

Vysoké učení technické v Brně

Fakulta strojního inženýrství



Ústav mechaniky těles,
mechatroniky a biomechaniky



Ústav mechaniky těles,
mechatroniky a biomechaniky

Doc.Ing. Miloš Vlk, CSc.

Ing. Zdeněk Florian, CSc.

MEZNÍ STAVY A SPOLEHLIVOST

BRNO 2007

Předmluva

Základ pro spolehlivost konstrukce se v rozhodující míře klade v etapě jejího návrhu a vývoje. S tím souvisí celá řada problémů - na některé z nich je poukazováno v přednáškách předmětu *Mezní stavy a spolehlivost* a jsou rovněž obsahem tohoto skriptu.

Skriptum obsahuje obecný úvod do problematiky mezních stavů se zvláštním zřetelem na mezní stavy v pevnostních výpočtech a zdůrazněním rozsáhlých kvalitativních změn v rozvoji tohoto vědního odvětví. Zaměřuje se podrobně na ty mezní stavy, které patří ve strojírenství mezi nejdůležitější – na únavu a křehký lom. S ohledem na existenci dvou rozhodujících etap v procesu porušování - na etapu do iniciace trhliny a na etapu jejího růstu - je patřičná pozornost věnována též lomové mechanice, jejíž význam pro posuzování vad typu trhlin je nezastupitelný. Skriptum však není soustavnou a podrobnou učebnicí lomové mechaniky. Nezaobírá se ani obsáhleji fyzikální podstatou a zákonitostmi těchto procesů. To je obsahem jiných předmětů vyučovaných na Fakultě strojního inženýrství VUT, jako jsou např. *Nauka o materiálu* a *Mezní stavy materiálu*. Shrnuje v potřebné míře jejich závěry a ukazuje jejich využití při navrhování a posuzování konstrukcí s vadami. V dnešní době se v technické praxi při této činnosti používá řada norem a předpisů. Skriptum vytváří nezbytné teoretické zázemí, přispívající k jejich uvědomělému a korektnímu používání. Takto získané znalosti umožní posuzování bezporuchovosti konstrukcí ve dvou typických situacích: v etapě jejího návrhu a v etapě výroby nebo provozu v situaci, kdy je zjištěna vada nejnebezpečnějšího typu – trhlina.

Toto skriptum je určeno jako základní pomůcka pro studium stejnojmenného předmětu ve specializaci *Inženýrská mechanika*. Může však též posloužit jako doplňkový text v problematice mezních stavů konstrukcí a jejich spolehlivosti i v jiných specializacích. Vytváří teoretické zázemí a předpoklady pro kvalifikované rozhodování při řešení řady praktických problémů technické praxe.

Brno, listopad 2007

M. Vlk a Z. Florian

O b s a h

I. část - Úvod

1. Spolehlivost konstrukce – významný faktor jakosti	7
2. Vznik nové konstrukce a otázky bezporuchovosti	7
3. Vývoj metod průkazu bezporuchovosti	9
4. Systematická analýza poruch částí a konstrukcí	12
5. Příčiny poruch konstrukcí	13

II. část – Mezní stavy konstrukcí

1. Vymezení pojmů souvisejících se stavem hmotných výrobků	15
1.1 Oblast teorie spolehlivosti	15
1.2 Oblast teorie mezních stavů	17
2. Soubor vybraných mezních stavů technických objektů	21
2.1. MS související s deformací tělesa	22
2.2. MS související s porušováním spojitosti tělesa	23
2.3. MS související s poškozováním povrchu tělesa	25
2.4. Mezní stavy specifické	27
2.5. MS související s působením technického objektu na člověka	28
3. Klasifikace mezních stavů	29
4. Klasifikace druhů lomů ocelových částí	30
4.1 Atomové mechanismy porušování	31
4.2 Mikromechanismy porušování	31
4.21 Štěpné porušení	32
4.22 Tvárné porušení	32
4.23 Speciální mikromechanismy porušování	34
4.231 Únava	34
4.232 Creep	34
4.3 Mikroskopické hledisko při klasifikaci lomů	34
4.4 Makroskopická hlediska při klasifikaci lomů	34
4.41 Hledisko rozsahu plastické deformace	35
4.42 Hledisko velikosti spotřeby energie pro porušení	35
4.43 Hledisko potřeby dodávání energie	36
5. Křehký lom ocelových částí	36
5.1 Charakteristické rysy křehkého lomu ocelových částí	36
5.2 Tranzitní chování – tranzitní teploty	38

III. část – Posuzování spolehlivosti mechanických soustav

1. Úvod	45
2. Spolehlivost a mezní stavy konstrukcí	46
2.1 Stavové veličiny	46
2.2 Mezní hodnoty stavových veličin	48
2.3 Příklad konkretizace posouzení spolehlivosti	49
3. Způsoby posuzování spolehlivosti konstrukcí	50
3.1 Deterministické metody posuzování spolehlivosti	50

3.2	Pravděpodobnostní metody posuzování spolehlivosti	52
4.	Podmínka dosažení mezního stavu a podmínka spolehlivosti	55
4.1	Deterministické posouzení	55
4.2	Pravděpodobnostní posouzení	57
5.	Teorie interference	59
5.1	Statický model interference	59
5.11	Základní úvahy	59
5.12	Stavová veličina a mezní hodnota s normálním rozdělením	61
5.13	Využití v normách – metoda dílčích součinitelů	64
5.2	Dynamický model interference	66
6.	Bezporuchovost složených mechanických soustav	67
7.	Návrhové koncepce	68
7.1	Koncepce bezpečného života (safe life)	68
7.2.	Koncepce přípustného poškození (damage tolerance)	69

IV. část – Posouzení konstrukce s vadou typu trhliny

1.	Úvod	71
1.1	Typy vzniku trhlín	71
1.2	Druhy posouzení	
2.	Vady výrobků typu necelistvosti	74
2.1	Klasifikace vad	74
2.2	Možnosti metod zjišťování vad	76
3.	Všeobecný postup při posouzení zjištěné vady	77
4.	Jednosměrné zatěžování	81
4.1	Úvod	81
4.11	Trhlina jako koncentrátor napětí	81
4.12	Klasické metody dimenzování a lomová mechanika	82
4.13	Oblasti a základní koncepce lomové mechaniky	84
4.2	Energetická kritéria nestabilního lomu	86
4.21	Energetická bilance, podmínka stability	86
4.22	Griffithovo kritérium	87
4.23	Koncepce hnací síly trhliny	89
4.231	Podmínka stability trhliny	89
4.232	Hnací síla trhliny	90
4.233	Odpor proti růstu trhliny	93
4.24	Další koncepce	94
4.3	Charakteristiky vybraných koncepcí lomové mechaniky a nestabilní růst trhliny	
4.31	Koncepce součinitele intenzity napětí	95
4.311	Statická iniciace trhliny	95
4.311.1	Napětí a deformace u kořene trhliny	95
4.311.2	Definice součinitele intenzity napětí, $G - K$	98
4.311.3	Metody určení součinitele intenzity napětí	100
4.311.4	Směšený mód trhliny	112
4.311.5	Plastifikace u čela trhliny	114
4.311.51	Velikost plastické oblasti, K_{Ief}	114
4.311.52	Tvar plastické oblasti	120
4.311.53	Vliv stavu napjatosti	121
4.311.6	Lomová houževnatost	125
4.311.61	Vlivy na lomovou houževnatost	125

	4.311.62 Metodika určení K_{IC}	130
	4.311.7 Oblast použitelnosti této koncepce	132
4.312	Dynamická lomová mechanika	136
	4.312.1 Úvod	136
	4.312.2 Dynamické zatížení stacionární trhliny	137
	4.312.3 Rychlý růst trhliny	140
	4.312.4 Zastavení trhliny	142
4.313	Korelace mezi lomovou houževnatostí a nárazovou prací (případně vrubovou houževnatostí)	145
4.314	Referenční křivky lomové houževnatosti	147
4.32	Koncepce hustoty deformační energie	153
	4.321 Podstata koncepce	153
	4.322 I. mód	155
	4.323 II. mód	156
	4.324 Kombinace módů I + II	158
4.33	Koncepce kritického rozevření trhliny	159
	4.331 Úvod do koncepcí elasto-plastické lomové mechaniky	159
	4.332 Vymezení pojmů COD a CTOD, vztah δ - G_I - K_I	159
	4.333 Barenblattův – Dugdalův model (strip yield model)	163
	4.334 Experimentální výsledky v elasto plastické oblasti	165
	4.335 Některé faktory ovlivňující δ_c	167
	4.336 Experimentální určení δ_c ..	169
	4.337 Kritická a přípustná velikost trhliny	171
	4.338 Oblast použitelnosti koncepce COD	171
4.34	Koncepce J-integrálu	170
	4.341 Úvod	170
	4.342 J-integrál – jeho definice a vlastnosti	171
	4.342.1 Definice J-integrálu	172
	4.342.2 Nezávislost J-integrálu na integrační cestě	174
	4.342.3 Energetická interpretace J-integrálu	174
	4.342.4 J-integrál jako parametr intensity napětí	175
	4.342.5 Určení J-integrálu	176
	4.342.6 Vztah J – K – CTOD	177
	4.343. Lomová houževnatost J_{IC}	177
	4.343.1 Vlivy na J_{IC}	178
	4.343.2 Určení J_{IC}	178
	4.344 Kritická a přípustná velikost trhliny	178
	4.345 Oblast použitelnosti koncepce J-integrálu	179
4.35	Dvoupárametrová lomová mechanika	181
	4.351 Podněty pro vznik dvoupárametrové LM	181
	4.352 T- napětí	184
	4.353 Q – parametr	189
	4.354 Závislost Q – T	192
	4.355 Zhodnocení dvoupárametrové lomové mechaniky	191
4.4	Subkritický růst trhliny při jednosměrném zatížení	193
	4.41 Mechanizmy rozvoje porušení	193
	4.42 Etapy subkritického růstu	196
	4.421 Inicie subkritického růstu	197
	4.422 Subkritický růst	198
	4.423 Stabilita subkritického růstu	199

4.5	Diagramy posouzení lomu (FAD)	205
4.51	Původní verze	205
4.52	Zahrnutí zpevnění materiálu	208
4.53	Zahrnutí vlivu constraintu	212
5.	Cyklické zatěžování	213
5.1	Zákonitosti růstu trhlin při cyklickém namáhání	213
5.11	Mechanismus růstu a zastavení trhlin	213
5.111	Etapy růstu trhlin	213
5.112	Růst a zastavení trhlin	214
5.12	Podmínky zastavení trhlin	215
5.13	Růst trhlin v elastické oblasti	217
5.131	Konstantní amplituda namáhání	217
5.131.1	Zákonitosti růstu	217
5.131.2	Experimentální určení zákonitostí růstu trhlin	218
5.131.3	Další faktory ovlivňující rychlost růstu	219
5.131.4	Problematika krátkých trhlin	219
5.132	Růst trhlin při proměnné amplitudě namáhání	221
5.14	Růst trhlin při elasto-plastických deformacích	223
5.2	Stanovení zbytkové životnosti	225
5.21	Deterministické posouzení	225
5.22	Pravděpodobnostní posouzení	226
	Literatura	227

I. část - Úvod

1. Spolehlivost konstrukce – významný faktor jakosti

Cílevědomé úsilí projektantů, výpočtářů, konstruktérů, technologů a pracovníků celé řady dalších profesí by mělo směřovat k tomu, aby konečný výsledek jejich práce (součást, uzel, konstrukce) splňoval v potřebné míře celou řadu na něj kladených požadavků. Především to znamená plnit řádně svoji požadovanou funkci po předepsanou dobu života. Tato funkce však musí být též efektivní, ekonomická a samozřejmě též ekologická. Konstrukce musí dále respektovat zásady technologičnosti a to nejen výroby, ale též montáže, kontroly a oprav. Jen tak bude konkurenceschopná a zajistí svému výrobcí i uživateli očekávaný dostatečný přínos.

Zajistit splnění těchto požadavků není zdaleka jednoduchou úlohou. V průběhu uplynulých desetiletí je patrný výrazný růst specifických výkonů strojů a zařízení, pracovních teplot i snahy o snižování spotřeby materiálu a energie na jejich výrobu a provoz. Tyto skutečnosti vedou mimo jiné ke zvyšování úrovně namáhání a to mnohdy k růstu časově proměnné složky tohoto namáhání. Vedle toho se – v souvislosti jak s rostoucími rozměry polotovarů, tak i s širokým uplatňováním technologie svařování – též zvýšilo množství a velikost makroskopických vad materiálu a hladiny zbytkových napětí. Postupně se rovněž ukazovalo nezbytným zavádění nových druhů ocelí se zvýšenými mezemi kluzu a meze pevnosti. Tyto materiály však jsou zpravidla citlivější na dodržení předepsané výrobní technologie a s tím souvisejícím vznikem vad. Rovněž je třeba mít také na zřeteli, že mimořádné zvýšení jedné mechanické charakteristiky ještě nemusí znamenat vyšší kvalitu materiálu při jeho komplexním posuzování vzhledem k možným mezním stavům: tak např. zvýšení meze pevnosti oceli je doprovázeno obecně též zvýšením jejich vrubové citlivosti; nebo výrazné zvýšení meze kluzu v poměru k mezi pevnosti (až např. na poměr 0,9) snižuje u této oceli její plastickou rezervu. Z příslušných kvantitativních porovnání potom plyne, že u novějších konstrukcí není zdaleka tak velká rezerva v materiálových vlastnostech jako tomu bylo dříve (řekněme v první polovině minulého století). Potom ale též některé faktory dříve nepodstatné nebo druhořadé nutně změnily ve významné a někdy i určující. S tím potom souvisí též nebezpečí čtenějšího výskytu poruch a havárií. Vzdělává tak důležitost jak vědeckého poznání, tak i praktických zkušeností.

