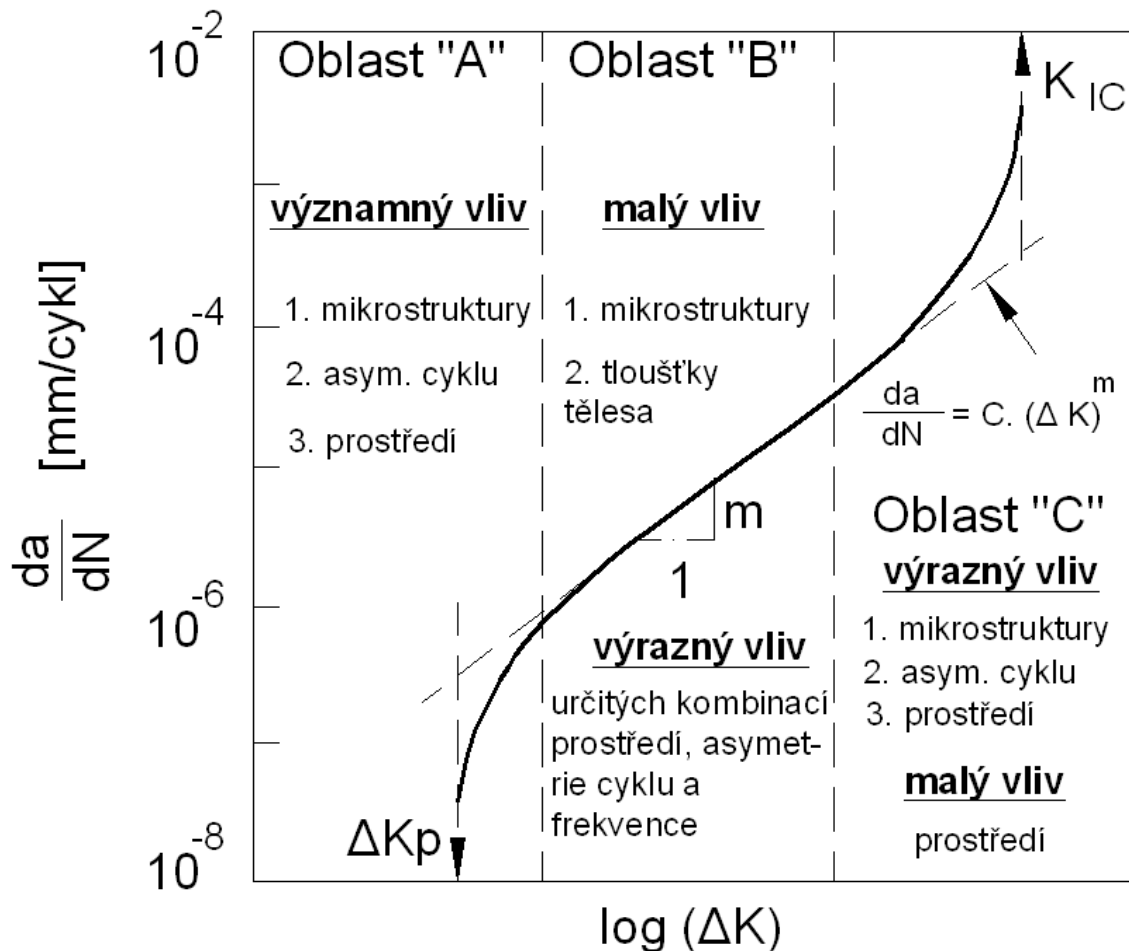
Obr. 6.3 Schematické znázornění dvou stadií růstu únavových trhlin



Obr. 6.4 Závislost rychlosti růstu krátkých trhlin na jejich velikosti

Závislost rychlosti růstu makroskopických únavových trhlin na rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK na vzduchu při okolní teplotě je schematicky znázorněna na obr. 6.5. Jak

vyplývá z tohoto obrázku, je možno celou závislost $\log da/dN$ vs. $\log \Delta K$ rozdělit na 3 základní oblasti (A, B, C) s ohledem na rozsah rychlosti šíření únavové trhliny. V oblasti malých rychlostí růstu únavových trhlin ($10^{-8} \div 10^{-6}$ mm / cyklus) a tedy v oblasti malých



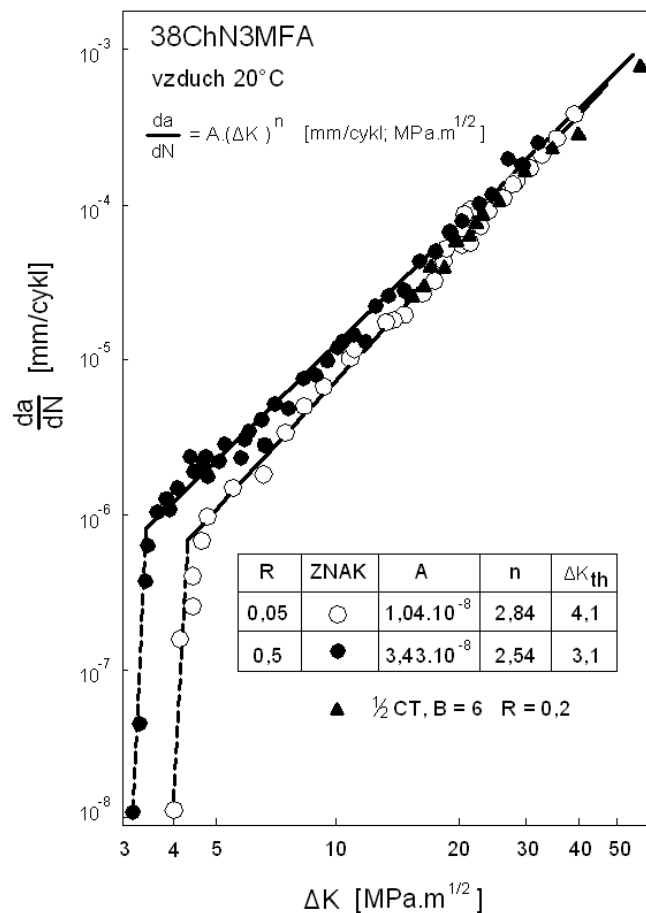
Obr. 6.5 Schematické znázornění obecného tvaru závislosti da/dN vs. ΔK bez přítomnosti korozního prostředí.

hodnot rozkmitu faktoru intenzity napětí ΔK (oblast A) se závislost da/dN vs. ΔK asymptoticky blíží k prahové hodnotě ΔK_p , pod kterou se makroskopické únavové trhliny nešíří. V této oblasti je rychlost růstu makroskopické únavové trhliny silně závislá na mikrostruktuře materiálu a asymetrii cyklu R . Pro střední rozsah rychlostí (oblast B), kde rychlost růstu makroskopické únavové trhliny leží přibližně v intervalu $10^{-6} - 10^{-4}$ mm/cyklus, je křivka v log-log souřadnicích lineární a rychlost růstu únavové trhliny může být vyjádřena pomocí Paris-Erdoganova mocninového vztahu :

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (6.2)$$

kde c, m jsou materiálové konstanty.

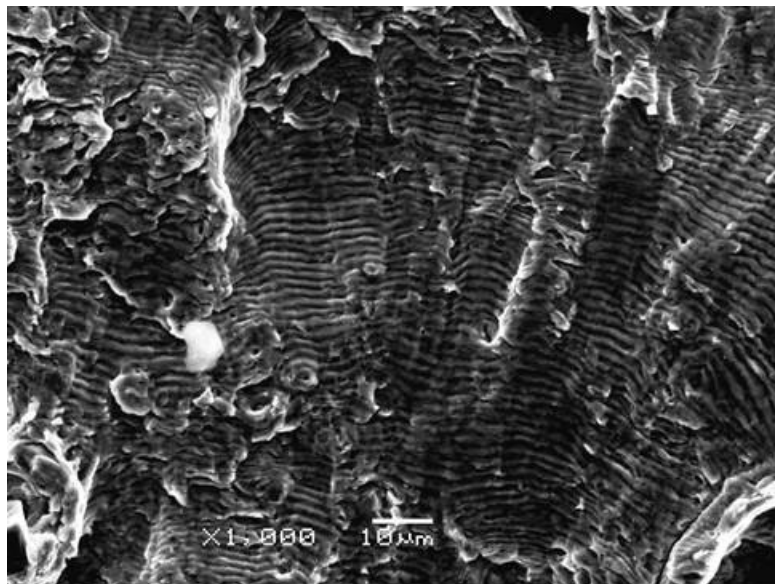
Rychlost růstu trhliny je v této oblasti málo citlivá na mikrostrukturu materiálu a tloušťku zkušebního tělesa. Při vysokých rychlostech růstu trhliny (oblast C), kdy se maximální hodnota faktoru intenzity napětí v průběhu zátěžného cyklu $K_{\max}$ blíží lomové houževnatosti K_{IC} , se zpravidla ve zvýšené míře na růstu trhliny podílejí i další mikromechanismy porušování obvyklé u statických lomů (transkrystalický tvárný či štěpný, interkrystalická dekoheze) a růst trhliny se stává citlivý na mikrostrukturu a asymetrii cyklu R . Tato oblast je z praktického hlediska málo významná, protože je záležitostí již jen relativně malého podílu celkového počtu zatěžovacích cyklů. Na obr. 6.6 jsou uvedeny výsledky studia vlivu asymetrie cyklu na kinetiku růstu únavových trhlin u nízkolegované oceli 38ChN3MFA.



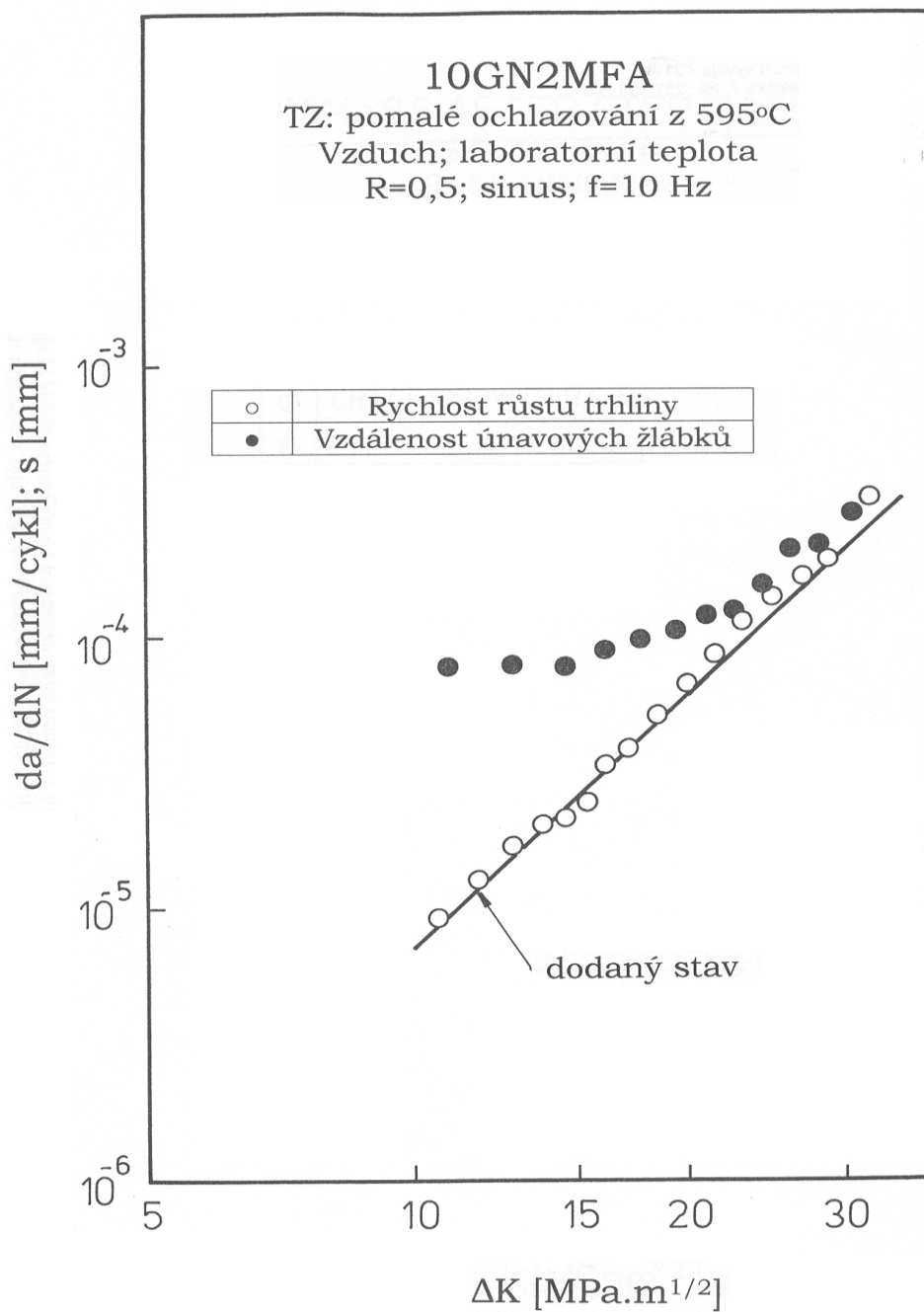
Obr. 6.6 Vliv asymetrie cyklu na kinetiku růstu únavových trhlin na vzduchu při okolní teplotě u nízkolegované oceli 38ChN3MFA.

Z obr. 6.6 je zřejmé, že změnou asymetrie cyklu z $R = 0,5$ na $R = 0,05$ je ovlivněna především prahová hodnota faktoru intenzity napětí ΔK_{th} .

Charakteristickým znakem morfologie únavových lomů je u řady kovů a slitin únavové žlábkování (tzv. striace, viz obr. 6.7). Na obr. 6.8 je uvedena závislost makroskopické rychlosti růstu únavových trhlin a vzdálenosti únavových žlábků na ΔK pro nízkolegovanou ocel 10GN2MFA. Z porovnání závislostí makroskopické rychlosti růstu únavových trhlin a vzdáleností únavových žlábků na ΔK je zřejmé, že oblast platnosti Parisova mocninového zákona je možno rozdělit na dvě oblasti. Pro $\Delta K < 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ je makroskopická rychlost růstu únavových trhlin významně nižší než vzdálenost únavových žlábků. Tento fakt je možno interpretovat výskytem tzv. „hluchých cyklů“, jež nevedou k přírůstku délky únavové trhliny. Pro $\Delta K > 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ odpovídá vzdálenost žlábků makroskopické rychlosti růstu trhliny.



Obr. 6.7 Únavové žlábký (striace) na lomové ploše zkušebního tělesa z oceli 08Ch18N10T cyklovaného na vzduchu při okolní teplotě

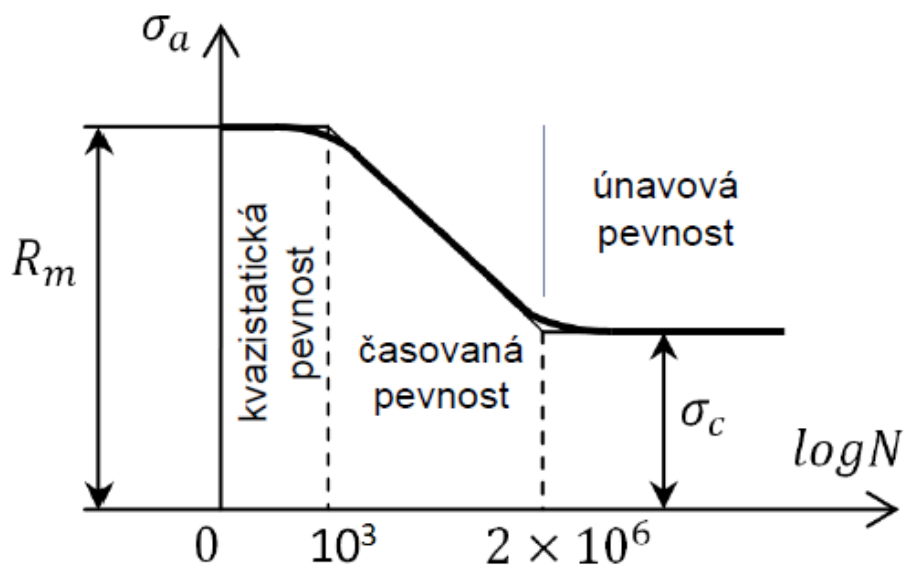


Obr. 6.8 Výsledky měření makroskopické rychlosti růstu únavových trhlin a vzdálenosti únavových žlábků na ΔK

6.3 Mechanické charakteristiky sloužící pro výpočet cyklicky zatěžovaných součástí.

6.3.1 Křivka životnosti $\sigma_a - N_f$ (Wöhlerova křivka)

Wöhlerova křivka je nazvána po svém autorovi, který před více než 130 lety posuzoval na základě zkoušek v ohybu za rotace únavovou pevnost náprav vozidel. Poskytuje informace o závislosti amplitudy napětí σ_a na počtu cyklů do lomu N_f . Nejčastěji jsou hladká válcová zkušební tělesa podrobena homogenní napjatosti v tahu-tlaku ($R = -1$) resp. míjivém tahu ($R = 0$), v některých případech se používá střídavého ohybu resp. ohybu za rotace. Průběh Wöhlerovy křivky je charakterizován růstem počtu cyklů do lomu s poklesem amplitudy napětí. Její typický tvar v souřadnicích $\log \sigma_a - \log N_f$ je schematicky znázorněn na obr. 6.9.

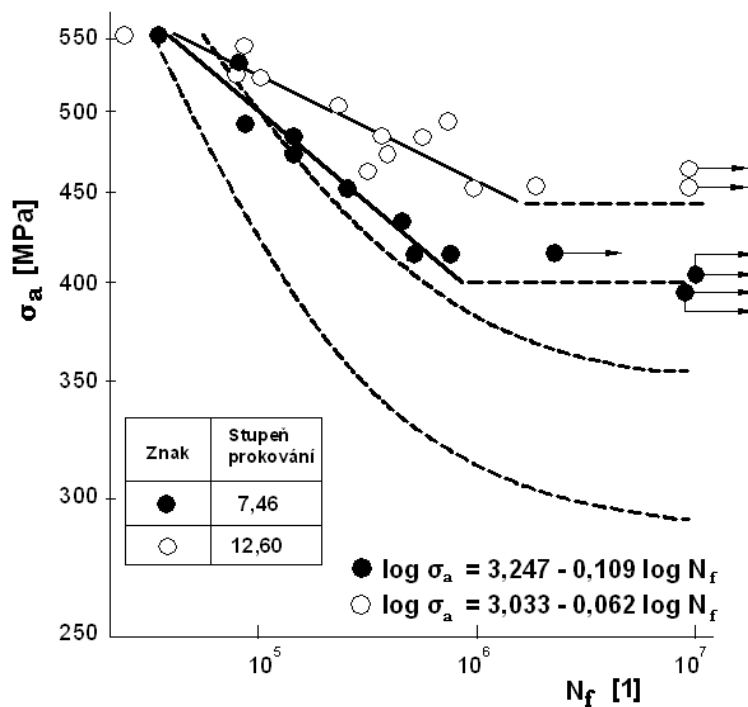


Obr. 6.9 Schematické znázornění křivky životnosti $\sigma_a - N_f$ (Wöhlerovi křivky)

Amplituda napětí, pod kterou již nedochází k porušení únavovým lomem se nazývá mez únavy. Mez únavy ve střídavém tahu – tlaku ($R = -1$) je označována σ_c , mez únavy v míjivém tahu ($R = 0$) pak σ_{hc} . Výskyt meze únavy je typický pro oceli s BCC mřížkou a pro některé jiné intersticiální slitiny. Pro kovy a slitiny s kubickou plošně centrovanou mřížkou (austenitické oceli, slitiny na bázi Al) není výskyt meze únavy pozorován ani po aplikaci

počtu cyklů 10^7 až 10^9 a amplituda napětí klesá s růstem počtu cyklů do porušení. V těchto případech se používá tzv. smluvní meze únavy, která je určena amplitudou napětí, při které dojde k únavovému lomu po předem zvoleném počtu cyklů. Standardní počet cyklů pro stanovení meze únavy u ocelí, litin, mědi a jejich slitin je $N_f = 10^7$. Pro stanovení šikmé větve únavové křivky tvoří jednu skupinu alespoň 8 zkušebních tyčí. Hodnotami naměřenými na tyčích jedné skupiny se v oblasti časované pevnosti prokládají závislosti v souřadnicích $\log \sigma_a - \log N_f$ nebo $\sigma_a - \log N_f$. Tyto závislosti představují regresní křivky s pravděpodobností přežití 50%.