Uvedené souvislosti je třeba též hodnotit se zřetelem na důsledky případných selhání a havárií strojů a zařízení. Škody hmotné, na zdraví a životech lidí i ekologické nelze v žádném případě zlehčovat a přehlížet; v řadě případů (např. jaderná energetika, letecká doprava aj.) by ale měly hrát přímo určující roli.

2. Vznik nové konstrukce a otázky bezporuchovosti

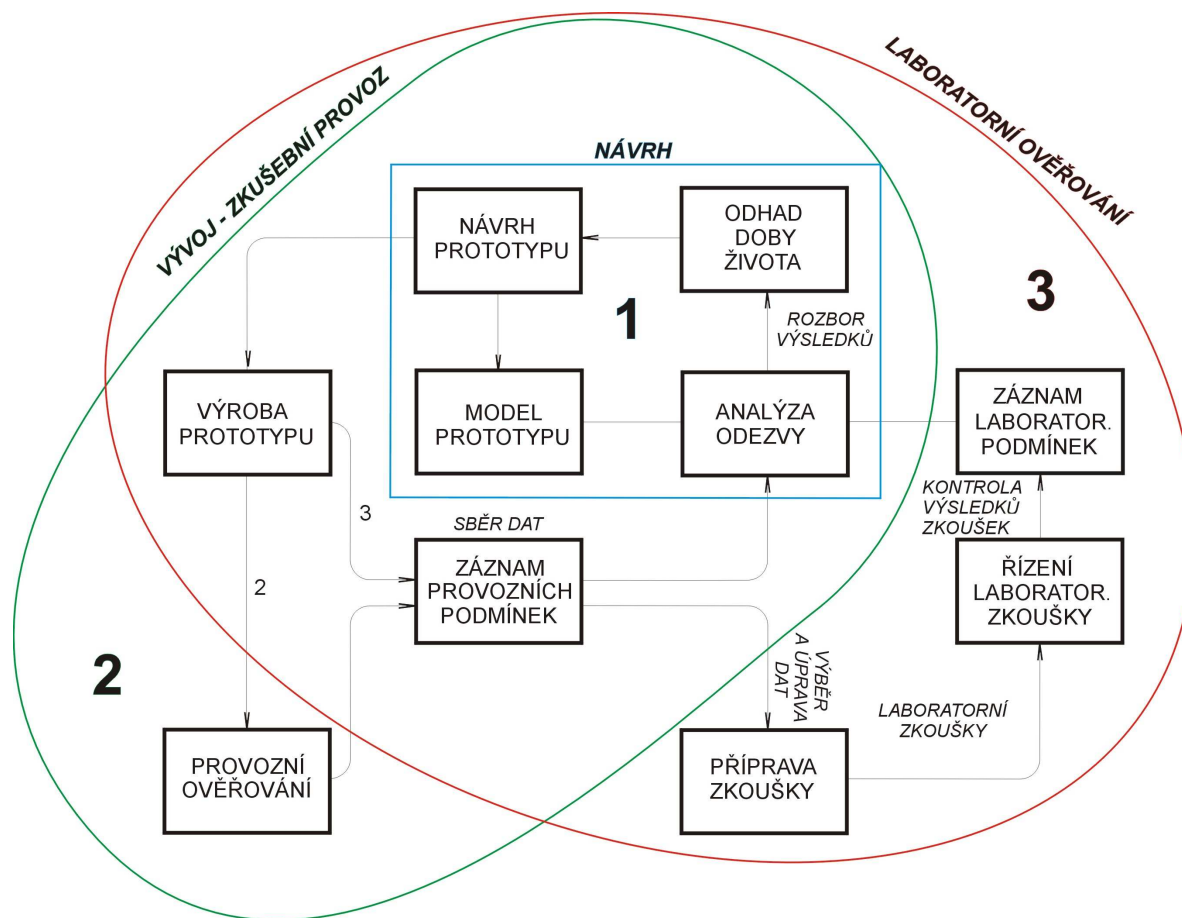
Motto:

Konstrukční inženýrství je umění a věda

- o přetváření materiálu, jehož vlastnosti plně neznáme,
- do tvaru, který neumíme přesně analyzovat,
- odolávat silám, které nedokážeme přesně předpovídat,
to vše tak, aby společnosti nebyl dán důvod k podezření o naší nevědomosti

Úkol navrhnout součástku nebo konstrukci se zadanou bezporuchovostí je rozsáhlý a komplikovaný. Zahrnuje celou řadu dílčích otázek jako jsou analýza provozního zatížení, určení namáhání a přetvoření kritických míst, teoretické posouzení bezporuchovosti a její

experimentální ověření. Příklad typických činností při posuzování mezního stavu únavového porušení konstrukce je uveden na obr. I-1.



obr. I-1

Jednotlivým článkům tohoto řetězce bude v dalším textu věnována patřičná pozornost.

Nezbytnou podmínkou úspěšného postupu je těsné propojení teorie, experimentu a získaných zkušeností; zdůrazňování izolované složky je prakticky vždy škodlivé. Nedílnou součástí experimentálního programu by měly být teoreticky předpovězené výsledky; obdobně pak teoretické řešení by mělo být potvrzeno výsledky experimentu. Všeobecně platnou zásadou je věnovat neslabšímu článku řetězce mimořádné úsilí a soustředit na něho potřebné prostředky.

Samotný návrh tvaru, velikosti, materiálu a technologie výroby součásti nebo konstrukce probíhá iterativně. Na detailní náplň jednotlivých kroků lze mít jistě rozdílný názor; v podstatě je možno je ale charakterizovat následovně.

Ve stadiu **předběžného návrhu** má konstruktér obvykle k dispozici pouze základní informace od zadavatele a zkušenosti získané z provozu výrobků obdobného typu (více či méně podrobné a kvalitní). Jsou mu známy často jen kusé údaje o materiálových vlastnostech (především nenormovaných). Kritická místa může určit spíše odhadem než exaktně. K teoretickým odhadům životnosti užije jednoduchých postupů a hypotéz. Je pak

samozřejmě, že takto získané výsledky je třeba přijímat se značnou rezervou. Na tyto výpočty by měly navazovat zkoušky funkčního vzorku.

Stádium **vývoje** je charakterizováno informacemi již bohatějšími a kvalitnějšími. To se týká nejen výsledků napětově-deformační odezvy na provozní zatížení a údajů o technologii výroby a montáže. V této etapě již probíhají únavové zkoušky kritických částí a uzlů nebo jejich modelů při simulování provozního namáhání. Takto získané údaje o životnosti jsou podstatně kvalitnější a věrohodnější.

V etapě **výroby** dochází ke zpřesňování vstupních podkladů, které však musí být současně doprovázeno drobnými úpravami konstrukce. Obojí pak může být impulzem k vypracování nového posouzení bezporuchovosti.

Avšak ani později by neměl opadnout zájem konstruktéra o osud jeho výrobku. Jako vysoce účelné se ukazuje vytvoření celého systému pro sledování konstrukcí v jejich **provozu**. Takto získané informace např. z dlouhodobé registrace a analýzy provozního zatížení, ze sledování poruch a jejich rozborů atd. mohou nejen vést např. k přehodnocení očekávané doby života, ke změně plánů prohlídek apod., ale jsou i jinak cenné při návrhu nové konstrukce.

V souvislosti s využíváním českých technických norem (ČSN) při posuzování bezporuchovosti je třeba mít na paměti, že zákonem č. 22/1997 Sb. o technických požadavcích na výrobky se s platností od 1.9.1997 změnil jejich právní význam. ČSN již nejsou vydávány jako závazné; dosavadní závaznost ČSN (i jen vybraných článků) byla ukončena k 31.12.1999. Pokud se výrobce rozhodne použít jiné řešení než to, které je uvedeno v příslušné normě, nic tomu nebrání. ČSN jsou tedy předpisy, obsahující „výhodnou radu“. O tom, zda tato rada bude využita, rozhoduje na svou odpovědnost výrobce. Tento zákon také zavedl nový pojem – harmonizované české technické normy. Jde o nové vyjádření úlohy národních technických norem při regulaci vlastností výrobků.

3. Vývoj metod průkazu bezporuchovosti

V souladu se vzrůstajícími nároky na vlastnosti navrhovaných konstrukcí se (mimo jiné) měnily výrazně i metody jejich pevnostního posuzování – nebo obecněji metody obecného průkazu jejich spolehlivosti. Postupem doby zde docházelo k zásadním změnám v jejich přístupech a pojetích.

Hovoříme-li o **spolehlivosti** konstrukce, pak – ve smyslu normy ČSN IEC 50(191), ČSN ISO 8402 tím rozumíme souhrnný termín popisující její **pohotovost k plnění požadovaných funkcí a faktory, které ji ovlivňují**. Těmi jsou především bezporuchovost, udržovatelnost a zajištění údržby. V souvislosti s problematikou mezních stavů přichází v úvahu pouze **bezporuchovost**. Proto budou v dalším textu pojmy spolehlivost a bezporuchovost chápány jako synonyma.

Zhruba **na počátku minulého století** se materiál běžně uvažoval jako homogenní izotropní kontinuum – tedy bez zahrnutí vlivu struktury a existence vad. Většina výpočtů se zaměřovala pouze na zatížení v elastické oblasti. Neuvažoval se účinek lokálních plastických deformací, pozorovatelných i při homogenní napjatosti u taženého hladkého prutu. Vliv složitého, v čase proměnného, provozního zatížení byl zahrnován do posouzení zjednodušeně, bez zřetele na jeho historii.

V první polovině minulého století byly stále více pozorovány rozpory mezi uvažovanými předpoklady a praktickými zkušenostmi z provozu i laboratorních zkoušek.

Především se jako důležitý faktor ukázal počet změn cyklického zatížení a to v obou nejdůležitějších etapách procesu porušování – v etapě nukleace trhliny (pokud tato nevznikla jako důsledek některé technologie výrobního procesu) a v etapě jejího růstu. Začínala se tak intenzivně studovat problematika mechanické únavy kovů a jejich slitin. Uskutečňovaly se rozsáhlé experimentální programy, získávala se řada empirických podkladů, které pak byly v dalším úspěšně využívány v inženýrské praxi. Popis probíhajících procesů však zůstával převážně pouze na fenomenologické úrovni. Způsob posuzování se nejprve zásadně neměnil. Formulovaly se materiálové charakteristiky vyjadřující jisté prahové hodnoty namáhání, při jejichž podkročení již nedochází k pozorovatelnému poškozování:

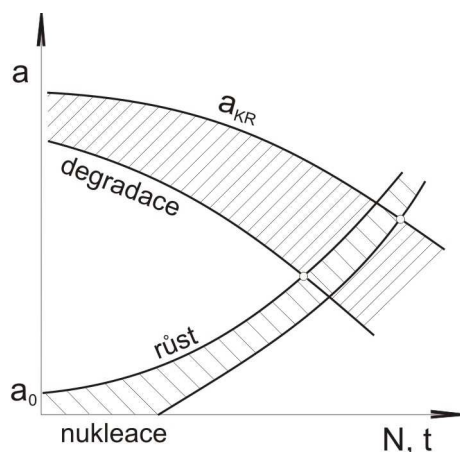
- při cyklickém namáhání to je mez únavy (= mezní hodnota horního napětí cyklu při němž ještě nedošlo k lomu nebo jinému únavovému porušení do základního počtu cyklů, zvoleného pro stanovení meze únavy)
- pro zatěžování za vysokých teplot to jsou
 - mez pevnosti při tečení (= napětí, při němž dojde při dané teplotě k porušení za stanovenou dobu)
 - mez tečení (= napětí, při němž je při dané teplotě dosaženo předepsané plastické deformace za stanovenou dobu)

Postupem doby se však ukazovala stále zřetelněji konzervativnost pevnostních posouzení založených na těchto charakteristikách a nevhodnost takto navržených konstrukcí. Začalo se přecházet k navrhování dílců, uzlů nebo i celých konstrukcí **na omezenou dobu života**, vyplývající z technicko-ekonomických požadavků a kritérií. Studovaly se zákonitosti hromadění poškození materiálu jako jeho odezvy na provozní zatížení (většinou náhodného charakteru). Vznikala celá řada hypotéz – více či méně komplikovaných, výstižných a vhodných pro praktické využití – jak v oblasti únavy materiálu, tak i creepu. Stále však přetrvávají problémy související s přenosem experimentálních výsledků získaných na malých laboratorních vzorcích na reálné konstrukce; vystižení vlivu velikosti a mnohdy složitého tvaru (promítajícího se do rozdílného stavu a charakteru napjatosti) a vlivu výrobní technologie na mezní stavy konstrukcí je komplikované a převážně zůstává na úrovni empirických poznatků.

Ve spojení s výrazným rozšířením technologie svařování u rozměrných ocelových konstrukcí pracujících i za snížených teplot se ve větší míře začíná objevovat významný mezní stav související s porušením – **křehký lom**. Dochází tak ke zdůraznění významu existence vad typu trhlin a tranzitního chování ocelí nízké a střední pevnosti (jejichž porušení má buď houževnatý nebo křehký charakter).