Průběh Wöhlerovy křivky a úroveň meze únavy je ovlivňována kromě asymetrie cyklu R také teplotou, přítomností korozního prostředí a metalurgickými parametry materiálu. Na obr. 6.10 je znázorněn vliv stupně prokování na šikmou větev Wöhlerovy křivky a na mez únavy pro $N = 1 \cdot 10^7$ cyklů pro ocel 16540.6.

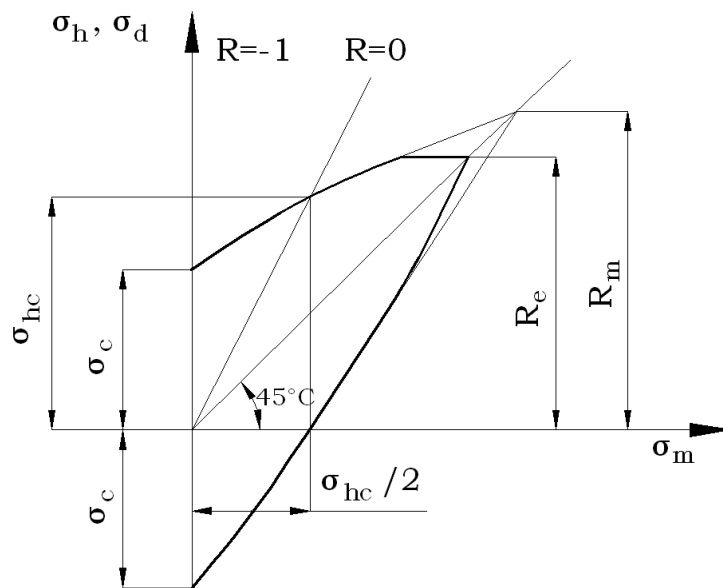


Obr. 6.10 Vliv stupně prokování na šikmou větev Wöhlerovy křivky a na mez únavy pro $N=1 \cdot 10^7$ cyklů pro ocel 16540.6.

6.3.1.1 Vliv středního napětí σ_m na únavovou pevnost.

Pro praktické výpočty velké většiny součástí namáhaných cyklickým namáháním je nejdůležitější mez únavy, která rozhoduje o trvalé únavové pevnosti. Základní Wöhlerovy křivky jsou většinou stanovovány pro dva nejdůležitější typy cyklu a to střídavý cyklus s $R = -1$ a míjivý cyklus s $R = 0$. Například pro oceli s mezí pevnosti R_m v rozmezí 500 MPa až 1500 MPa je pro střídavé namáhání v tahu – tlaku $\sigma_c = 0,36 \cdot R_m$, mez únavy v míjivém tahu $\sigma_{hc} = 0,59 \cdot R_m$, mez únavy v krutu $\tau_{kc} = 0,21 \cdot R_m$, mez únavy v míjivém krutu $\tau_{hc} = 0,1 \cdot R_m$ a mez únavy v ohybu za rotace $\sigma_{oc} = 0,36 \cdot R_m$.

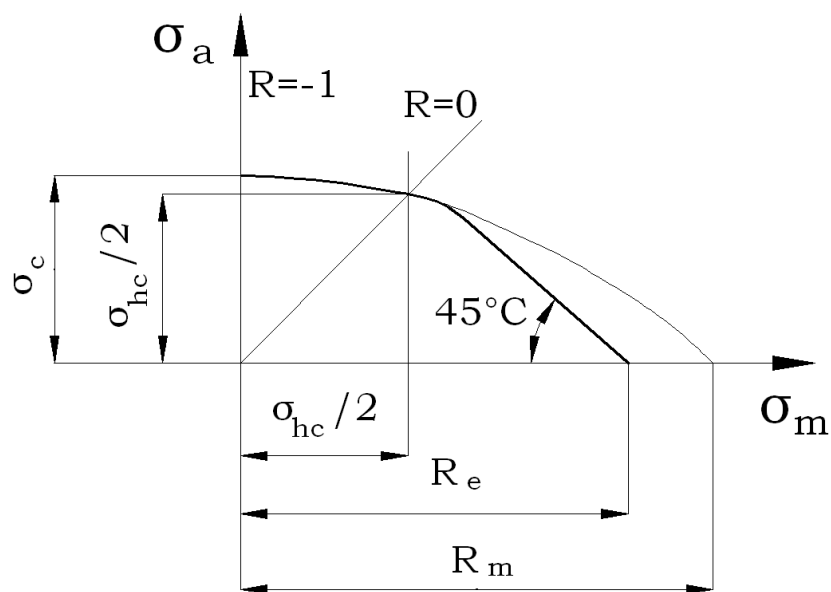
Mnoho strojních součástí je vystaveno cyklickému zatěžování s nenulovým středním zatížením. Mezi střídavým zatížením v tahu – tlaku a míjivým cyklem leží oblast střídavého namáhání v tahu ($-1 < R < 0$). Mezi míjivým zatížením v tahu a statickým zatížením v tahu pak oblast pulzujícího zatížení v tahu ($0 < R < 1$), (viz obr. 6.1).



Obr. 6. 12 Smithův diagram – závislost střední složky napětí na horním a dolním napětí cyklu.

Mez únavy pro jiný než střídavý a míjivý cyklus se určuje ze Smithova diagramu (viz obr. 6.12). Smithův diagram je závislost střední složky napětí na horním a dolním napětí cyklu pro mez únavy. Únavová křivka vzniká spojením tří bodů. Únavové pevnosti standardizované

tyče při střídavém namáhání, únavové pevnosti této tyče při míjivém namáhání a statické meze pevnosti. Diagram je omezen mezí plastických makro deformací, neboť konstruktér nemůže připustit větší trvalé makro deformace. Mimo Smithův diagram existuje celá řada diagramů pro popis mezního stavu. Na obr. 6.13 je schematicky uveden Haighův diagram, vyjadřující závislost mezní amplitudy napětí σ_a na středním napětí σ_m . Horní napětí je omezeno mezí kluzu. Oba diagramy umožňují pro zadané střední napětí cyklu stanovit maximální přípustnou velikost amplitudy tak, aby byla zaručena neomezená životnost součásti.



Obr. 6.13 Schematické znázornění Haighova diagramu

Pro $\sigma \geq 0$ je možno Haighův diagram (pro namáhání v tahu – tlaku) vyjádřit rovnicemi:

- 1) Goodmanovou přímkou

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_c} = 1 - \frac{\sigma_m}{R_m} \quad (6.2)$$

- 2) Gerberovou parabolou

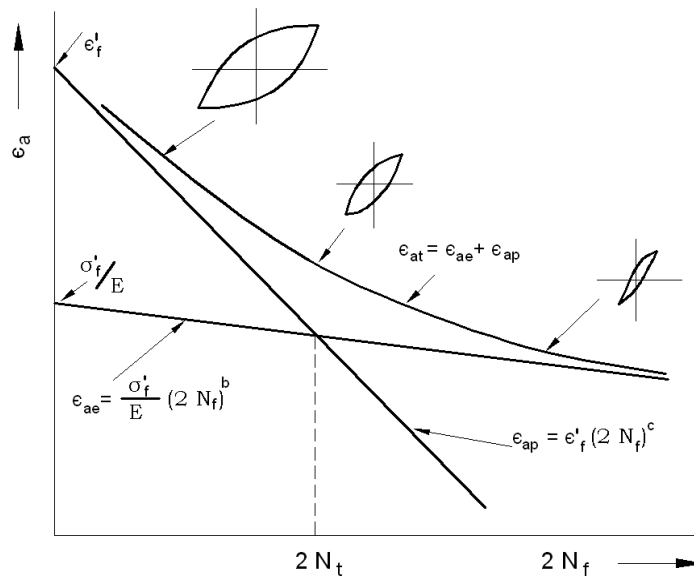
$$\frac{\sigma_a}{\sigma_c} = 1 - \frac{\sigma_m}{R_e} \quad (6.3)$$

3) Mezní přímkou Sodebergovou

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_c} = 1 - \frac{\sigma_m}{R_e} \quad (6.4)$$

6.3.2 Křivka životnosti $\epsilon_{at} - N_f$ (Manson – Coffinova křivka)

Existuje řada experimentálních důkazů, že v oblasti nízkocyklové únavy vykazují kovy různou odolnost vůči cyklickému napětí a cyklické deformaci. Interpretace únavového procesu pomocí amplitudy celkové deformace, která se skládá z pružné a z plastické složky deformace, se objevuje až v posledních třiceti letech. Tento postup má své praktické opodstatnění, neboť např. v konstrukčních vrubech je materiál vystaven cyklické celkové deformaci. Manson navrhl závislost počtu cyklů do lomu na amplitudě celkové deformace ve tvaru (viz obr. 6.14):



Obr. 6.14 Schematický průběh křivek $\epsilon_{ael} - N_f$ a $\epsilon_{apl} - N_f$