Ke kvalitativní změně v rozvoji mezních stavů došlo v padesátých letech minulého století. Tehdy byla ke značné dokonalosti vybudována teorie dislokací a použita jako základna pro mikrofyzikální interpretaci plastické deformace. Získané poznatky byly využity pro zlepšení mechanických vlastností kovových materiálů. Přispěly k tomu též nové účinné pozorovací a analytické metody založené na elektronové optice, difrakci a spektroskopii různých druhů záření. Objevily se dokonce též názory, že na základě studia struktury lze očekávat v blízké budoucnosti vypracování fyzikální teorie mechanických vlastností tak podrobně, aby postavila výrobu a využívání kovových materiálů zcela na vědecký základ. Tyto optimistické názory však nebyly později potvrzeny. Jako nesporný přínos se však ukázalo komplexní studium problémů a to jak z hlediska materiálové vědy, tak i materiálového inženýrství, kdy došlo k využití interakcí mezi mikrofyzikálními poznatky o struktuře, poznatky o vlastnostech materiálu a poznatky o jeho chování v provozu.

Společným nedostatkem do té doby používaných pevnostních výpočtů bylo též to, že neuvažovaly v materiálu jeho nespojitosti (a tedy rovněž významnou kategorii – vady typu trhlin). Celý proces porušování byl až do té doby uvažován jako jednoetapový. Charakteristickým rysem tohoto období rozvoje mezních stavů bylo respektování dvou základních etap předcházejících lomu jakéhokoliv druhu a to etap nukleace (vzniku) a růstu trhliny (obr. I-2).



obr.I-2

V etapě nukleace se v okolí počátečních makroskopických vad objevují v důsledku nevratných deformací (při mechanické nebo tepelné únavě, creepu apod.) trhlinky, z nichž se potom vytváří magistralní trhlina. Její chování (**následný růst**) je různé v závislosti na řadě faktorů – teplotě, rychlosti zatěžování, době působení, charakteru prostředí apod. Pro možnost kvantitativního popisu tohoto procesu vznikla a rozvíjí se lomová mechanika různých koncepcí – nejprve lineárně elastická, později různé elastoplastické koncepce. Vedle tohoto poškozování, probíhajícího v lokalizovaných objemech, dochází často i k degradaci mechanických vlastností, promítajících se do poklesu lomové houževnatosti ve větších objemech materiálu (s důsledkem poklesu kritické délky trhliny). Tento pokles může být vyvolán deformačním nebo precipitačním stárnutím, interkrystalickou korozí, radiačním ozářením apod. Znamená tedy též posuv tranzitních teplot ve směru jejich zvýšení.

Prodloužení doby života konstrukce lze potom dosáhnout:

- zmenšením počáteční velikosti trhliny (např. změnou technologie nebo přísnějšími požadavky na výsledek defektoskopické kontroly),
- prodloužením etapy vzniku trhlín schopných růstu z počátečních vad (zvýšením odolnosti materiálu proti vzniku poruch soudržnosti),
- snížením rychlosti růstu trhliny (např. volbou vhodného materiálu, úpravou geometrie),
- zvýšením počáteční lomové houževnatosti (např. výběrem materiálu nebo zvýšením provozní teploty),
- snížením rychlosti stárnutí (podle povahy procesu stárnutí a provozních podmínek).

V souvislosti s existencí nejen náhodného charakteru zatížení, ale též náhodné odezvy materiálu konstrukce na ně (chápané však ve smyslu poškození, nikoliv pouze jako napět'ově deformační odezvy) vznikají a rozvíjejí se snahy o **statistickou interpretaci** probíhajících procesů. Na ně pak navazují úsilí o vyjádření spolehlivosti konstrukce kvantifikací určité pravděpodobnosti bezporuchového provozu pro jistou dobu života (viz III. část skriptu).

V této době byl též položen základ pro **diagnostiku porušení** (resp. nauku o zjišťování celkového technického stavu zařízení) – např. pomocí metody akustické emise, měření rychlosti zvětšování ultrazvukového signálu v místě vady, sledováním lokálního ohřevu materiálu apod. (Janoušek 1988, Kreidl 2001). Rozvoj a používání diagnostických metod není luxusem, ale nezbytností. V širším významu se pak pod určením stavu technického objektu rozumí:

- **vlastní technická diagnostika** zabývající se zjišťováním stavu technického objektu v přítomnosti,
- **technická prognostika**, řešící problematiku předvídání technického stavu za určitý časový (nebo jinak definovaný) úsek života objektu. Patří sem též úlohy určení periodicity jeho pravidelných prohlídek a oprav;
- **technická genetika**, zkoumající stav, ve kterém se nacházel objekt v určité době v minulosti. To přichází v úvahu při vyhodnocování havárií a jejich příčin.

To vše – ve spojení s moderními metodami výpočtu napjatosti a přetvoření – umožnilo pro některé případy navrhovat a provozovat konstrukce i s místními plastickými deformacemi a různými druhy vad (včetně vad typu trhlin).

4. Systematická analýza poruch částí a konstrukcí

Zkoumání poruchy a její následná analýza mají určit příčinu vzniku a na jejím základě co nejpresněji stanovit nápravná opatření zaměřená na to, aby se podobná porucha neopakovala. V řadě případů musí být prozkoumán vliv souvisejících (spolupracujících) částí, resp. jejich možná spoluúčast na vzniku poruchy. K analýzám je často nutné použít i méně známé či používané analytické techniky. Komplexní analýza poruchy (havárie) složitého strojního zařízení (kompresor, letadlo, lokomotiva atd.) si tak obvykle vyžádá spoluúčast odborníků z řad dalších odvětví strojírenství a fyzikálních nebo chemických věd.

Konečným cílem je vytvořit analytický systém nezávislý na lidském faktoru jako je příchod nových pracovníků ze škol, odchod do důchodu, běžná fluktuace. Vzniklá databáze o vývojových i provozních poruchách dílů pak bude mít trvalý charakter (nezanikne odchodem pracovníka – jak tomu bývá i dnes) a bude sloužit jako objektivní vodítko pro další vývoj těžce nebo podobné součásti nebo konstrukce. Obdobné systémy se již delší dobu uplatňují v průmyslově vyspělých zemích.

Systematická analýza poruch zahrnuje obecně následující kroky (v závislosti na povaze příslušné poruchy však mohou proběhnout pouze ty z nich, které řeší daný problém) (Němec et al. 1982):

- **shromáždění údajů** – především o zatížení a provozních podmínkách
- **předběžná prohlídka** porušené součásti (vizuální prohlídka a pořízení pečlivého záznamu o ní),
- **materiálové analýzy**
 - výběr vzorků, jejich identifikace a uložení
 - zkoušky mechanických vlastností (statické, cyklické, křehkolomové, tvrdosti aj. – podle povahy porušení)
 - chemická analýza (celková, lokální, povrchová koroze, úsady, povrchová úprava, rtg. mikroanalýza)
 - fraktografický rozbor - makroskopická a mikroskopická (pomocí transmisních a řádkovacích elektronových mikroskopů) pozorování a analýzy; ty sledují
 - místa poruch a jejich rozsah
 - vzhled lomových ploch

- místa iniciace trhlinek a kinetiku jejich rozvoje
- rozlišení únavové a závěrečné kvazikřehké lomové plochy
- polohu trhlín vzhledem k osám tělesa a směrům zatížení
- průběh sekundárních trhlín
- počet makrotrhlín v okolí lomové plochy
- stav povrchové vrstvy (vzhled, tvrdost)
- určení mechanismu porušení
- metalografický rozbor (optická a elektronová mikroskopie)
- **napěťově deformační analýza** (výpočtová, experimentální) – včetně využití lomové mechaniky
- **analýza a syntéza** všech zjištěných faktů, formulace závěrů, vyhotovení zprávy.

K jednotlivým činnostem je třeba přistupovat uvážlivě, s rozmyslem. Objektivnímu zjištění příčin vzniku poruchy neprospívá, jestliže se poškozená součást ihned, bez důkladnějších a zejména rozvážnějších úvah a vizuální kontroly, rozřeže na vzorky pro jednotlivé analýzy. V lepším případě se při formulování závěrů spotřebuje neúměrně více času na rekonstrukci příčin vzniku poruchy, v horším případě to již vůbec není možné provést.

Často se stává, že příslušný odborník má k prohlídce havarované součásti příliš daleko (vzdálená cizina) nebo z provozně bezpečnostních důvodů je nutné místo havárie v krátké době po jejím vzniku likvidovat. Za takových okolností řada významných údajů (a někdy i části havarovaného zařízení) bývá nenávratně ztracena nebo jsou díly dodatečně poškozeny. Tím se úloha odborného vyšetření značně ztíží a přistupuje zde vysoké riziko zkreslení závěrů. Je proto účelné vybavit obsluhu, servis či jiné pracovníky, kteří mají k havarovanému zařízení blíže, dotazníkem. V něm potom odpovědí na přesně formulované otázky zachytí podstatné údaje o poruše a souvisejících okolnostech, které by později již nebylo možno získat.

5. Příčiny poruch konstrukcí

Rozbory jednotlivých případů poruch ukazují, že jejich příčiny je možno rozdělit do čtyř základních skupin (Augustyn a Sledziwski 1988):

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

Málokdy je porucha vyvolána pouze jednou příčinou – obvykle se jedná o kumulaci dvou nebo více příčin. Role konstruktéra je velmi důležitá – výsledky jeho práce bezprostředně souvisejí s příčinami v prvních dvou skupinách; spolupůsobí však též s příčinami v dalších dvou skupinách. Jeho činnost se tedy projevuje ve všech etapách vzniku a života konstrukce – v etapách návrhu, výroby, dopravy na místo, montáže, zkoušení, provozování a odstranění.

ad 1. Vadný nebo nevhodně použitý materiál

S tím související příčiny poruch jsou na vrub

- výrobce oceli – např. dodávky materiálu se skrytými vadami (vyskytují se v něm např. anizotropie, zdvojeniny plechu, lamelární trhliny) nebo dodávky neshodující se s objednávkou nebo hutními atesty,

- projektanta a konstruktéra - nesprávný výběr ocele (nevhodné chemické složení, mechanické a technologické vlastnosti) s ohledem na výrobu a provozování konstrukce – např.
 - ocele s nedostatečnou svařitelností,
 - ocele náchylné ke křehkému lomu (tomu předcházet volbou vhodné ocele a konstrukčním řešením)
- výrobce konstrukce – např. záměna druhu ocele

ad 2. Chyby v projektu a konstrukci

Příčinami mohou být

- nesprávně stanovené zatížení (jeho velikost, charakter, četnost nebo výskytu),
- nevhodné konstrukční řešení,
- nesprávné dimenzování.
- nevhodná nebo nesprávná metodika posuzování spolehlivosti vyplývající z neznalostí a zjednodušení – např. předpoklady o materiálu (homogenní izotropní kontinuum, bez vad), předpoklad pouze elastického namáhání, použití pouze jednoduchých materiálových charakteristik, neuvážení vlivu prostředí na degradaci materiálu.

ad 3. Chyby ve výrobě a při montáži

Mohou spočívat např. ve

- špatné technologii nebo nedodržení vhodné technologie výroby a montáže,
- špatné kvalitě svarů nosných částí,
- nesprávné organizaci práce a kontroly.

ad 4. Nevhodné nebo příliš dlouhé provozování

Zde se může jednat např. o

- porušení provozních předpisů,
- změnu zatížení nebo o změnu okrajových podmínek uvažovaných při posouzení,
- působení nepříznivého prostředí – koroze, vysoké teploty,
- únava materiálu konstrukce a jejích spojů.

Důsledky havárií (tj. náhlých a úplných poruch) znamenají především ohrožení lidských životů a vážné hospodářské ztráty. Mají však též kladný vliv a to na rozvoj vědy a techniky. Z hlediska poznání lze totiž **havárii** považovat za **experimentální ověření mezního stavu konstrukce ve skutečném měřítku a za skutečných podmínek působení**. Tento experiment byl nejednou podnětem k rozvoji nových vědních oborů (viz třeba vznik a rozvoj lomové mechaniky a problematiky křehké pevnosti v souvislosti s poruchami lodí Liberty).

Studium příčin poruch se tak stává neocenitelným zdrojem poznání (např. Augustyn a Sledziwski 1988, Collins 1981, Jones 1993, Lancaster 1996, Marek 1988, Němec 1994, Pellini 1983).

II. část - Mezní stavy konstrukcí

1. Vymezení pojmů souvisejících se stavem hmotných výrobků

K řadě nejasností a nedorozumění dochází v důsledku používání pojmů, které nejsou jednoznačně vymezeny, případně jsou používány ve významu odlišném od běžně užívaného nebo zavedeného. Uvedeme si proto některé pojmy zavedené a užívané jednak v teorii spolehlivosti, jednak v teorii mezních stavů.

1.1 Oblast teorie spolehlivosti.

Shrneme nejprve související terminologii podle současných norem (ČSN IEC 50(191), ČSN ISO 8402, Holub a Vintr 2001]) (obr. II-1).

Stavy technického objektu					
Použitelný stav			Nepoužitelný stav		
Provozuschopný stav		Provozuneschopný stav			
Provozuschopný využíváný	Provozuschopný nevyužívaný	Z vnějších příčin	Z vnitřních příčin		
			Preventivní údržba	Technický prostoj	Organizační prostoj
Provoz (funkční stav)	Provozní prostoj		Technický prostoj	Organizační prostoj	
	Prostoj				
Bezporuchový stav			Poruchový stav		

obr. II-1

Sledujeme-li **okamžitou činnost** výrobku, potom může být ve stavu

- **provozu** (plní požadovanou funkci),
- **prostoje** (neplní požadovanou funkci – z jakéhokoliv důvodu); může se jednat o
 - **provozní prostoj** (výrobek je v bezporuchovém stavu, ale z různých důvodů není v provozu),
 - **technický prostoj** (výrobek se opravuje),
 - **organizační prostoj** (výrobek je v poruchovém stavu, ale z jakýchkoliv příčin není opravován).