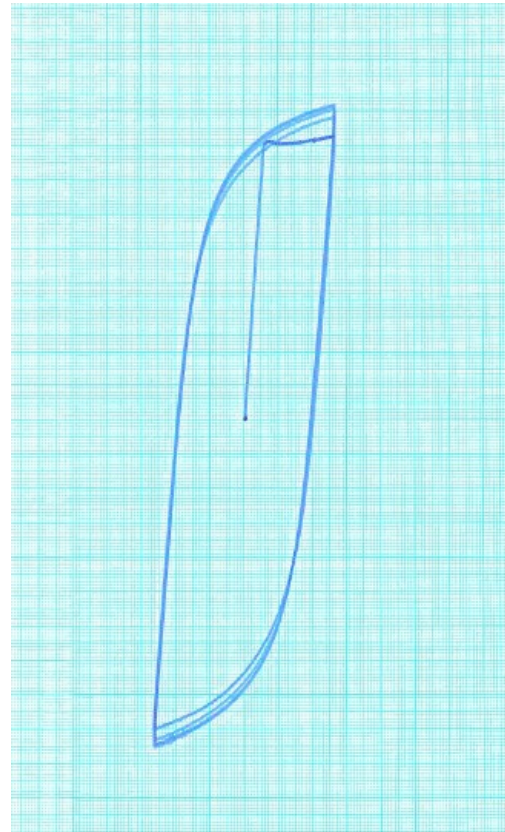
$$\epsilon_{at} = \epsilon_{al} + \epsilon_{ap} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (6.5)$$

kde E je modul pružnosti v tahu
 σ'_f je součinitel únavové pevnosti
 ϵ'_f je součinitel únavové tažnosti
 b je exponent únavové pevnosti
 c je exponent únavové životnosti

Křivky životnosti $\varepsilon_{at}=f(N_f)$ a cyklické křivky napětí – deformace $\sigma_a = f(\varepsilon_{apl})$ jsou stanovovány při cyklickém namáhání s konstantní amplitudou celkové deformace ε_{at} v tahu – tlaku (tvrdý způsob zatěžování) na sérii hladkých válcových zkušebních těles (viz obr. 6.15). Amplitudy celkové deformace jsou voleny tak, aby počet cyklů do porušení N_f pokrýval interval $10^2 \div 10^5$ cyklů. V průběhu zkoušky se zaznamenávají ve zvolených časových intervalech hysterezní smyčky, které slouží ke stanovení elastické a plastické složky amplitudy celkové deformace (viz obr. 6.16).



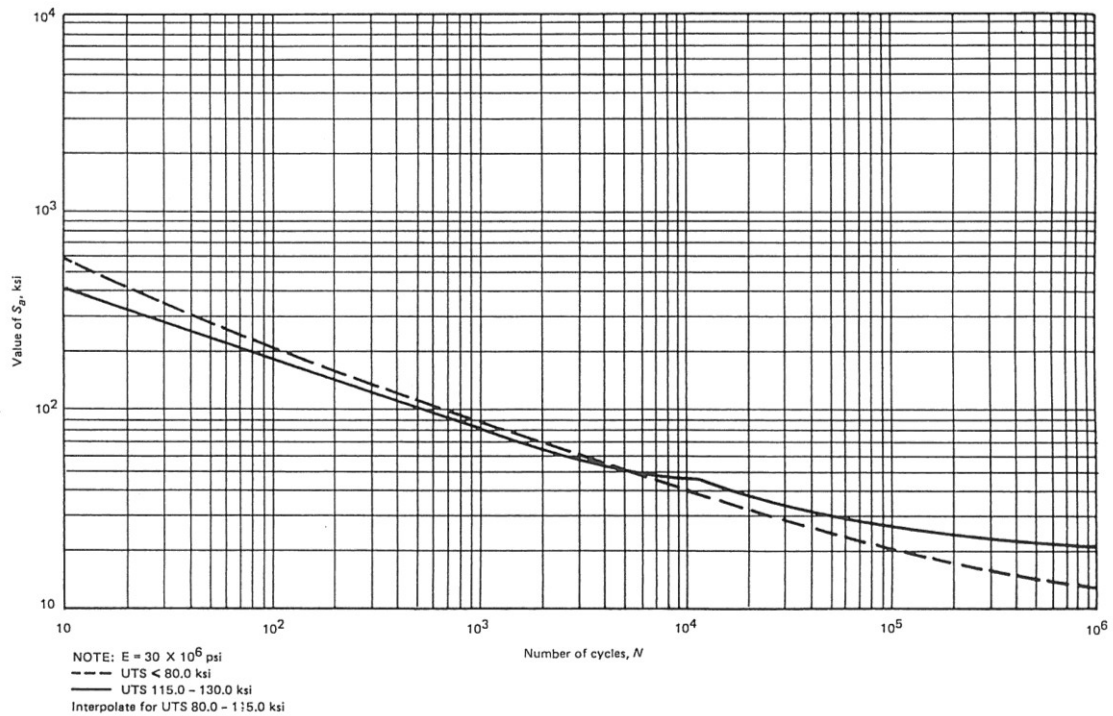
Obr. 6.15 Hladké válcové těleso se snímačem podélné deformace



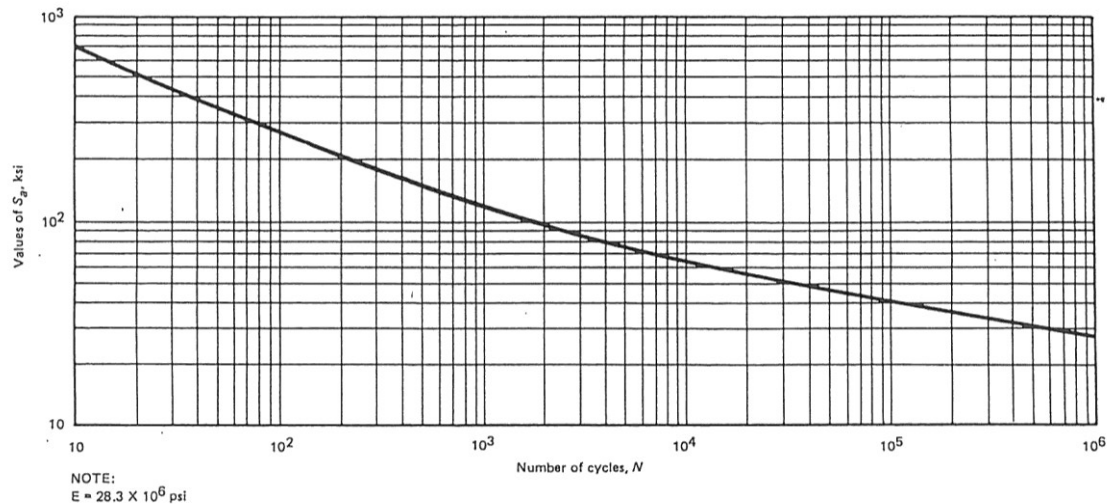
Obr. 6.16 Hysterezní smyčky snímáné v průběhu zkoušky s $\varepsilon_{at} = 0,01$.

6.3.3 Konstrukční únavové křivky dle ASME

Ve stadiu konstrukčního návrhu jsou při výpočtech komponent JE dle ASME Code používány konstrukční únavové křivky uvedené v sekci III, div. 1–APPENDICES. Konstrukční křivka používaná pro uhlíkové, nízkolegované a vysokopevné oceli pro teploty menší než 371°C je uvedena na obr. 6.17. Konstrukční křivka používaná pro vysoce legované oceli pro teploty menší než 427°C je uvedena na obr. 6.18.



Obr. 6.17. Konstrukční únavové křivky dle ASME CODE pro uhlíkové, nízkolegované a vysokopevné oceli pro teploty $t < 371^\circ\text{C}$.



Obr. 6.18 Konstrukční únavová křivka dle ASME Code pro austenitické oceli pro teploty $t < 427^\circ\text{C}$.

Tyto konstrukční křivky byly získány transformací experimentálně stanovených křivek životnosti při tvrdém způsobu namáhání ($\epsilon_{\text{at}} = \text{konst.}$). Hodnoty amplitud napětí byly získány násobením amplitud celkové deformace modulem pružnosti E . takto získané experimentální

křivky „napětí – počet cyklů do porušení“ byly transformovány při uvážení součinitele bezpečnosti vůči napětí $n_\sigma = 2$, nebo součinitele bezpečnosti vůči počtu cyklů $n_N = 20$. Jako konstrukční křivka pak byla vzata konzervativnější z takto transformovaných experimentálních křivek.



Shrnutí pojmů

Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- **Únava materiálu.**
- **Vysokocyklová a nízkocyklová únava.**
- **Asymetrie cyklu.**
- **Cyklické změkčení a zpevnění.**
- **Cyklická křivka napětí – deformace.**
- **Únavové žlábkování.**
- **Wöhlerova křivka.**
- **Mez únavy.**
- **Smithův a Haighův diagram.**
- **Manson – Coffinova křivka.**
- **Konstrukční únavové křivky.**



Otázky k probranému učivu

- 1) Co rozumíme pod pojmem únava materiálu?
- 2) Kdy mluvíme o nízkocyklové únavě?
- 3) Jak je definována asymetrie cyklu?
- 4) U jakých typů materiálů dochází k cyklickému změkčení?

- 5) Co popisuje cyklická křivka napětí – deformace?
- 6) Jak se dělí stadium růstu únavových trhlin?
- 7) Co rozumíme pod pojmem prahová hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí pro růst únavových trhlin?
- 8) Jaké informace poskytuje Wöhlerova křivka?
- 9) Jaké informace poskytuje Manson – Coffinova křivka?
- 10) Jaké diagramy popisují vliv středního zatížení cyklu na mez únavy?



Úlohy k řešení

- 1) Stanovte cyklickou křivku napětí – deformace a součinitel únavové pevnosti σ_f , exponent únavové pevnosti b , součinitel únavové tažnosti ϵ_f a exponent únavové tažnosti c Manson – Coffinovy křivky pro ocel 08Ch18N10T při okolní teplotě. Výsledky zkoušek prováděných v tvrdém cyklu ($\epsilon_{at} = \text{konst.}$) jsou uvedeny v tab. I.

Tab.I Výsledky únavových zkoušek základního materiálu 08Ch18N10T při okolní teplotě

ϵ_{at} [1]	$\epsilon_{apl.}$ [1]	$\epsilon_{ael.}$ [1]	σ_a [1]	N_f [1]
1,46	1,20	0,26	454	399
1,24	0,97	0,27	435	531
0,98	0,76	0,22	403	1093
0,74	0,54	0,20	351	1630
0,50	0,34	0,16	292	4520
0,40	0,25	0,15	287	7270
0,35	0,20	0,15	274	14080
0,30	0,17	0,13	249	27720
0,25	0,12	0,13	252	68260

- 2) Nakreslete a popište průběh základních charakteristických zatěžovacích cyklů při namáhání tahem a tlakem. Definujte parametry asymetrie P a R .

Použitá literatura

- [1] KLESNIL, Mirko-LUKÁŠ, Petr: Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání. 1. vydání. ACADEMIA Praha 1975, 224s.
- [2] HOLZMANN, Miroslav-KLESNIL, Mirko: Křehký a únavový lom materiálů a konstrukcí. 1. vydání. Praha, SNTL, 1972. 208s.
- [3] KUNZ, Ludvík: Experimentální stanovení únavových charakteristik materiálů. 1. Vydání. Žilinská univerzita v Žilině, 2003, 81s., ISBN 80-8070-069-9.
- [4] NĚMEC, Jaroslav - PUCHNER, Ondřej: Tvarová pevnost kovových těles, SNTL Praha 1971.
- [5] BARSOM, John M. – ROLFE, Stanley T.: Fracture and Fatigue Control in Structures. ASTM *Applications of Fracture Mechanics*, third edition, ISBN 0-8031-2082-6.
- [6] VLK, Miloš-FLORIAN, Zdeněk: Mezní stavy a spolehlivost. VÚT Brno, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, Brno 2007.
- [7] MATOCHA, Karel: Korozní únava a korozní praskání konstrukčních ocelí ve vodních prostředích o teplotě 20 – 300°C. Habilitační práce. FMMI, VŠB – Technická univerzita Ostrava.

7. Tečení materiálu za zvýšených teplot (creep)



Čas ke studiu:



Cíl: Po prostudování této kapitoly byste měli umět:

- ☐ Definovat pojem creep.
- ☐ Vyjmenovat faktory, které ovlivňují uplatnění creepu.
- ☐ Objasnit pojem mezní teplota T_g
- ☐ Popsat tři stadia na křivce vysokoteplotního tečení.
- ☐ Vyjmenovat základní charakteristiky odolnosti materiálu proti tečení.
- ☐ Popsat rozdělení creepových zkoušek
- ☐ Popsat metody extrapolace výsledků zkoušek tečení.



Výklad

7.1 Definice pojmu creep (tečení)

Odezvu materiálu na aplikované vnější zatížení lze z pohledu deformace rozdělit na tři základní typy:

- 1) elastická deformace – vratná, časově nezávislá. Závisí pouze na napětí a teplotě, neboť na teplotě závisí modul pružnosti,
- 2) anelastická deformace – vratná, časově závislá,
- 3) plastická deformace – nevratná složka deformace časově nezávislá a/nebo časově závislá (creep - tečení).

Až na parní kotle (19. století) byla všechna energetická a chemická zařízení pracující při statickém zatížení za zvýšených teplot vyvinuta ve 20. století. Všechna tato zařízení pracují při teplotách, při kterých musí být brána do úvahy časově závislá deformace a s ní související lomové procesy.

Pod pojmem creep (tečení) rozumíme pomalou plastickou deformaci materiálu uskutečňující se při zvýšené teplotě za působení vnějšího zatížení v závislosti na čase.

Obecně závisí odezva zařízení pracujícího za zvýšených teplot a možnost uplatnění creepu na:

- úrovni zatížení
- teplotě
- chemickém složení materiálu
- struktuře materiálu

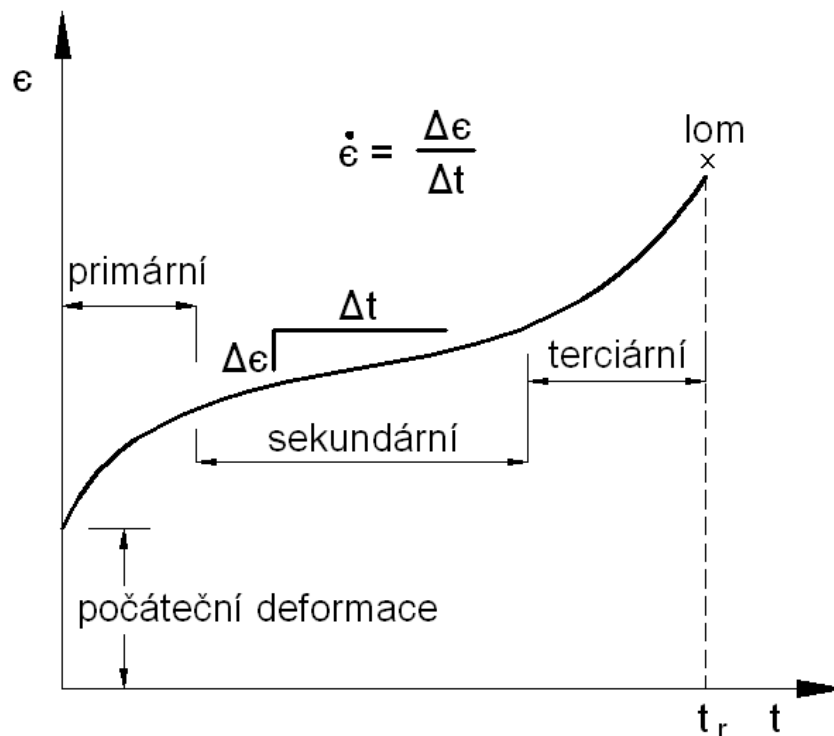
V oblasti teplot, ve které dochází k uplatnění creepu jsou hodnoty meze pevnosti při tečení vždy nižší než mez kluzu materiálu (viz kap. 2, obr. 2.1). Teplota, nad kterou je creep jedním z hlavních degradačních mechanismů je tzv. „Mezní teplota“ T_g . Je definována jako průsečík teplotní závislosti meze kluzu R_e ($R_{p,0,2}$) stanovované zkouškou tahem a teplotní závislosti meze pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$ (viz kap. 2, obr. 2.1). $R_{mT/t/T}$ je statické tahové napětí vedoucí k porušení po době t na teplotě T , a je stanovováno creepovými zkouškami do porušení.

7.2 Křivka tečení $\varepsilon - t$

Křivka tečení vyjadřuje závislost deformace na čase při konstantní teplotě a úrovni tahového napětí. Na křivce vysokoteplotního tečení ($T \approx 0,4 T_t$ a výše pro oceli a $T \approx 0,8 T_t$ pro niklové slitiny) jsou rozlišovány tři časová stádia (viz obr. 7.1)

V prvním stádiu označovaném jako primární (tranzitní) creep klesá rychlost tečení s časem neboť deformační zpevňování je výraznější než odpevňování. Při teplotách $T \leq 0,3 T_t$ kde T_t značí teplotu tavení, je primární creep jedinou deformační odezvou materiálu. Někdy je označováno jako logaritmické tečení a uskutečňuje se i za nepřítomnosti tepelné aktivace.

Druhé stádium je charakteristické lineární závislostí mezi deformací a časem a nazývá se sekundární tečení. K tomuto typu tečení dochází jen při dostatečně vysokých teplotách ($T \geq 0,4 T_t$), při kterých je proces zotavení schopen kompenzovat účinky deformačního zpevnění. Tento typ tečení má největší význam z praktického hlediska. Při napětích podstatně



Obr. 7.1 Schematické znázornění třech časových stádií na křivce vysokoteplotního tečení

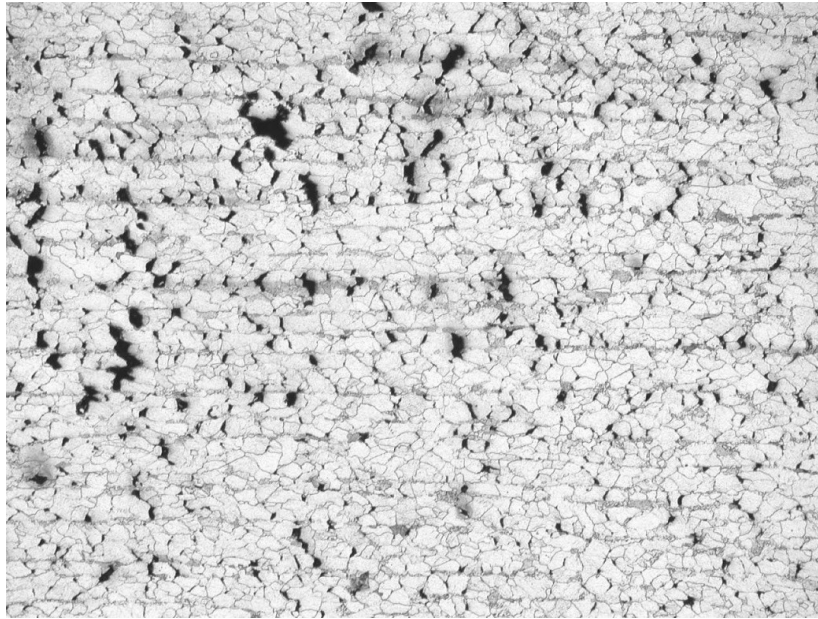
nižších než mez kluzu představuje podstatnou část celkové životnosti součástí pracujících za zvýšených teplot. Je-li aplikované napětí naopak vysoké, zkracuje se sekundární tečení až do inflexního bodu mezi primárním a terciárním creepem.