Z hlediska **technického stavu** se potom jedná o stav

- **bezporuchový** (výrobek v něm plní nebo je schopen nepřetržitě plnit požadovanou funkci v daných podmínkách a v daném časovém období; kriteriem pro ukončení schopnosti plnit tuto funkci je nastoupení jevu PORUCHA),

- **poruchový** (výrobek není schopen plnit požadovanou funkci s výjimkou neschopnosti během preventivní údržby nebo jiných plánovaných činností nebo způsobený nedostatkem vnějších zdrojů).

Použitelný stav je stav objektu charakterizovaný skutečností, že objekt **může** plnit požadovanou funkci **za předpokladu**, že vnější prostředky, jsou-li požadovány, jsou zajištěny.

Provozuneschopný stav objektu je charakterizovaný jeho neschopností z jakýchkoliv důvodů (z vnitřních nebo vnějších příčin) plnit požadovanou funkci.

Provozuschopný stav objektu je charakterizovaný jeho schopností plnit požadovanou funkci.

Bezporuchovost je chápána jako schopnost objektu plnit nepřetržitě požadovanou funkci v daných podmínkách a v daném časovém období.

Toto je zjednodušená představa, kdy se předpokládá, že porucha je úplná ; při ní výrobek ztrácí úplně schopnost plnit požadovanou funkci a okamžitě se vyřazuje z provozu. Vedle toho se však jistě též mohou vyskytnout situace, kdy

- na výrobku se sice vyskytne porucha, ten je ale nadále provozuschopný avšak se sníženými parametry, s menší efektivností, není schopen plnit všechny požadované funkce – hovoříme pak o částečné nebo nepodstatné poruše,
- dojde k narušení bezvadného stavu (tj. k narušení stavu, v němž výrobek vyhovuje všem požadavkům stanovených jeho technickou specifikací) – např. k poškrábání nátěru – hovoříme pak o poškození.

Jestliže se výrobek neopravuje, je v okamžiku poruchy dosaženo **mezního stavu**.

Situace se může komplikovat, jestliže konstrukce obsahuje prvky (součásti), které jsou zálohovány. Potom dosažení mezního stavu prvku ještě neznamená dosažení mezního stavu soustavy (celé konstrukce). Další porucha potom může dokonce souviset i s jiným mezním stavem.

Některé výrobky se však opravují – jednou i vícekrát. Podle shora uvedené terminologie se pojem mezní stav v tomto případě spojuje s ukončením užitečného života při dosažení poslední poruchy. Užívá se v této souvislosti pojem životnost – schopnost objektu plnit požadovanou funkci v daných podmínkách používání a údržby do mezního stavu, který lze charakterizovat ukončením užitečného života. Celkový užitečný život opravovaného objektu je potom dán součtem dob provozu (mezi jednotlivými opravami) až do vzniku mezního stavu objektu.

Dosažením mezního stavu (z důvodů technických, ekonomických nebo jiných – závažných) je tedy ukončena schopnost výrobku plnit funkci. Kritéria mezního stavu pro daný výrobek musí být definována v jeho technických podmínkách.

Podobně byl mezní stav objektu vymezen v ČSN 01 0102, čl. 45, jako takový stav objektu, ve kterém musí být další využití objektu přerušeno pro

- neodstranitelné porušení bezpečnostních požadavků, nebo
- neodstranitelné překročení předepsaných mezí stanovených parametrů, nebo
- neodstranitelné snížení efektivnosti provozu pod přípustnou hodnotu, nebo
- nutnost provedení generální opravy.

To vymezení je dostatečně obecné a vhodné pro jakýkoliv objekt.

1.2 Oblast teorie mezních stavů

V této oblasti sice vyjdeme z úvah v Janíček et al. 2002 a Ondráček a Farlík 1973, budeme je však poněkud modifikovat. Zaměříme se přitom výhradně na problematiku mezních stavů technických objektů.

Za svého života prochází jakýkoliv výrobek (součást, konstrukce, zařízení) rozmanitými etapami, jako jsou výroba, montáž, doprava, zkoušení, provoz, likvidace (buď všemi nebo pouze některými). V průběhu těchto etap se mění některé jeho vlastnosti (tedy jeho příznačné rysy a znaky, které se vyznačují kvalitativně). Jestliže chápeme pojem „stav“ jako souhrn vlastností vyznačujících něco v určitém okamžiku nebo době, poměry, okolnosti, situace ve kterých něco existuje [Slovník spisovného jazyka českého], pak můžeme také říci, že prochází různými stavy. To rovněž znamená, že dochází k přechodům z jednoho stavu do druhého. V rámci námi sledované problematiky nás budou zajímat pouze některé – vybrané – stavy výrobků – např. stavy, při nich dochází k pohybu dislokací v jeho materiálu, vznikají v něm elastické nebo plastické deformace, vznikají mikrotrhliny, dochází k růstu těchto mikrotrhin, k vymezování vůlí mezi součástkami, ke změně stykových podmínek jednotlivých součástí, k poškození jejich povrchu atd. Veličiny, které určují příslušné stavy, nazveme stavovými veličinami. Vyjadřují různá působení na výrobek (silová, deformační, teplotní) a vliv okolního prostředí (teplota, vlhkost, radiace ap.) na výrobek. Z této množiny stavových veličin nás ale budou zajímat pouze ty stavové veličiny, které jsou podstatné pro řešení daného problému – tedy množina problémově orientovaných stavových veličin. Potom lze též říci, že přechod z jednoho stavu výrobku do druhého nastává tehdy, když některá ze stavových veličin změnila kvalitu (při kvalitativním přechodu) nebo dosáhla předem stanovenou hodnotu (při kvantitativním přechodu). Tato stanovená hodnota však nemusí být nikterak vázána na funkčnost daného výrobku.

Ne každému z těchto stavů přiřazujeme stejnou důležitost. Významnou skupinu z nich tvoří takové stavy, při jejichž dosažení nabývá stavová veličina své mezní hodnoty stanovené v technických podmínkách. Takovéto stavy jsou nepřípustné – budeme je nazývat mezními stavy. Podle předepsané velikosti mezní hodnoty pak tentýž stav může být pro jeden typ výrobku a jeho provozní podmínky mezním stavem, pro jiný typ výrobku však nikoliv. Ale i u téhož výrobku může k jeho meznímu stavu docházet při různých stavech a to v závislosti na provozních podmínkách. Příslušné rozhodnutí vždy vyžaduje kvalifikovaný přístup. Budeme proto v dalším textu používat pro pojem „mezní stav“ následující vymezení:

Mezní stav výrobku je takový jeho stav, kdy stavová veličina dosáhne své mezní hodnoty. 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, předpisy, směrnici nebo vzájemným ujednáním.

K uvedenému vymezení připojme ještě několik poznámek:

- Takto vymezený pojem „mezní stav“ se vztahuje k pojmu „porucha“ v jeho obecném významu jako změně k horšímu v nějaké funkci nebo stavu. Může to být nejen úplná porucha, ale i porucha částečná – v závislosti na formulaci příslušného kritéria a stanovené mezní hodnotě stavové veličiny.
- V teorii spolehlivosti je dosažení mezního stavu dáno především technickými důvody. Ve shora uvedeném vymezení vystupují i jiné důvody (a příslušná kritéria).
- U většiny výrobků se mohou vyskytnout – v závislosti na jejich charakteru a na jejich konkrétním budoucím stavu a provozních podmínkách – pouze některé z celé řady mezních stavů („možné mezní stavy“). Při posuzování bezporuchovosti je tedy třeba

věnovat pozornost celému souboru předpokládaných možných mezních stavů. Ten z nich, který se uskuteční, nazveme realizovaným mezním stavem; při něm je dosaženo nepřipustného stavu a tedy by mělo dojít k přerušení nebo ukončení schopnosti výrobku plnit předepsanou funkci. K tomu může dojít samovolně nebo zásahem obsluhy nebo zabezpečovacího zařízení.

- Pod pojmem „výrobek“ můžeme rozumět jak jednotlivou součást, tak montážní podskupinu nebo více či méně komplikované mechanické zařízení (mechanickou soustavu). Potom
 - dosažení mezního stavu jedné součásti (nebo podskupiny) ještě nemusí nutně znamenat dosažení mezního stavu celé soustavy, neboť součást (nebo podskupina) může být zálohována, může se jednat o staticky neurčitou soustavu apod.,
 - v některých případech může vzniknout mezní stav soustavy, aniž by vznikl mezní stav součásti nebo podskupiny (tyto případy mohou týkat např. mezních stavů souvisejících s hlukem a vibracemi).
- Stavové veličiny a jejich mezní hodnoty – ať již výpočtové (vstupující do posouzení bezporuchovosti) nebo skutečné – nemají (v naprosté většině případů) deterministický, ale stochastický charakter. Potom jak predikce mezního stavu, tak i jeho dosažení má pravděpodobnostní charakter – hovoříme o pravděpodobnosti dosažení mezního stavu nebo o pravděpodobnosti bezporuchového provozu.
- Rovněž detekce nebo diagnostika mezního stavu má pravděpodobnostní charakter. Potom se může stát, že sice došlo k dosažení mezního stavu, avšak tato skutečnost nebyla zjištěna (projev dosažení mezního stavu byl málo zřetelný, obsluha nepozorná, signalizační nebo ochranné zařízení nefungovalo atp.). Vzniklá porucha nebyla úplná, výrobek pracuje dál (ovšem v nepřipustném stavu) a tak v tomto případě hrozí nebezpečí dosažení dalších – třeba závažnějších – mezních stavů.

Pro ilustraci si uvedme některé možné mezní stavy několika strojírenských výrobků (Ondráček a Farlík 1973):

1. automobil

- a) nevyhovuje požadavkům vyhlášky o podmínkách provozu vozidel na pozemních komunikacích (např. nedostatečná účinnost brzdové soustavy),
- b) nevyhovuje již majiteli vzhledem k vysoké spotřebě paliva a nízkému výkonu,
- c) je zastaralý po stránce estetické, vybavenosti a pohodlnosti jízdy,
- d) je nepojízdný v důsledku havárie;

2. oběžný kotouč turbíny

- a) došlo k porušení v průběhu jeho lisování na hřídel nebo za provozu,
- b) vyskytly se nadměrné deformace lopatek vedoucí až k vymezení vůle mezi rotorem a skříní turbíny,
- c) vyskytly se lomy některých jeho lopatek,
- d) došlo k uvolnění kotouče na hřídeli;

3. vysokotlaké potrubí

- a) při provozu v důsledku tlakových změn vznikla trhлина a stabilním růstem dosáhla takové velikosti, že začalo docházet k úniku tlakového média,
- b) vznikla trhлина, která vedla k destrukci potrubí křehkým lomem,
- c) došlo k takovému poklesu napětí ve šroubech přírub, že se nepřipustně porušila těsnost spojení.

4. vřeteno obráběcího stroje

- a) velikosti pružných deformací překročily přípustnou hodnotu vyplývající z požadavků na přesnost stroje,
- b) objevily se trvalé deformace,
- c) opotřebení dosáhlo takové velikosti, že vzniklé vůle nedovolily dosažení požadované přesnosti stroje,
- d) zadřelo se ložisko,
- e) prasklo vřeteno

Z uvedených příkladů :

- je možno si učinit představu o souborech možných mezní stavů pro různé třídy konstrukcí,
- posoudit, které stavy mohou nastat a které se stávají možnými mezními stavy. Tak např. vznik plastických deformací u příkladu 3 není mezním stavem, u příkladu 4 však je mezním stavem. Iniciace stabilního růstu trhliny u vysokotlakého potrubí bude zřejmě nepřipustná (jedná se o mezní stav), u nepodstatných dílů automobilu však nemusí být nepřipustná.

Pro doplnění si ukažme rozmanitá vymezení pojmu „mezní stav“ uváděná v odborné literatuře.

Jednoduchá definice pojmu mezní stav byla uvedena v rámci předmětu Pružnost a pevnost I (Janíček et al. 1992). V něm však byla věnována pozornost pouze mezním stavům souvisejícím s deformacemi a porušováním. Proto byly mezní stavy definovány jako stavy, kdy deformace nebo porušení se mění z funkčně přípustných na funkčně nepřipustné. Ovšem pojem „funkčně přípustný“ se nevyskytuje v terminologii teorie spolehlivosti; bylo by věci diskuse, zda tomu nejlépe odpovídá stav provozuschopný, použitelný nebo bezporuchový.

V dalším základním skriptu (Ondráček et al. 1991) je mezní stav tělesa nebo mechanické soustavy charakterizován jako rozhraní mezi spojitou posloupností přípustných a nepřipustných stavů z hlediska vymezení funkční vlastnosti. Nepřipustnost je dána:

- změnou kvality – funkční vlastnost se změní kvalitativně,
- změnou kvantity – charakteristika (číselná veličina) funkční vlastnosti dosáhne nepřipustnou tzv. mezní hodnotu

Pojem „funkční vlastnosti“ zde ale není vymezen. V teorii spolehlivosti se funkčními vlastnostmi rozumí technické vlastnosti jako výkon, účinnost, spotřeba, přesnost, rychlost, hmotnost atd.

V publikaci Ondráček a Farlík 1973, s. 24, je zaváděn pojem hraničních stavů jako stavů, při jejichž dosažení se mění kvalitativně vlastnosti materiálu konstrukce, jednotlivých jejích částí a konstrukce jako celku. „Jako mezní stavy se označují ty hraniční stavy, které mohou způsobit vyřazení konstrukce z provozu (s. 25). Mezní stav soustavy je takový její stav, který může být z hlediska funkce pro předepsanou povahu a délku služby nepřipustný (s. 27).“ Slovem „může“ je zde zdůrazňována skutečnost, že u každé konkrétní konstrukce existuje celý soubor mezních stavů, které mohou tuto konstrukci vyřadit z provozu; který z nich nastane, to závisí na konkrétních podmínkách.