Třetí stádium označované jako terciární creep je charakteristické prudkým nárůstem deformační rychlosti až do vzniku lomu. Lomy jsou iniciovány jak dutiny (kavity) na hranicích zrn což má za následek interkrystalický charakter lomu (viz obr. 7.2)

7.3 Základní charakteristiky odolnosti materiálu proti tečení

Mezi základní charakteristiky odolnosti materiálu proti tečení patří:

- 1) Rychlost sekundárního creepu $\dot{\epsilon}_s = \frac{\Delta \epsilon}{\Delta t}$ - rychlost tečení v sekundárním stádiu (stádium ustáleného tečení).
- 2) Mez pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$ – tahové napětí, které při zvolené teplotě způsobí po určité předem stanovené době lom.
- 3) Mez tečení $R_{\epsilon/t/T}$ – napětí, které při zvolené teplotě vyvolá za určitou, předem stanovenou dobu, deformaci určité velikosti. Obvykle se vyznačuje mez tečení pro $\epsilon =$



Obr. 7.2 Příklad creepového kavitačního poškození

- 4) 0,2% (při konstrukci turbín), nebo $\varepsilon = 1,0 \%$ (při konstrukci kotlů). Výpočtová doba obvyklá pro vysokotlaké kotle a turbíny činí $2,25 \cdot 10^5$ hodin, pro letecké motory do $2 \cdot 10^4$ hodin.
- 5) Homologická teplota – poměr pracovní teploty T a teploty tavení T_t .

Jako pomocné charakteristiky, které určují dlouhodobou plasticitu materiálu, se při zkouškách tečení stanovují také lomová tažnost A_r [%], resp. lomová kontrakce Z [%].

7.4 Zkoušky creepového chování kovových materiálů

Zkoušky creepového chování kovových materiálů jsou prováděny dle ČSN EN ISO 204 Kovové materiály – Zkoušení tečení jednoosým tahem – Zkušební metoda. Zkouška spočívá v ohřevu zkušebního tělesa na jmenovitou teplotu a jeho deformování konstantním tahovým zatížením nebo konstantním tahovým napětím aplikovaným ve směru podélné osy po jistý časový úsek nebo do lomu. Creepové zkoušky dělíme na:

- 1) Zkoušky s měřenou deformací, které umožňují stanovit rychlost sekundárního creepu a meze tečení $R_{\varepsilon/t/T}$ v závislosti na napětí a teplotě z křivek tečení $\varepsilon - t$ stanovených pomocí

- kontinuálního měření deformace v čase, které umožňuje sestavit celou creepovou křivku
 - přerušovaných zkoušek, kdy jsou v pravidelných intervalech zkoušky odtíženy a creepová deformace je změřena zpravidla pomocí důlčků na měrné části zkušebního tělesa.
- 2) Zkoušky do lomu při konstantním zatížení pro stanovení meze pevnosti při tečení $R_{mT/t/T}$. Hodnoty pevnosti při tečení se stanovují zpravidla na základě krátkodobých zkoušek tečení a následné interpolace nebo extrapolace výsledků pro výpočtové doby. Prodlužování doby zkoušek garantuje větší jistotu a přesnost extrapolace výsledků zkoušek tečení a umožňuje verifikaci metod používaných pro přenos výsledků z krátkodobých zkoušek.

7.4.1 Základní parametry zkoušky tečení

Parametry zkoušení creepových charakteristik mohou taktéž výrazně ovlivňovat výsledky zkoušek tečení i jejich věrohodnost. Pro provádění zkoušek tečení je obecně stanoveno schéma, které uvádí, že je zapotřebí provést zkoušky při 2 až 4 úrovních teploty, odstupňovaných po 25 až 50°C, a při několika hodnotách napětí pro každou zvolenou teplotu, přičemž je žádoucí, aby zvolená zkušební napětí byla rovnoměrně rozdělena do oblastí nízkých a vysokých hodnot. Nejkratší doba do lomu by přitom neměla být kratší než asi 200 hodin a naopak nejdelší čas do porušení zkušební tělesa musí dosáhnout nejméně 1/3 plánované životnosti materiálu (často je tato podmínka uváděna jako extrapolační poměr = 3). Stanovena je i nejvyšší hodnota teploty zkoušení, která by oproti předpokládané pracovní teplotě neměla být vyšší než o 50°C.

7.5 Metody extrapolace výsledků zkoušek tečení

V případě navrhování energetických a chemických zařízení, případně konstrukcí, jejichž součástí jsou během provozu vystaveny působení vysokých teplot a zároveň i zatížení a musí být tedy uvažován creep jako jeden z dominantních degradačních mechanismů, je nezbytné znát dlouhodobé charakteristiky tečení, které se stanovují z výsledků zkoušek tečení. V případě součástí zařízení s předpokládanou životností okolo 200 000 provozních hodin (typická projektová životnost kotlů na fosilní paliva) je však nutné pro získání charakteristik

tečení použít výsledky zkrácených creepových zkoušek, neboť provádění dlouhodobých zkoušek je časově velmi náročné, a tudíž neekonomické. Stále je ale nutné dbát na to, že pro spolehlivé stanovení meze pevnosti při tečení pro dobu 200 000 hodin je nutné, aby nejdelší doba do lomu ukončené zkoušky při dané teplotě dosahovala nejméně 70 000 hodin (cca. 8 let). Tato podmínka je nezbytná při vývoji nových materiálů a stanovení jejich creepové odolnosti, v praxi a u materiálů již zavedených v příslušných materiálových normách se nejčastěji provádí zkoušky tečení v rozmezí od 1 000 do 30 000 hodin, u kterých se následně pomocí různých extrapoláčnických metod získávají dlouhodobé charakteristiky tečení za 10^5 hodin. Srovnáním takto získaných hodnot meze pevnosti při tečení s materiálovými daty je možné posoudit, do jaké míry zkoušený materiál vyhovuje nebo nevyhovuje své specifikaci. Nejpoužívanější metody extrapolace výsledků zkoušek tečení se dělí do dvou základních skupin, a to na:

- metody grafické
- metody parametrické
-

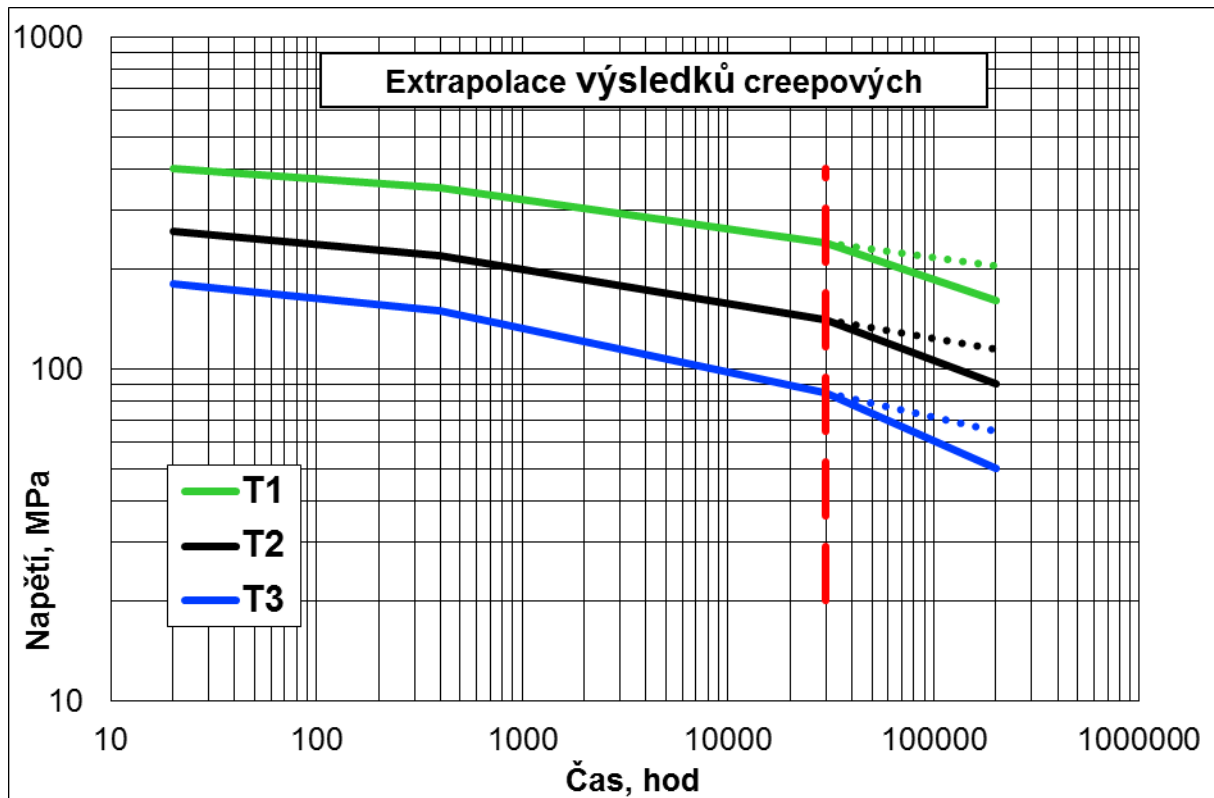
7.5.1 Grafické metody extrapolace výsledků zkoušek tečení

Metody grafické jsou obecně považovány za snadnější nežli metody parametrické. Svě využití dále nacházejí například při hodnocení zbytkové životnosti materiálu po exploataci. Základní princip grafických metod extrapolace výsledků lze shrnout do tří základních bodů:

- sestavení bodového grafu, nejčastěji v bilogarithmickém ($\log \sigma - \log t$) nebo v semilogarithmickém systému ($\sigma - \log t$),
- vynesení izoterm $R_{mT}=f(T)$ nebo $R_T=f(T)$, nebo $t_r=f(T)$ v rozmezí získaných výsledků,
- prodloužení izoterm extrapolací na požadovanou dobu provozu (např. $2 \cdot 10^5$ h) a odečtení extrapolovaných vlastností, případně na zvolenou pracovní teplotu, což je postup, který se využívá nejčastěji při stanovení zbytkové životnosti.

Jako největší problém při užívání grafických metod pro extrapolaci se jeví nedostatky vyplývající z použitého souřadnicového systému, a s tím související rozpětí doby trvání zkoušek. Provádí-li se zkoušky do lomu v širokém rozmezí napětí, dochází k tomu, že sklon přímky proložené experimentálními body závislosti $\sigma - t_r$ v semilogarithmických nebo v bilogarithmických souřadnicích nemusí být konstantní a celá přímka je tak rozdělena do několika oddílů s různým sklonem. Každá změna sklonu pak odpovídá přechodu od jednoho

creepového deformačního mechanismu k druhému. Závislost napětí – doba do lomu je pak v obecném vyjádření určena křivkou, která se ohýbá směrem k nižším napětím (delším dobám do lomu) a při vyhodnocování creepových zkoušek tak může docházet k nebezpečnému nadhodnocování výsledků (viz obr. 7.3).



Obr. 7.3 Nadhodnocení creepové pevnosti při extrapolaci výsledků

Na tomto obrázku je ukázáno, jak na základě krátkodobých výsledků creepových zkoušek (omezených zde na 30 000 hodin, extrapolace je vyznačena tečkovanými čarami) dojde k nadhodnocení skutečné meze pevnosti při tečení v případě, že materiál vykazuje v daném teplotně-časovém intervalu změnu creepového deformačního mechanismu.

Opačný problém se bude projevovat při vyhodnocování zkoušek do lomu v semilogaritmických souřadnicích σ – $\log t$, kdy rovnice přímky má tvar:

$$\log t_r = \log B - \beta \cdot \sigma \cdot \log e \quad (7.1)$$

Tato závislost je pak určena křivkou, která se přiklání k vyšším hodnotám napětí a výsledky extrapolace mohou být tak značně podhodnoceny. Obecně platí, že nejsou-li zkoušky dostatečně dlouhé, nemůžeme přesně určit, která ze soustav je pro extrapolaci vhodnější,

avšak platí, že za nižších teplot je vhodnější používat znázornění v bilogaritmické soustavě $\log \sigma$ – $\log t$ a za vyšších teplot (v oblasti zotavení) je vhodnější použít soustavu v semilogaritmických souřadnicích.

7.5.2 Parametrické metody extrapolace výsledků zkoušek tečení

Podstatou extrapolace pomocí parametrických metod je použití dat z relativně krátkodobých creepových zkoušek, které jsou zpravidla prováděny při vyšších teplotách, než je teplota provozní. V takovém případě je totiž mnohem pravděpodobnější, že se bude jak při zkoušce, tak i v provozních podmínkách, uplatňovat stejný fyzikální mechanismus creepu. Dvě základní proměnné creepových zkoušek – teplotu a dobu – tak převádíme pouze na jeden parametr, který je funkcí aplikovaného napětí.

Mezi existujícími rovnicemi a korelačními parametry lze jako nejznámější a nejpoužívanější uvést:

- Metody, které jsou založeny na Arrheniově rovnici:
 - Larson–Millerova (L-M),
 - Sherby–Dornova (S-D),
 - Manson–Haferdova (M-H),
 - Seifertova.
- Metody, které jsou založeny na empirických rovnicích:
 - SVÚM.

7.5.2.1 Larson–Millerova (L-M) parametrická metoda

Pro odvození parametrického vztahu navrženého Larson–Millerem se jako základ užívá Arrheniova rovnice, která vyjadřuje rychlost tečení jako funkci napětí a určuje ji jako časovou změnu tepelně aktivovaných procesů výrazem ve tvaru:

$$f(\sigma) = \dot{\epsilon} = \frac{d\epsilon}{dt} = A \cdot e^{\left(\frac{-Q}{RT}\right)}, \quad (7.2)$$

kde: A – konstanta,

Q - aktivační energie,

R – univerzální plynová konstanta (8,314 Jmol⁻¹K⁻¹),

T – teplota.

Předpokládáme-li pro zjednodušení, že skutečná rychlost tečení během celé zkoušky bude neustále konstantní, potom platí:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{\varepsilon}{t} \quad (7.3)$$

kde: ε – velikost trvalé deformace na konci zkoušky,
 t – čas do lomu.

Původní Arrheniova rovnice (7.2) tak přejde do tvaru:

$$\frac{1}{t} = \frac{A}{\varepsilon} \cdot e^{\left(\frac{-Q}{RT}\right)} \quad (7.4)$$

Označíme-li $A/\varepsilon = C$, pak po zlogaritmování a úpravě rovnice (4) vychází:

$$\frac{Q}{2,3R} = T(C + \log t_r) = P_{LM}, \quad (7.5)$$

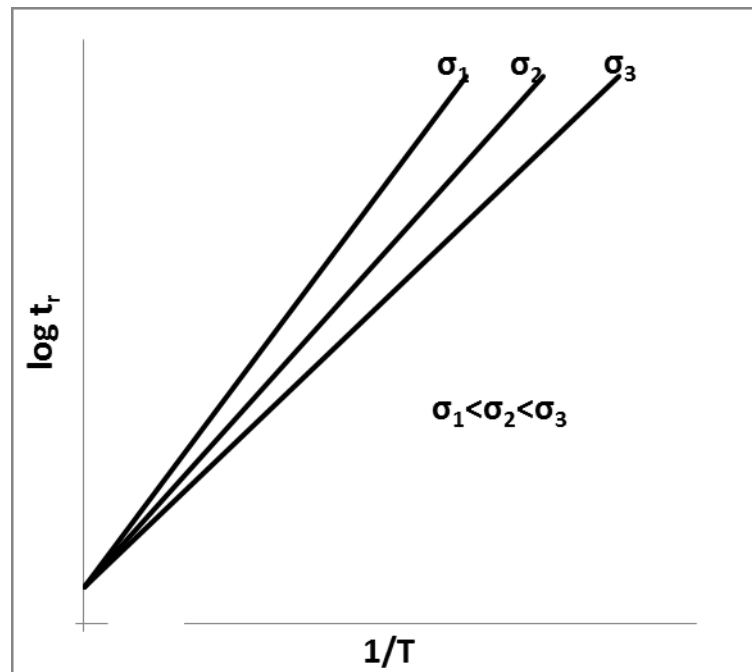
kde: P_{LM} – Larson–Millerův parametr korelace,
 C – materiálová konstanta bez fyzikálního významu.

Přesnost dosažených výsledků výrazně závisí na hodnotě konstanty C , u které se v modelu předpokládá, že je nezávislá na napětí, teplotě a možná ani na materiálu. V praxi však bylo pozorováno, že v oblasti vysokých napětí nabývá konstanta C hodnot vyšších a naopak v oblasti nízkých napětí je konstanta C také nižší. Nesprávnou volbou velikosti konstanty C může být dosaženo chyb od ± 10 až $\pm 40\%$. Hodnotu konstanty C můžeme interpretovat jako extrapolovaný průsečík v závislosti $\log t_r - 1/T$ (obr. 7.4). U L-M parametrické metody se izonapěťové přímky protínají při hodnotách $1/T=0$ a $\log t_r = -C$.

Parametrický vztah navržený Larson–Millerem je zpravidla vyjádřen jako lineární funkce $\log \sigma$, při které rovnice (7.5) přechází do tvaru:

$$T(C + \log t) = a_0 + a_1 \cdot \log \sigma \quad (7.6)$$

Od používání této lineární regresní rovnice se však upustilo z důvodu, že v širokém rozpětí napětí neexistuje lineární závislost $\log t$ na $\log \sigma$ a z toho plyne, že ani závislost L-M parametru na $\log \sigma$ není lineární. Nejčastěji se proto v současnosti užívá polynomická L-M rovnice 2. nebo 3. řádu, kde závislost L-M parametru na $\log \sigma$ je vyjádřena polynomicky a např. pro L-M rovnici 3. řádu nabývá tvaru:



Obr. 7.4 Vztah mezi teplotou, napětím a dobou do lomu v Larson-Millerově modelu

$$T(C + \log t) = a_0 + a_1 \cdot \log \sigma + a_2 \cdot \log^2 \sigma + a_3 \cdot \log^3 \sigma. \quad (7.7)$$

Ovšem polynomických rovnic vyšších řádů zase nelze použít pro větší časovou extrapolaci, neboť brzy po opuštění posledního experimentálního bodu se tato funkce odkloní k ose pořadnic, případně vytvoří parabolický průběh, což nemá s reálným chováním žárupevných materiálů žádnou souvislost.

7.5.2.1 Sherby-Dornova (S-D) parametrická metoda

Při tomto přístupu je tečení považováno za tepelně aktivovaný proces, jehož základem je stejně jako u L-M parametru Arrheniův vztah. Jestliže je tečení tepelně aktivovaným jevem, pak změna teploty za jinak stejných podmínek musí mít vliv na rychlost tečení. S-D kritérium vychází z parametru:

$$t \cdot e^{\frac{-Q}{RT}}, \quad (7.8)$$

na jehož základě lze říci, že hodnota deformace ε v případě konstantního napětí je jednoznačně určena funkcí veličiny, kterou lze označit:

$$\theta = t \cdot e^{\frac{-Q}{RT}} \quad (7.9)$$

a která je funkcí teploty a času. Určité hodnotě creepové deformace při daném napětí vyjádřené pomocí funkce θ_i , pak odpovídají dvě různé teploty a časy, pokud mezi těmito dvojicemi platí vztah ve tvaru:

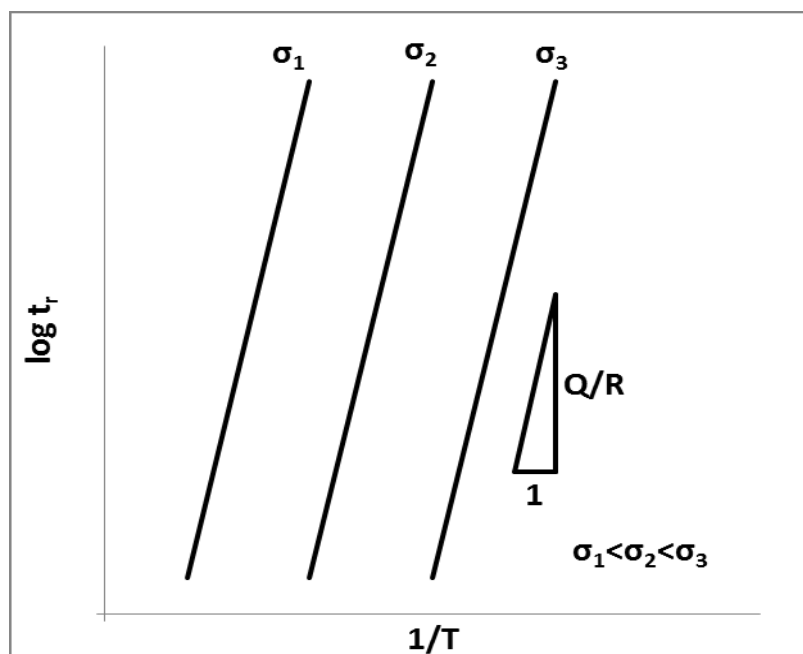
$$\theta_i = t_1 \cdot e^{\frac{-Q}{RT_1}} = \dots = t_n \cdot e^{\frac{-Q}{RT_n}} \quad (7.10)$$

Následným zlogaritmováním rovnice (7.10), při uvažování podmínky lomu $\theta = \theta_r$ a času $t = t_r$, dostaneme S-D parametrickou rovnici ve tvaru:

$$P_{S-D} = \log \theta_r = \log t_r - Q/RT, \quad (7.11)$$

kde P_{S-D} je Sherby-Dornův parametr.