Velmi podobná je následující definice založená rovněž na materiálově-technologicko-konstrukční podstatě (Puškár 1989), s. 20 (přeloženo do češtiny): „Mezní stav je stav materiálu nebo součásti, při kterém v důsledku náhlé změny vnějších nebo vnitřních faktorů a doby jejich působení, případně kombinací vnějších nebo vnitřních faktorů určité (kritické) velikosti a doby jejich působení ztrácí materiál nebo součást skokem funkční a užité

vlastnosti, případně postupná změna funkčních a užitných vlastností materiálu dosáhne kritické hodnoty. Dosažení mezního stavu závisí na dynamice hromadění poškození, která je funkcí substrukturního a strukturního stavu materiálu, technologických a konstrukčních charakteristik výrobku, podmínek jeho využívání, ale především dobou působení a velikostí a průběhem faktorů, které každý zvlášť nebo v superpozici mohou vyvolat mezní stav.“

Učebnice (Velles 1985), uvádí na s. 143 (přeloženo do češtiny): „Pojem mezní stav se používá na vyjádření určité mezní (hraniční) situace v různých dějích a procesech v oblasti materiální i duchovní, v živé i neživé hmotě, v přírodě a ve společnosti. V technických vědách se mezní stav obvykle vztahuje na určitý systém, např. na systém mechanický, chemický, elektrický apod. V jakémkoliv systému je možno mezní stav definovat takto: mezní stav je stav systému vyjádřený podmínkami (parametry) činnosti systému, při jejichž překročení dojde k dočasnému nebo trvalému porušení (selhání) funkce systému.“

V další učebnici (Ptáček et al. 2001), s. 451, se jako mezní stav materiálu označuje selhání konstrukce, strojního zařízení, letadla, silničních i kolejových vozidel z titulu poškození materiálu. Pod pojmem poškození se zde rozumí jak plastická deformace, tak i vznik trhlin který vede k lomu.

Nebo (Pluhař et al. 1987), s. 269: „Mezní stav materiálu je charakterizován tím, že působením vnějších činitelů (síla, stav napjatosti, způsob zatěžování, teplota, prostředí apod.) nebo vnitřních činitelů (struktura, substruktura, přítomnost defektů, nehomogenit apod.) anebo kombinací obou materiál nebo těleso z něho vyrobené buď skokem ztratí funkční a užitné vlastnosti nebo postupná změna funkčních a užitných vlastností dosáhne kritické hodnoty. Dosažení mezního stavu závisí na dynamice hromadění poškození, která je funkcí substrukturního a strukturního stavu materiálu, technologických charakteristik výroby, užívání tělesa, vnějšího zatížení a času působení faktorů, které mohou vyvolat mezní stav materiálu.“ (jak je zřejmé, je to podobné jako v (Puškár 1989) – neboť tento autor je rovněž spoluautorem [Pluhař et al. 1987]).

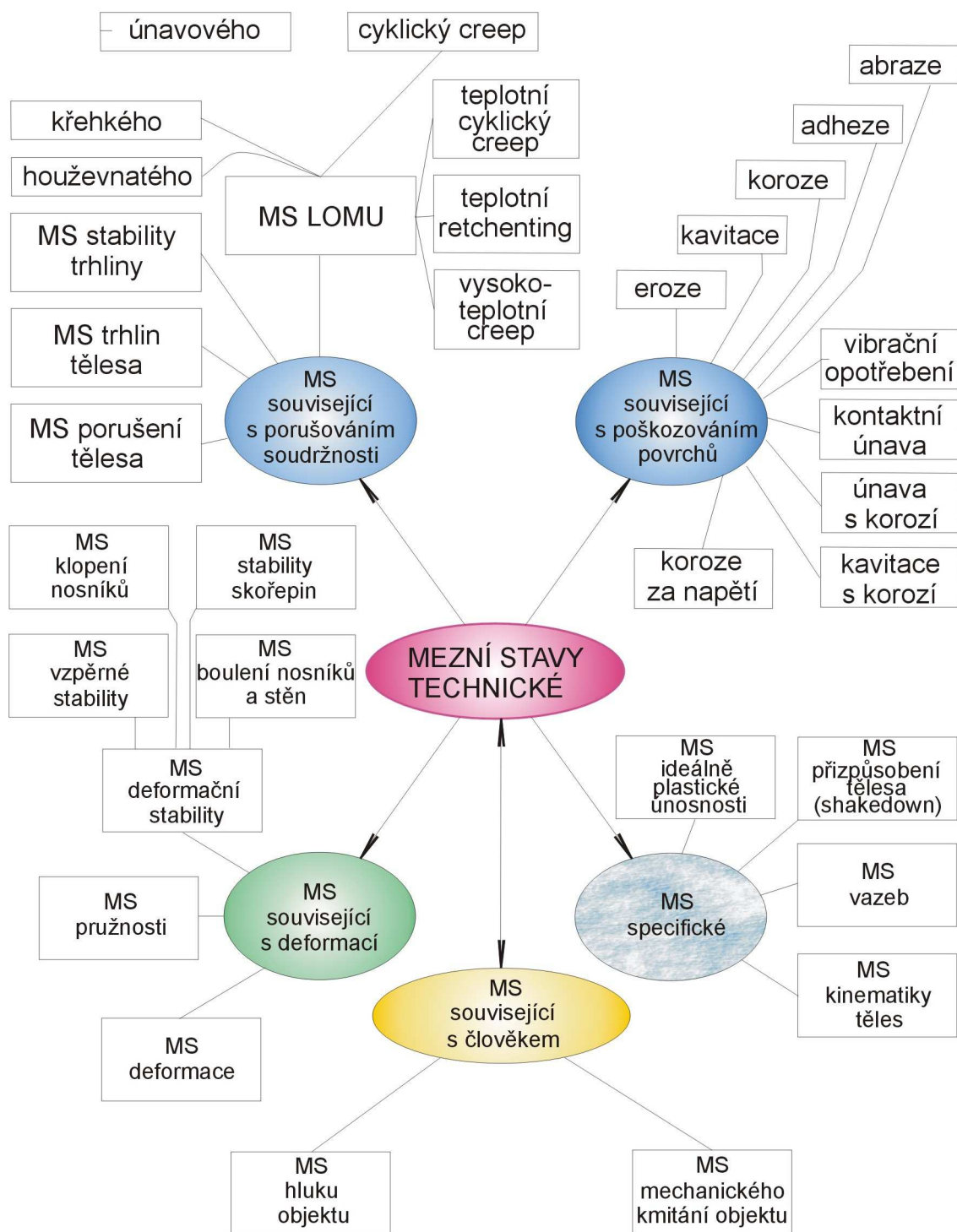
Historicky vzato se pojem mezní stav začal používat nejdříve ve stavebním oboru. Dlouhou dobu se jako mezní stav chápal pouze mezní stav plastické únosnosti (viz např. Golubov 1959, s. 13) : „Při postupném zvětšování vnějšího zatížení zvětšuje se počet a rozsah míst vystavených plastické deformaci a nakonec nastane takový stav, kdy nepatrné zvětšení vnějšího zatížení způsobuje značné zvětšení deformace. Příslušné zatížení se nazývá mezní zatížení nebo mez únosnosti konstrukce a jemu odpovídající stav napjatosti konstrukce – mezní stav. Přitom za mezního stavu nemusí být v žádném elementu konstrukce dosaženo meze pevnosti nebo kritického namáhání.“ Až později se začaly uvažovat i další druhy mezních stavů, jak je zřejmé např. z (Sobotka 1954), s. 244 : „Mezní stav konstrukce nebo konstrukčního prvku je hranicí jejich normálního statického působení a jejich obvyklého provozního užívání. “

V současné době je ve stavebním oboru užívána definice ve shodě s ČSN P ENV 1991-1, s. 29: „Mezní stavy jsou takové stavy, při jejichž překročení konstrukce přestává plnit návrhové požadavky na užitné vlastnosti. “ Oproti dříve uvedeným vymezením je zde ale významný rozdíl: i při dosažení mezního stavu musí konstrukce plnit návrhové požadavky!

Nakonec ještě uveďme krátkou poznámku k pojmu „mezní stav materiálu“, který je v naší zemi často používán v materiálovém inženýrství. Hovořit o mezním stavu samotného materiálu bez vztahu k funkčnosti výrobku v němž je použit by bylo snad možno pouze u některých mezních stavů – např. souvisejících s porušováním soudržnosti nebo poškozováním povrchu.

2. Soubor vybraných mezních stavů technických objektů

V dalším se zaměříme pouze na ty vybrané mezní stavy s nimiž se konstruktér a výpočtář ve strojních oborech může setkat nejčastěji. Jako základní třídící hledisko jsme přijali hledisko způsobu projevu těchto mezních stavů – kdy se tedy mezní stav projeví u technického objektu jeho deformací, porušením spojitosti atd. Jako doplňující hlediska potom vystupují způsob zatížení, teplota, prostředí apod. Přehled, uvedený na obr. II-2, je upravenou verzí členění v Janíček et al. 2002.



2.1. MS související s deformací tělesa

Do této skupiny patří ty mezní stavy, u nichž určující veličinou je velikost deformace, představovaná deformačními posuvy (tedy nikoliv posuvy, které popisují pohyb tělesa jako celku).

- a) MS **deformace** tělesa – je takový jeho stav, kdy deformace dosáhla mezní hodnoty. Deformace může přitom v čase jednosměrně vzrůstat nebo být v čase proměnná.
- b) MS **pružnosti** tělesa – je takový jeho stav, při jehož dosažení vzniknou v bodě tělesa první plastické (tedy trvalé – nevratné) deformace, jejichž velikost je stanovena smluvně. Důležitá je úroveň rozlišitelnosti při sledování tohoto jevu. Mikroplastické deformace jsou doprovázeny vysokou heterogenitou a lokalizací do submikroskopických rozměrů (velikostí jednotek až stovky μm); nepřevyšují velikost 1 %. Mikroplastické deformace vznikají tehdy, jestliže napětí nebo deformace překročí kritické hodnoty, významně ovlivňované teplotou a rychlostí deformace.
- c) MS **deformační stability** tělesa – je takový stav tělesa, při jehož dosažení se jeho geometrická konfigurace, která byla stabilní před dosažením mezního stavu, stává labilní a stabilní konfigurací se stává jiná geometrická konfigurace tělesa. Podle typu tělesa a charakteru jeho zatížení můžeme zde dále rozlišovat
 - MS **vzpěrné stability tlačенého prutu** – je takový stav ideálního prutu, při jeho dosažení se mění charakter podstatné deformace: nepodstatným se stává stlačování prutu a podstatným průhyb prutu (prut vybočí). Tento stav nastává při kritické síle, která charakterizuje bod rozdělení rovnováhy;
 - MS **klopení nosníku** se může vyskytnout u tenkostěnných prutů se štíhlou stěnou majících malý kvadratický moment ve směru kolmém ke střednicové rovině stěny. Při dosažení mezního stavu vybočí ohýbaný nosník z roviny vnějších sil (např. u I-nosníku vybočí jeho tlačená pásnice), původní střednicová plocha prutu se mění ve zborcenou plochu za vzniku přídatných ohybových momentů v rovině kolmé na střednicovou plochu a kroucení;
 - MS **boulení stěn** může nastat při jejím namáhání tlakem nebo smykem vybočením z původní střednicové roviny;
 - MS **stability skořepiny**: na rozdíl od předchozích případů u tohoto mezního stavu nedochází při stlačování skořepiny k vybočení celého prvku konstrukce, ale pouze k prolomení – boulení části pláště. Tak např. ohýbaná tenkostěnná trubka se v tlakové oblasti „zvarhánkovatí“;

2.2. MS související s porušováním soudržnosti tělesa

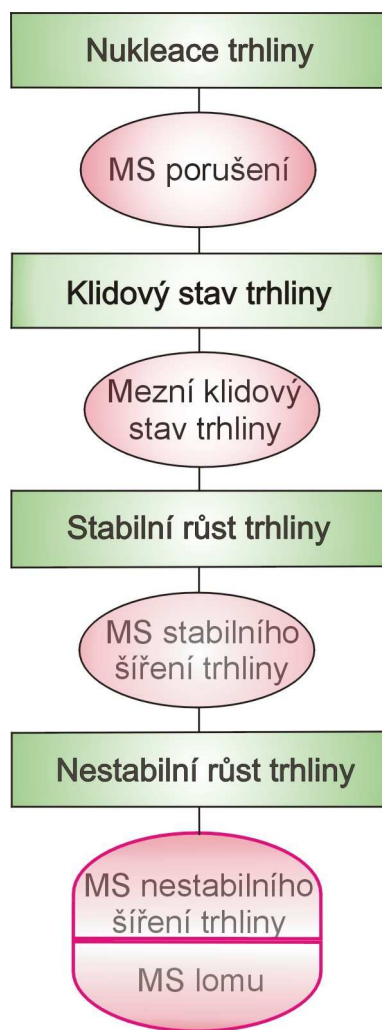
V průběhu zatěžování součásti nebo konstrukce se u nich může vyskytnout jedna nebo více dále uvedených fází procesu porušování (obr. II-3):

I. fáze - nukleace trhliny (v případě apriorních vad typu trhliny pak tato fáze chybí)

II. fáze - klidový stav trhlín – nemění se jejich počet, tvar ani velikost,

III. fáze - stabilní růst trhliny

IV. fáze - nestabilní růst trhliny



obr. II-3

S těmito fázemi pak souvisejí následující mezní stavy:

- MS **porušení spojitosti** tělesa je takový stav tělesa, při jehož dosažení vznikne v tělese zjištělná trhlina o smluvní velikosti. Porušení spojitosti může mít různý charakter podle svého mikromechanismu porušení (štěpný, tvárný, speciální – únavový, creepový) nebo podle své příčiny vzniku (náhlé přetížení, cyklické namáhání apod.);

- b) **MS trhlín** tělesa je takový stav tělesa při němž v tělese existuje trhlina znemožňující plnit předepsanou funkci;
- c) **MS iniciace nestabilního růstu** trhliny tělesa je takový stav tělesa, při němž nastává nestabilní růst trhliny kritické velikosti v materiálu tělesa a to nezávisle na dalším průběhu zatěžování tělesa. Nestabilní růst trhliny tedy může nastat i pouze v důsledku akumulované energie napjatosti v tělese – bez jejího přívodu z vnějšku. Připomeňme však, že tento nestabilní růst nemusí nutně končit mezním stavem lomu – nestabilní růst může přejít ve stabilní nebo se trhlina může i zastavit;
- d) **MS lomu** tělesa je takový stav tělesa, při němž z celistvého tělesa vznikají minimálně dvě samostatná tělesa. Podle příčiny vzniku tohoto mezního stavu dále rozlišujeme:
- **MS křehkého** lomu tělesa je takový lomový stav, který je důsledkem nestabilního růstu trhliny probíhajícího mikromechanismem štěpného porušení při nízké spotřebě energie po malé plastické deformaci na čele trhliny; podrobněji bude o tomto mezním stavu pojednáno později.
Do skupiny křehkých lomů se řadí i tzv. zbrzděné lomy. Zbrzděný lom proběhne v některých materiálech, které jsou určitý čas vystaveny působení stálého zatížení (nižšího než odpovídá napětí na mezi pevnosti nebo dokonce nižšího než na mezi kluzu). Vzhledem k tvarové podobnosti křivky napětí – čas s únavovou křivkou, se zbrzděný lom též někdy označuje jako výsledek „statické únavy“.
 - **MS houževnatého** lomu tělesa je takový lomový stav, který je důsledkem stabilního růstu trhliny probíhajícího mikromechanismem tvárného porušení s vysokou spotřebou energie po předchozí velké plastické deformaci na čele trhliny. Stabilní růst trhliny je charakterizován tím, že k jeho iniciaci a trvání je nutno dodávat energii z vnějšku přičemž rychlost růstu trhliny závisí na velikosti této energie;
 - **MS únavového** lomu tělesa je takový lomový stav, který nastane po dlouhodobé střídavé plastické deformaci jako poslední stadium únavového procesu. Mikromechanismus porušování má svůj specifický charakter. Podle velikosti střídavé plastické deformace se jedná buď o nízkocyklovou nebo vysokocyklovou únavu (viz později podrobněji).
Příčinou vzniku střídavých plastických deformací může být zatěžování mechanické, tepelné nebo jejich kombinace.
 - **Mechanická únava** vzniká v důsledku střídavých plastických deformací způsobených mechanickým zatěžováním. V závislosti na teplotě, která je časově neproměnná, se pak může jednat o únavu za normálních teplot, za zvýšených teplot (izotermická vysokoteplotní únava) nebo za snížených teplot;
 - **Tepelná únava** vzniká v důsledku střídavých plastických deformací jejichž příčinou jsou střídavé změny teploty tělesa s následným vznikem časově proměnných tepelných deformací. Mechanické zatížení se nevyskytuje nebo je z hlediska vzniku tohoto mezního stavu nepodstatné. Podle charakteru rozložení teploty v objemu tělesa se mohou vyskytnout případy, kdy v tělese existuje:
 - vysoký teplotní gradient a to i v případě homogenního izotropního materiálu. Tak např. povrch tělesa je po určitou dobu ohříván, ale jeho deformace je omezována chladnějšími vrstvami materiálu ležícími pod povrchem. V následné fázi, kdy je povrch tělesa ochlazován, dochází v tělese k deformacím opačného smyslu. Tato situace se např. vyskytuje u železničního kola, v němž vznikají teplotní gradienty v důsledku brzdění;

- rovnoměrně rozložená teplota, přičemž ale nedojde k rovnoměrné deformaci tělesa. Příčinou může být např. různá orientace zrn na mikroskopické úrovni materiálu anebo anizotropie teplotního součinitele délkové roztažnosti některých (nekubických) krystalů.
- **Tepelně mechanická** únava vzniká v důsledku současných střídavých změn teploty a mechanické deformace. Mechanickou deformací se zde rozumí deformace od vnějšího mechanického zatížení nebo deformace vzniklá v důsledku vnějšího omezení. Tak např. je-li prut uložen mezi dvěma tuhými stěnami a podroben cyklickému tepelnému zatížení, nemůže měnit svou délku. Je tedy podroben „vnější“ tlakové mechanické deformaci. Příklady tohoto druhu únavy lze nalézt u tlakových nádob a potrubí. (Je třeba si uvědomit rozdíl od izotermické vysokoteplotní únavy.)
- MS lomu tělesa při **cyklickém creepu** (ratchetingu, inkrementálním kolapsu – přírůstkovém zhroucení) je takový lomový stav, který nastane po cyklickém zatěžování míjivého charakteru nebo pulzujícího v tahu za vzniku jednosměrného nárůstu plastické deformace. Teplota je přitom konstantní. Na rozdíl od únavového porušení je zde počet cyklů do porušení menší (řádově desítky až stovky cyklů) a vzhled lomové plochy nevykazuje typické znaky únavového porušení.
- MS lomu tělesa při **teplotním cyklickém creepu** je takový lomový stav, ke kterému dochází v důsledku kumulace plastické deformace od cyklické změny teploty při konstantním napětí;
- MS lomu tělesa při **tepelném ratchetingu** je takový lomový stav, ke kterému dochází v důsledku jednosměrného nárůstu (kumulace) plastické deformace od cyklické změny teploty a silového zatížení pulzujícího v tahu;
- MS lomu tělesa při **vysokoteplotním creepu** je takový lomový stav, který nastane po dlouhodobém konstantním mechanickém zatížení za působení konstantní teploty vyvolávající creepové deformace.

2.3 MS související s poškozováním povrchu tělesa

Tyto mezní stavy souvisejí s opotřebením tělesa, tedy s trvalými, funkčně nežádoucími změnami kvality funkčně důležité části povrchu nebo rozměru tělesa (Ptáček et al. 2001, Vogel 1976). Je to způsobeno mechanickými procesy při vzájemném působení funkčních povrchů dvou těles nebo funkčního povrchu tělesa s určitým tekutinovým médiem (kapalinou nebo plynem). Zmíněné procesy mohou být doprovázeny jinými fyzikálními (mechanickými, elektrickými, radiačními apod.) nebo chemickými procesy. Médium může být samotná kapalina nebo plyn nebo ve spojení s pevnými příměsemi. Řada ukázek takto poškozených součástí je uvedena v Pošta et al. 2002.

Jedna z možností členění opotřebení je podle toho, jaké objekty jsou v interakci. Může se tak jednak o kombinace:

I. těleso – těleso

- a) adhesivní opotřebení
- b) abrazivní opotřebení
- c) vibrační opotřebení
- d) kontaktní únava

II. těleso - médium

- a) erozivní opotřebení
- b) kavitační opotřebení
- c) korozní opotřebení

III. kombinace interakcí

- a) porušování korozi za napětí (korozní praskání za napětí)
- b) interakce únavy s korozi (korozní únava)
- c) interakce kavitace s korozi

ad I. těleso - těleso

- a) MS **adhesivního** opotřebení tělesa je charakteristický změnou kvality povrchu těles při jejich relativním pohybu a to v těch lokálních místech povrchů, v nichž se nacházejí nerovnosti.

K adhesivnímu opotřebení dochází v důsledku silového působení (adhezní síly = „přilnavé“ síly) v místech kontaktu těles. Názory na mechanismus porušování však nejsou jednotné. Existuje hypotéza o vytváření mikrosvarů v místech kontaktu povrchových nerovností s jejich následným usmýknutím doprovázeným přenosem materiálu z jednoho povrchu na druhý. Jiná hypotéza uvažuje vyhlazování povrchových nerovností plastickou deformací s následným vznikem povrchových trhlin a rýh.

- b) MS **abrazivního** opotřebení tělesa je charakteristický změnou kvality povrchu tělesa a to v důsledku

- styku tělesa s tvrdým a drsným povrchem druhého tělesa,
- působení abrazivních částic na funkční povrch tělesa,
- existence abrazivních částic mezi dvěma povrchy (vodící plochy obráběcích strojů, písní kroužky, kluzná ložiska apod.)

Změna kvality funkčního povrchu je charakterizována odřezáváním povrchových vrstev tělesa, tvorbou rýh, důlků, vznikem podpovrchových a povrchových únavových trhlinek apod.

- c) MS **vibračního** opotřebení tělesa (fretting) je takový stav stýkajících se těles, která vykonávají vzájemný tečný kmitavý pohyb při působení normálového silového působení, jehož výsledkem je trvalá, funkčně nežádoucí změna kvality povrchů těles. Minimální amplituda relativních pohybů je 10^{-3} mm. Vibrační opotřebení je důsledkem řady mechanických, chemických a dalších procesů. Nejčastěji je pozorováno v nalisovaných spojích, šroubových spojích apod.

- d) MS opotřebení tělesa v důsledku **kontaktní únavy** vzniká v povrchové vrstvě materiálu, kdy na kontaktní ploše působí opakované stykové tlaky vedoucí k lokální střídavé plastické deformaci způsobující únavový proces. Charakteristické přitom je, že k iniciaci únavového porušení dochází v určité hloubce pod povrchem. Změna kvality funkčního povrchu má charakter tvorby povrchových důlků (pitting), šíření podpovrchových trhlin s následným vytrháváním nebo vydrolováním částic materiálu z funkčního povrchu, resp. k odlupování povrchové vrstvy (spalling). Tento mezní stav nastává např. na nákolcích železničních kol, na kolejnicích, na valivých drahách a valivých prvcích ložisek apod.

ad II. těleso - médium

- a) MS **erozivního** opotřebení tělesa je charakteristický oddělováním částic a poškozováním povrchové vrstvy materiálu a to v důsledku působení:

- pevných částic nesených proudem kapaliny (vodní čerpadla a turbíny, trysky, potrubí pro dopravu hydrosměsí apod.),
- pevných částic nesených proudem plynu (ventilátory, pneumatická zařízení, práškovody, cyklony apod.),
- proudy kapaliny, páry nebo plynů (koncové stupně parních turbín pracujících e vlhké páře, lopatky plynových a expanzních turbín, nosné plochy letadel apod.)

- b) MS **kavitačního** opotřebení tělesa je charakteristický změnou kvality povrchu tělesa v důsledku opakovaného vzniku a zániku kavitačních bublin v kapalině a to v bezprostřední blízkosti povrchu tělesa. Kavitační bublina vznikne v místě, kde poklesne tlak v kapalině až na hodnotu nasycených par při určité teplotě. Pokles tlaku může být výsledkem celkově nízkého tlaku v systému (např. velká sací výška), přechodného snížení tlaku (v sacím potrubí při rozběhu čerpadla), nevhodného vedení kapaliny v daném průřezu, vibrací. V oblasti vyššího tlaku kavitační bubliny zanikají, přičemž kapalina proudí ke středu bubliny a vyvolává hydraulické rázy. Tlaková vlna namáhá povrch součástky, který je v blízkosti implozující bubliny. Velikost implozního tlaku se odhaduje na víc jako 1000 MPa. Kavitační porušování má charakter únavového procesu. Z počátku vede ke zvrásnění, zdrsnění a změně reliéfu povrchu tělesa, později ke vzniku mikrotrhlin s následným rozvojem makrotrhlin a uvolňováním částic materiálu z povrchové části tělesa, v níž pak vznikají prohlubně (kavery). Tento mezní stav se vyskytuje u vodních turbín a čerpadel, u kluzných ložisek, v redukčních ventilech apod.
- c) MS **korozního** poškození povrchu tělesa je charakteristický změnou kvality povrchu tělesa v důsledku samovolně probíhajícího procesu chemického nebo fyzikálně-chemického znehodnocování materiálu za spolupůsobení kapalného nebo plynného média. Uvedený proces je označován jako koroze s podstatou chemickou (v plynných prostředích nebo v elektricky nevodivých kapalných prostředích), elektrochemickou (v elektricky vodivých prostředích, např. v roztocích kyselin, zásad a solí) nebo vodíkovou (probíhá v redukujících prostředích, jejichž součástí je vodík).

ad III. kombinace interakcí

- a) MS **korozí za napětí** (korozního praskání) je velmi důležitý, neboť se může vyskytnout v mnoha druzích slitin. Vyskytuje se tehdy, kdy na celé těleso nebo v některém místě součásti působí současně tahové napětí a korozní prostředí. Přestože na velké části povrchu nepozorujeme žádné účinky této superpozice, vzniká uvnitř materiálu síť trhlin (uvnitř zrn a na hranicích zrn), která se s postupujícím časem zvětšuje. Velikost napětí při němž probíhá korozní praskání je výrazně nižší než mez kluzu; při praskání se uplatňuje nejen napětí od vnějšího zatížení, ale též zbytkové napětí. Existuje jistá hodnota velikosti součinitele intenzity napětí, označovaná K_{ISCC} , při níž nedochází k lomu korozí při napětí.
- b) MS **korozní únavy** nastává při kombinaci cyklického zatížení a korozního (degradačního) prostředí (kapalného nebo plynného). Důležitým charakteristickým rysem korozní únavy je podstatně vyšší rychlost růstu trhliny než v normálním prostředí (např. ve vakuu); tato rychlost závisí na řadě chemických a elektrochemických faktorů.
- c) MS **kavitace s korozí**: vlastnímu kavitačnímu napadení předchází jistá inkubační doba. Při ní má úlohu elektrochemická koroze, jejímž potlačením lze odsunout počátek kavitačního napadení.