Parametr Sherbyho a Dorna má sice stejný teoretický základ jako parametr Larson-Millerův, ale v každém případě vychází z jiných předpokladů, kterými je dosaženo odlišných rovnic. Hlavním rozdílem u obou parametrů je především závislost aktivační energie na napětí. U L-M parametru předpokládáme závislost aktivační energie na napětí, zatímco u S-D parametru nikoliv. Aktivační energie je tak směrnici závislosti $\log t_r$ na $1/T$ (viz obr. 7.5).



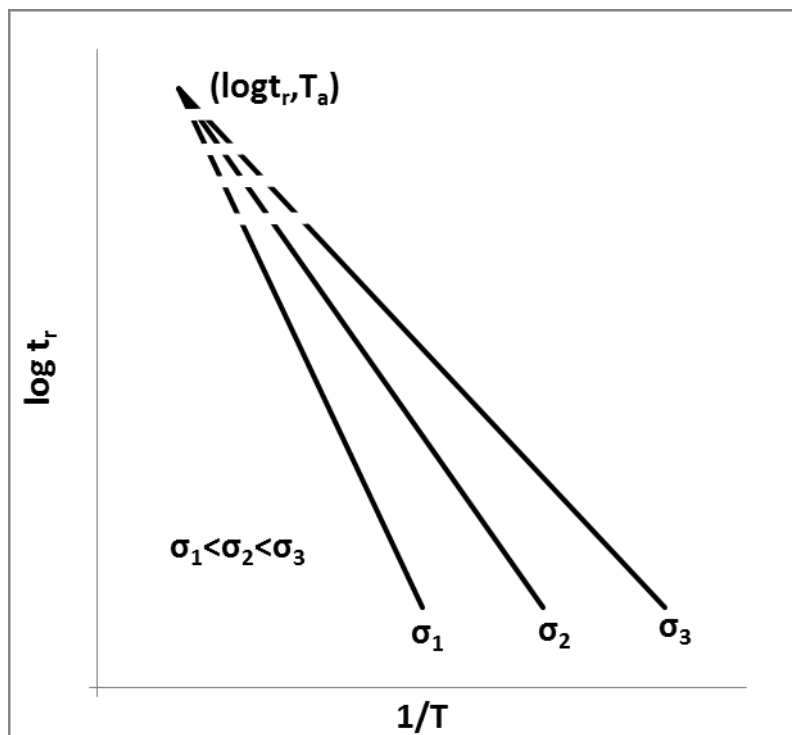
Obr. 7.5 Vztah mezi teplotou, napětím a dobou do lomu v Sherby-Dornově modelu

7.5.2.3 Manson–Haferdova (M-H) parametrická metoda

Manson–Haferdem navržený parametrický vztah se zakládá čistě na empirických poznatcích, kdy byly creepové zkoušky prováděny při konstantním zatížení a proměnlivé teplotě. Při svých pozorováních odhalili odchylky vznikající při použití L-M parametrické rovnice, které, jak se domnívali, vznikají v důsledku nelineární závislosti $\log t_r$ na $1/T$. M-H parametr je proto založen na empirickém poznatku, že závislost $\log t_r$ na $1/T$ je pro řadu případů možné nahradit závislostí $\log t_r$ na T a pro konstantní napětí tvoří přímku. Přímky odpovídající různým napětím konvergují okolo jednoho bodu, který má souřadnice $[T_a, \log t_a]$ (viz obr. 7.6). M-H parametr je pro danou hodnotu napětí dán jako převrácená hodnota směrnice dané přímky ve tvaru:

$$P_{M-H} = \frac{\log t_r - \log t_a}{T - T_a} \quad (7.12)$$

kde: P_{M-H} - Manson-Haferdův parametr,
 $\log t_a, T_a$ – materiálové charakteristiky.



Obr. 7.6 Vztah mezi teplotou, napětím a dobou do lomu v Manson-Haferdově modelu

7.5.2.4 Seifertova metoda

Další často užívanou parametrickou metodu představuje rovnice Seifertova. Ta vyjadřuje aplikované napětí (mez pevnosti při tečení) jako kvadratickou funkci teplotně-časového parametru P ve tvaru:

$$\log \sigma = A_0 + A_1 P + A_2 P^2 \quad (7.13)$$

kde: σ je aplikované napětí (mez pevnosti při tečení),

$A_{0,1,2}$ jsou konstanty,

P je teplotně-časový parametr, který je pro tuto rovnici definován vztahem:

$$P = T(C + \log t_r) \cdot 10^{-4} \quad (7.14)$$

7.5.2.5 Rovnice SVÚM

Rovněž v podmínkách České republiky často užívanou rovnicí pro extrapolaci výsledků zkoušek tečení je rovnice, která byla vyvinuta v dřívějším Státním výzkumném ústavu materiálu (SVÚM), jejíž parametry byly v minulosti pro některé nejpoužívanější čs. žárupevné oceli uvedeny také přímo v materiálových normách. Tato parametrická rovnice na rozdíl od předchozích nevychází z fyzikálních modelů, tedy Arrheniovy rovnice, nýbrž je založena čistě na rovnicích empirických, které vyjadřují závislost doby do lomu na aplikovaném napětí a teplotě funkcemi ve tvaru:

$$\log(t) = A_1 + A_2 \cdot f(T) + A_3 \cdot f(T) \cdot g(\sigma) + A_4 \cdot g(\sigma) \quad (7.15)$$

$$f(T) = \log \left| \frac{1}{T} - \frac{1}{A_5} \right| \quad (7.16)$$

$$g(\sigma) = \log[\sinh(\sigma \cdot T \cdot A_6)] \quad (7.17)$$

kde T je teplota,

A_{1-6} jsou konstanty.

Je pochopitelné, že pro výpočet takto složitých soustav rovnic s více proměnnými, které navíc nejsou lineárně závislé, je nezbytné využívat výpočetní techniku.



Shrnutí pojmů

Po prostudování kapitoly by vám měly být jasné následující pojmy:

- Anelastická deformace
- Creep (tečení materiálu)
- Mezní teplota
- Křivka tečení
- Rychlost sekundárního creepu
- Mez pevnosti při tečení
- Mez tečení
- Homologická teplota
- Larson – Millerův parametr
- Sherby – Dornův parametr



Otázky k probranému učivu

- 1) Co rozumíme pod pojmem creep (tečení materiálu)?
- 2) Co určuje mezní teplota T_g ?
- 3) Jak je definována mez pevnosti při tečení?
- 4) Co to je homologická teplota?
- 5) Jaké znáte metody extrapolace výsledků zkoušek tečení?
- 6) Jaké znáte parametrické metody extrapolace výsledků zkoušek tečení?
- 7) Jak je vyjádřen Larson – Millerův parametr?



Úlohy k řešení

V tabulce jsou uvedeny výsledky creepových zkoušek oceli P22 při teplotách 525°C, 550°C, 575°C a 600°C. Vyneste závislost napětí na Larson – Millerově parametru ve tvaru $P_{L-M} = (T + 273) \cdot [C_{L-M} + \log(t)]$, $C_{L-M} = 20$.

Číslo zkoušky	Teplota T (°C)	Napětí σ (MPa)	Čas t (hod)	Tažnost (%)	Kontrakce (%)
1	525	280	14	43,6	83,2
2	525	255	57	32,8	85,5
3	525	235	173	38,4	85,2
4	525	210	359	48,8	87,7
5	525	190	726	62,6	88,3
6	525	165	2602	45,6	85,9
7	525	145	5772	41,6	83,3
8	525	125	16072	35,6	78,3
9	525	115	30734	38,6	79,3
10	550	240	160	32,0	87,0
11	550	215	327	60,0	89,3
12	550	190	399	46,8	86,7
13	550	165	422	58,8	88,2
14	550	145	962	48,4	84,2
15	550	125	2834	42,8	87,7
16	550	105	11309	46,3	83,0
17	575	180	49	57,6	85,3
18	575	150	211	56,0	86,8
19	575	130	798	54,0	86,9
20	575	110	2065	48,8	83,6
21	575	90	6407	51,9	87,2
22	575	80	16491	41,8	78,0
23	575	75	19699	28,0	70,0
24	600	155	51	55,2	87,3
25	600	140	124	44,6	81,9
26	600	110	466	60,8	91,1
27	600	95	849	56,4	91,7
28	600	85	1398	56,4	91,7
29	600	65	4891	52,0	83,5
30	600	50	15633	56,3	92,5
31	600	40	21040	40,6	93,7



Použitá literatura

- [1] HERNAS, A. – JONŠTA, Z. – TVRDÝ, M. – ČÍŽEK, L. – PURMENSKÝ, J.: Žárupevné oceli a slitiny. Vydavatelství ZUSI – Žilina, ISBN 80-968605-6-9.
- [2] ČSN EN 12952-2 Vodotrubné kotle a pomocná zařízení – Část 2: Materiály pro části kotlů a příslušenství namáhaných tlakem.
- [3] ASM Handbook, Volume 8, Mechanical Testing and Evaluation.