2.4. Mezní stavy specifické

- a) MS **ideálně plastické únosnosti** je charakteristický tím, že u tělesa (soustavy) určitého tvaru, zatížení, materiálu a vazeb se vytvoří takové plastické oblasti, že vznikne tzv. plastický kloub. Jeho existence způsobí u staticky určité konstrukce její zhroucení; u staticky neurčité konstrukce dochází v konstrukci k přerozdělení napětí.
- b) MS **přízpusobení** tělesa (shakedown) nastane, pokud po několika cyklech působícího zatížení se zastaví ratcheting. K tomu může dojít např. u staticky neurčité konstrukce, která je opakovaně zatěžována tak, že v lokálním objemu materiálu dochází ke vzniku

pružně plastických deformací, přičemž v okolí tohoto objemu zůstává materiál v pružném stavu. Důsledkem je, že v tomto objemu a v jeho okolí vznikají zbytková napětí. Po několika cyklech zatížení a odlehčení tělesa (v jejichž průběhu dojde k cyklické stabilizaci) je potom ve zmíněném lokálním objemu materiálu jeho napětíově deformační odezva v elastické oblasti (elastické přizpůsobení) nebo elasto plastická (elasto plastické přizpůsobení). Při překročení meze přizpůsobení naopak dochází ke kumulaci (jednosměrnému nárůstu) plastické deformace v průběhu každého cyklu zatížení – hovoříme o cyklickém creepu (ratchetingu, inkrementálním kolapsu – viz bod 3). S tímto mezním stavem se nejčastěji setkáváme u kuličkových ložisek, kol železničních vagonů, oblastí nátrubků nebo hrdel tlakových nádob apod.

- c) MS **ztráty vazby** je takový stav objektu, při němž vazba mezi prvky objektu nebo vazba objektu se svým okolím se stane nefunkční.
- d) MS **kinematiky** tělesa je takový stav tělesa, při němž je zabráněno funkčně potřebným pohybům tělesa jako celku nebo jeho prvků (omezení pohybu tělesa jiným tělesem, zadření stýkajících se prvků apod.).

2.5. MS související s člověkem

- a) MS **hluku** objektu je takový stav objektu, při jehož dosažení se fyziologicky přípustná hladina akustického tlaku vyzařovaná objektem mění na fyziologicky nepřipustnou. Tento mezní stav může u člověka vyvolávat změny a poruchy ve sluchovém orgánu, v motorické koordinaci a v centrální nervové soustavě, ovlivňuje kvalitu a délku spánku, procesy učení a zapamatování, je příčinou únavy, snižuje výkonnost atd. V ČR jsou požadavky na hluk podrobně stanoveny vyhláškou č. 13/1977 Sb. „o ochraně zdraví před nepříznivými účinky hluku a vibrací“ a její přílohou „Nejvyšší přípustné hodnoty hluku a vibrací“ [Nov-95].
- b) MS **mechanického kmitání** objektu je takový stav objektu, při jehož dosažení se fyziologicky přípustná hodnota parametru charakterizujícího mechanické kmitání (amplituda zrychlení nebo rychlosti) objektu mění na fyziologicky nepřipustnou (viz vyhlášku citovanou u předchozího mezního stavu).
Poznámka. Tento mezní stav můžeme též rozšířit na vzájemné působení dvou technických objektů – např. kmitání základů rotačních strojů a práce dalších strojních zařízení;

Poznámka 1.

Uvedená struktura mezních stavů – jakkoliv je poměrně podrobná – jistě nezahrnuje celou širokou paletu možných mezních stavů; obsahuje však systematické členění těch nejfrekventovanějších mezních stavů v oblasti strojírenství.

Poznámka 2.

V závěru kapitoly o souboru mezních stavů uvedme ještě stručnou zmínku o struktuře mezních stavů ve stavebním oboru – tak jak je dáno platnou ČSN P ENV 1991-1; ta rozlišuje dvě základní kategorie mezních stavů a to

- a) MS únosnosti,
- b) MS použitelnosti

ad a) MS **únosnosti** jsou takové MS, které souvisejí se zřícením a podobnými poruchami konstrukce. Týkají se bezpečnosti konstrukce a jejího obsahu a bezpečnosti osob.

- MS únosnosti, které mohou vyžadovat zvláštní zřetel, zahrnují
- ztrátu stability konstrukce nebo její části jako tuhého tělesa,

- poruchu nadměrným přetvořením, transformací konstrukce nebo její části na mechanismus, porušení, ztrátu stability konstrukce nebo její části, včetně podpor a základů,
 - poruchu únavou nebo jinými časově závislými účinky
- ad b) MS **použitelnosti** souvisejí s podmínkami, po jejichž překročení nejsou splněny provozní požadavky na konstrukci nebo její část.
Podmínky použitelnosti se týkají
- funkce stavebního objektu a jeho části,
 - pohodlí osob,
 - vzhledu.

Obdobné tomu je u ocelových konstrukcí jeřábů, zdvihadel, rýpadel, zakladačů a nakladačů.

3. Klasifikace mezních stavů

Mezní stavy můžeme klasifikovat podle rozmanitých hledisek (např. Janíček et al. 2002, Ondráček a Farlík 1973):

- podle charakteru změny vlastností soustavy:
 - MS **kvantitativní** – mezní stav nastane tehdy, jestliže hodnota některé ze stavových veličin dosáhne mezní hodnoty (např. průhyb hřídele překročí přípustnou míru),
 - MS **kvalitativní** – mezní stav nastane tehdy, jestliže dojde ke kvalitativní změně fyzikálně mechanických vlastností soustavy (např. u automobilu to je havárie);
- podle časového průběhu jejich vzniku:
 - MS **okamžité** – vznik mezního stavu závisí pouze na okamžitých hodnotách stavových veličin určujících vznik mezního stavu (např. MS pružnosti),
 - MS **kumulativní** – vznik mezního stavu závisí na kumulaci (hromadění) změn ve vlastnostech struktury objektu v procesu působení na objekt a jeho ovlivňování. Nezávisí tedy na okamžitých hodnotách stavových veličin tohoto působení a ovlivňování, ale na jejich časovém průběhu z výchozího do mezního stavu. Typickým příkladem je únavové porušení při cyklickém namáhání;
- podle situace po odstranění příčin vyvolávajících mezní stav
 - MS **vratné** – po odstranění těchto příčin mizí rovněž důsledky dosaženého mezního stavu. Příkladem může být mezní stav deformace v elastické oblasti;
 - MS **nevratné** – důsledky dosaženého mezního stavu zůstávají i po odstranění příčiny, která vyvolala mezní stav. Tento charakter mají např. MS soudržnosti, MS trhlin aj.
- podle charakteru následků dosažení mezního stavu
 - MS **kritické** – jejich důsledky jsou úrazy osob, značné materiální škody nebo jiné nepřijatelné následky,
 - MS **nekritické** – nemohou způsobit úraz osob nebo jiné nepřijatelné následky; vzniklé poruchové stavy jsou
 - závažné – ovlivňují funkci pokládanou za zvlášť důležitou,
 - nezávažné – neovlivňují žádnou funkci pokládanou za zvlášť důležitou,
 - MS bezpečnostní – dochází k porušení určité (k tomu určené) části – pojistky proti přetížení; zamezí se tak dosažení především kritických mezních stavů;
- podle možnosti jejich výskytu
 - MS **skutečné** (reálné) – jsou to mezní stavy, které mohou skutečně nastat u objektů v konkrétním čase při konkrétních podmínkách,

- b) MS **teoretické** – jsou popsány matematickou teorií, která vychází z určitých, u reálné konstrukce nesplnitelných předpokladů; přitom věrohodně vystihují obtížně popsatelné skutečné mezní stavy. Příkladem může být mezní stav vzpěrné stability prutů;
- 6. podle rozsahu oblasti v níž nastává mezní stav
 - a) MS **bodové** – nastávají v mikroobjemech skutečného materiálu, čemuž odpovídají body kontinua, kterým se materiál modeluje ve výpočtovém modelování. Typickými bodovými mezními stavy jsou ty mezní stavy, které souvisejí s napjatostí v bodě tělesa,
 - b) MS **oblastní** – nastávají v prostorově vymezených oblastech tělesa (v určitých makroobjemech materiálu),
 - c) MS **globální** nastávají v celém objemu tělesa;

Poznámka.

Někdy se v rámci takovéto klasifikace též uvádí hledisko **následnosti** mezních stavů z množiny možných mezních stavů; podle něj jsou potom (Janíček et al. 2002, Ondráček a Farlík 1973):

- a) MS **disjunktivní** (vzájemně se vylučující) – označují se tak dva mezní stavy, kdy po vzniku jednoho z nich je druhý mezní stav nedosažitelný (i když pro danou třídu konstrukcí je možný). Tak u již uvedeného příkladu oběžného kotouče turbíny jsou stavy b, c disjunktivními stavy: po vymezení vůle je konstrukce vyřazena z provozu a nemůže dojít k lomu lopatky;
- b) MS **následné** (příčinné, kauzální) jsou takové dva mezní stavy, kdy druhý mezní stav může nastat až po dosažení předchozího mezního stavu. Příkladem mohou být u vřetene obráběcího stroje stavy a, b – nejprve nepřipustné pružné deformace a pak deformace trvalé;

V rámci námi užívaného pojetí je však vhodnější hovořit o disjunktivních a následných přechodových stavech – nikoliv mezních stavech. K následným mezním stavům může dojít pouze tehdy, když prvý z nich po svém dosažení nebyl detekován a výrobek je přesto i nadále provozován (nyní však již v nepřipustném stavu).

4. Klasifikace druhů lomů ocelových částí

Konstrukční dílce jsou podrobeny různým druhům namáhání – statickému, cyklickému, rázovému – a to za normálních, snížených nebo zvýšených teplot. Příslušný rozvoj teorií a laboratorních zkušebních metod byl a je zaměřen na poznání podstaty vlastností při jednotlivých způsobech namáhání a na určování objektivních a reprodukovatelných parametrů mezních stavů umožňujících racionální navrhování konstrukcí.

Jednotlivým způsobům namáhání realizovaným do porušení odpovídají typické mikro- a makromechanismy vzniku a růstu trhlin. Ty se také projevují ve specifických **mikro- a makromorfologiích lomu**. Charakteristickým rysem je tvar **faset** – elementárních plošek na lomových plochách. Při těchto fraktografických vyšetřováních jsou významnými pomocníky elektronová mikroskopie transmisní a rastrovací (scanning).

Důležitost rozlišovat mezi tímto morfologickým přístupem a přístupy založenými na jiných kriteriích vyniká především při hodnocení křehkého a houževnatého lomu, kdy dochází velmi často k záměnám. Stalo se zvykem užívat při statickém a namáhání jako kritéria velikost energie na vytvoření lomu (vyjadřované velikostí vrubové houževnatosti nebo nárazové práce). Lomy s nízkými hodnotami energie se pak označovaly jako křehké, lomy s vysokými hodnotami energie jako houževnaté.

Z hlediska morfologie lomové plochy se rozlišují fasety štěpného porušení a fasety s jamkovou morfologií. Křehké lomy se často vyznačují fazetami štěpného porušení, houževnaté lomy často fasetami s jamkovou morfologií. **Ne však vždy !** Existují křehké lomy, jejichž lomové plochy jsou tvořeny fasetami s jamkovou morfologií; existují též houževnaté lomy s velkým podílem faset transkrystalického štěpení.

Je tedy třeba rozlišovat názvosloví, která spočívají na různých kritériích.

V dalším bude výklad zaměřen na následující hlediska (Koutský et al. 1976):

- atomové mechanismy porušování,
- mikromechanismy porušování,
- mikroskopické hledisko,
- rozsah plastické deformace,
- energetická bilance

4.1 Atomové mechanismy porušování

V krystalové mřížce může dojít k porušování meziatomových vazeb účinkem

- a) normálových napětí,
- b) smykových napětí.

ad a)

V tomto případě dochází k postupné ztrátě meziatomových vazeb na čele klínovitých trhlin, které mohou být v materiálu jako apriorní vady nebo mohou vzniknout v důsledku nahromadění dislokací (tj. čárových poruch krystalové mřížky, charakterizovaných Burgersovým vektorem).

ad b)

Účinkem smykových napětí dochází k pohybu dislokací ve skluzových rovinách. Za elementární porušení se v tomto případě považuje vyběhnutí dislokace na volný povrch a vznik stupně.

4.2 Mikromechanismy porušování

U kovů je téměř vyloučeno synchronní porušení meziatomových vazeb v lomovém průřezu. Jestliže tedy porušení nastává cestou vzniku a rozvoje trhlin, je třeba hledat podstatu mikromechanismu v postupné, časově rozložené ztrátě vazby atomových dvojic tvořících čelo trhliny. Tím je odůvodněno to, že prakticky zjištěné hodnoty lomového napětí kovu jsou řádově nižší než hodnoty teoretické pevnosti.

Protože mikromechanismus porušování určuje způsob tvorby povrchu trhliny, projevuje se v morfologii lomových ploch.

Metodou elektronové fraktografie se v posledních desetiletích podařilo dokázat, že přes velkou rozmanitost makrovzhledu lomových ploch existují dva základní mikromechanismy porušení a to:

- a) štěpné porušení,
 - b) tvárné porušení
- a to jak transkrystalické, tak interkrystalické.

V klasické podobě se tyto mikromechanismy uplatňují při přetížení – tedy při statickém a rázovém namáhání.

Při speciálních podmínkách namáhání (únava, creep) mohou být částečně modifikované.

4.21 Štěpné porušení

4.211 Transkrystalické štěpné porušení

Při tomto mechanismu dochází k oddělování vrstev atomů účinkem normálových napětí podél štěpných rovin. Rovinami štěpení bývají hustě obsazené mřížkové roviny, ve kterých se principiálně (nebo pouze za určitých podmínek) nemohou pohybovat dislokace skluzem. Protože sousední zrna mají odlišnou krystalografickou orientaci, liší se i orientace štěpných fazet v jednotlivých zrnech.

Proces transkrystalického štěpení se obecně skládá ze 3 na sebe navazujících etap. Jedná se o :

1. etapu vzniku zárodků trhlin (etapu nukleace trhlin),
2. etapu pomalého, stabilního růstu zárodků trhlin (etapu subkritického růstu),
3. etapu rychlého, nestabilního růstu štěpných trhlin.

Čelo trhliny nemusí postupovat při štěpení v jediné rovině, ale v několika blízkých rovnoběžných rovinách téhož systému. Při postupu lomu se jednotlivé lomové plošky (fasety) propojují za vzniku stupňů štěpení.

Štěpení je ve stadiu rozvoje trhliny vždy doprovázeno určitou plastickou deformací. Objemy materiálu, v nichž se tato plastická deformace realizuje, jsou však velmi malé a tedy celková spotřeba energie je nízká.

4.212 Interkrystalické štěpné porušení

Z hlediska atomového mechanismu porušování se zde jedná o interkrystalické oddělení charakterizované asynchronním tahovým porušením meziatomových vazeb. Proto se často toto porušení označuje jako *interkrystalické oddělení (dekoheze)*.

Základní a obecnou příčinou tohoto porušení je relativní snížení pevnosti atomových vazeb na hranicích zrn ve srovnání s vazbami uvnitř zrn. Takovýto stav může být vyvolán přítomností spojitě nebo nespojitě obálky jiné fáze, interkrystalickým seskupením precipitátů nebo příměsí do mezizrnných oblastí.

Na rozvoj interkrystalického lomu má velký vliv též prostředí. Při korozi pod napětím a při vodíkovém praskání rostou trhliny převážně interkrystalicky.

4.22 Tvárné porušení

4.221 Transkrystalické tvárné porušení

Za tvárné lomy se obvykle považují takové lomy, které mají z mikrofraktografického pohledu jamkovou (dutinovou) morfologii. Tvárné porušení má v tomto případě 3 základní etapy; jsou to :

1. nukleace mikroporuch,
2. růst mikroporuch,
3. koalescence mikroporuch

Zárodky tvárných mikroporuch mohou být:

- štěpné trhliny v částicích sekundárních fází,
- trhliny na mezifázovém povrchu matrice – částice,
- štěpné trhliny v matici,
- apriorní defekty v matici nebo na hranicích jejích zrn.

Zárodky mikroporuch můžeme považovat za plošné útvary. Etapu jejich růstu můžeme definovat jako přechod těchto plošných útvarů (trhlin) v útvary prostorové – dutinky (kavity). Růst je zprostředkováván plastickou deformací matrice, vyústováním lokálních skluzů na povrch defektu. Dutinky působí mikrovrubovým účinkem a proto způsobují lokální koncentrace deformace ve svém okolí. To má za následek, že relativní prodloužení dutinky je obvykle větší jak relativní prodloužení vzorku. Při jisté deformaci materiálu jsou dutinky co do velikosti tak vyvinuté, že je možné hovořit o soustavě poruch oddělených můstky kovové matrice.

Další deformace vede k zužování můstků. Poslední etapa porušování se uskutečňuje prostřednictvím jejich úplného zužování; vytváří se lomová plocha s jemnou jamkovou morfologií. Jamky jsou vlastně povrchy původních dutinek, které vytvořily koalescencí lomovou plochu.

Poznámka.

Pojem „*tvárný lom*“ není vždy jednoznačně chápán. Většinou se za tvárné lomy pokládají takové lomy, které mají jamkovou morfologii a formují se prostřednictvím vzniku, růstu a koalescence mikroporuch v procesu plastické deformace. Pro běžné technické materiály tato definice vyhovuje; nedefinuje ale celou škálu lomů, které by se za jiných okolností mohly chápat jako tvárné.

Ve starších pracích se tvárné lomy pokládaly za lomy houževnaté (tedy houževnaté ve smyslu vysokoenergetickém). Až použitím elektronové fraktografie se dokázalo, že i nízkoenergetické lomy po velmi malém stupni přetvoření se mohou vyznačovat tvárným mechanismem porušování. Tedy jamková morfologie není sama o sobě znakem vysoké houževnatosti nebo vysoké plasticity. Mělké jamky signalizují nízkou plasticitu a nízkou energii porušení, hluboké jamky pak naopak.

4.222 Interkrystalické tvárné porušení

Na rozdíl od transkrystalického tvárného porušení jsou procesy nukleace, růstu a koalescence mikroporuch lokalizovány do oblasti hranic zrn.

Nemusí to ale být pouze hranice skutečného zrna; mohou to být původní hranice vysokoteplotních fází (původní hranice austenitického zrna nebo dokonce hranice dendritů).

Základní podmínkou vzniku interkrystalického tvárného lomu je přítomnost částic sekundárních fází nadkritické velikosti na hranicích zrn anebo soustavy apriorních defektů na hranicích zrn. Přitom musí být střední plošná mezičásticová vzdálenost na hranicích zrn menší než střední plošná mezičásticová vzdálenost uvnitř zrn.

Je třeba zdůraznit, že makroskopické ukazatele plastické deformace provázející takovéto porušení (a jim odpovídající energetické charakteristiky) bývají velmi nízké, dokonce nižší než při transkrystalickém křehkém štěpení. To ovšem znamená, že uvedené podmínky pro realizaci dutinového mechanismu tvárného porušení byly splněny jen ve velmi úzkém pásmu, přiléhajícím k hranici zrn.

Protože jednotlivá zrna polykrystalického kovu jsou v prostoru různě krystalograficky orientována, mění se často během procesu rozvoje lomové trhliny od místa k místu podmínky

pro uplatnění jednotlivých mikromechanismů porušování. Na způsob rozvoje lomové trhliny může mít rozhodující vliv velikost krystalitů, fázová a strukturní heterogenita, event. charakter dislokační substruktury a podmínky porušování (hlavně teplota, rychlost zatěžování a stav napjatosti).

4.23 Speciální mikromechanismy porušování

Jsou jimi

1. únava,
2. creep.

4.231 Únava

Makroskopická struktura únavových lomů se skládá obvykle ze dvou částí: vlastního únavového lomu a koncového lomu.

Existují různé mikromechanismy iniciace a růstu únavového lomu. Závisí na druhu materiálu, jeho nehomogenitě, amplitudě působícího napětí, frekvenci, vlivu okolí ap. Iniciace nejčastěji souvisí se vznikem únavových perzistentních skluzových pásů. V prvním stadiu rozvoje se únavová trhlina šíří z intrusí v krystalografických rovinách. Jak vzrůstá její délka, vychyluje se z perzistentního skluzového pásma a stáčí se do směru kolmého na hlavní napětí. Toto šíření v nekrystalografických rovinách označujeme jako druhé stadium rozvoje únavové trhliny. Délka trhliny při tomto přechodu (z prvního do druhého stadia) závisí na druhu materiálu; zpravidla není větší jak několik desetin mm. Na čele rostoucí únavové trhliny je možno pozorovat plastickou zónu, která vzniká účinkem vysoké koncentrace napětí.

Na povrchu únavových lomů z druhého stadia jsou dále pozorovatelné tzv. *striace*. Jsou to křivočaré brázdy anebo žlábků, které vyznačují stopy šíření čela únavové trhliny. Jeden žlábek vzniká v průběhu jednoho zatěžovacího cyklu; avšak ne v každém cyklu vzniká příslušný žlábek. Existují „hluché cykly“, v jejichž průběhu trhlina nepostupuje.

4.232 Creep

Je třeba rozlišovat tvárné porušování materiálu při zvýšených teplotách a klasické creepové porušování.

Creepové lomy vznikají v třetí fázi procesu tečení prostřednictvím vzniku a rozvoje mezizrnných kavit a trhlin; ty vedou k interkrystalickému porušení bez výrazné makroplastické deformace.

Existují čtyři základní druhy creepu – dislokační, difúzní, pokluzový a superplasticita. Podrobněji viz např. Pokluda et al. 1994).

4.3 Mikroskopické hledisko při klasifikaci lomů

V mikroskopickém měřítku jsou lomy hodnoceny

- jako **houževnaté**, uplatní-li se mechanismus tvárné separace,
- jako **křehké**, vzniknou-li transkrystalickým štěpením, interkrystalickým oddělením popřípadě dekohezí hraničních oblastí

4.4 Makroskopická hlediska při klasifikaci lomů

4.41 Hledisko rozsahu plastické deformace

Podle rozsahu plastické deformace, která předchází a provází růst lomové trhliny, se lomy zdánlivě nejjednodušeji rozdělují na

- křehké
- houževnaté

Někdy se používá dělení podle velikosti plastické deformace:

- křehké – do 1 promile
- kvazikřehké – do 1 procenta
- kvazihouževnaté – do 5 procent
- houževnaté – nad 10 procent

Při uplatňování kritéria rozsahu plastické deformace je třeba důsledně rozlišovat, zda jde o lomy hodnocené

- vizuálně (makroměřítko),
- podle způsobu růstu lomové trhliny (mikroměřítko)

Souvislosti mezi mikromechanismem porušování a **vzhledem lomových ploch** je možno stručně shrnout takto:

- všechny druhy interkrystalických lomů (bez zřetele k mikromechanismu porušení) a transkrystalické štěpné lomy (včetně lomů se speciálními mikromechanismy – např. únavové) se zdají při vizuálním pozorování křehké,
- vzhledově křehké lomy mohou vznikat i mechanismem transkrystalického tvárného porušení

Velikost objemu v němž se realizuje plastická deformace může být rovněž kritériem pro klasifikaci lomů na vizuálně křehké a houževnaté:

- vznik **houževnatých** lomů předchází a provází rozsáhlá plastická deformace; lom se vytváří vždy procesem vysokoenergetické tvárné separace;
- za vizuálně **křehké** se označují lomy bez zjevné makrodeformace v okolí lomové plochy; jsou charakterizovány nízkou spotřebou energie během procesu porušování.

Mezi zcela křehkým (ve smyslu podaného vysvětlení) a zcela houževnatým lomem (který se projevuje např. 100% kontrakcí – lom vytažený do špičky) existuje celá řada variant porušení.

4.42 Hledisko velikosti spotřeby energie pro porušení

Je možno v této souvislosti konstatovat:

- vzniká-li lom v makroskopickém měřítku křehkým způsobem, je charakterizován **nízkou spotřebou** energie do porušení,
- makroskopicky houževnatý lom se vyznačuje **vysokou spotřebou** energie do porušení.

Tohoto energetického kritéria se také využívá k rozlišení makroskopicky křehkých lomů a makroskopicky houževnatých lomů, které se oba vytvářejí mikromechanismem tvárného porušení. Křehké lomy tohoto druhu vznikají procesem nízkoenergetického roztržení; všechny makroskopicky houževnaté lomy procesem vysokoenergetického roztržení.

Jak je tedy zřejmé, **nelze paušálně** přiřadit definovanému pásmu energií porušení určitý mikromechanismus porušení (i když v mnohých případech – a to právě vyvolalo nesprávnou interpretaci – se takovýto postup zdá jednoznačný a logický).

Štěpení je proces, který je doprovázen zpravidla velmi malým podpovrchovým rozptylem energie. Je tedy obvykle energeticky málo náročný a vede zpravidla ke křehkým lomům. Může však nastat situace, kdy rozvoj štěpení ve struktuře vede ke vzniku mimořádně členitých ploch a výraznému zvětšení skutečného lomového povrchu ve vztahu k ideálnímu (rovinnému) lomovému průřezu. Tehdy je celková energie porušení poměrně vysoká a přiřazení ke křehkým lomům diskutabilní. To je případ transkrystalických štěpných lomů vysokopevných martenzitických ocelí – i když je zde navíc třeba počítat s kombinací štěpného a tvárného porušení v mikroobjemech (kvazištěpení).

Na druhé straně existují případy, že transkrystalické štěpení nastává ve strukturách, kdy by mělo být teoreticky vyloučené a nahrazené tvárným lomem. Jedná se o transkrystalické štěpení v mřížce matrice austenitické oceli. Příčinou je extrémní zpevnění matrice (např. velmi intenzivní lokální plastickou deformací – např. v procesu únavy), což vede k totálnímu zablokování dislokací ve skluzových rovinách, které se tak stanou rovinami štěpení.

4.43 Hledisko potřeby dodávání energie

Při posuzování lomů je možno rovněž uplatnit hledisko vztahu mezi elastickou energií uvolněnou během růstu lomové trhliny a prací, která se musí vynakládat, aby se překonal odpor, který klade materiál proti růstu trhliny. Toto hledisko vede k rozdělení lomů na **stabilní** a **nestabilní**:

- při **stabilním** porušování roste lomová trhlina jen při soustavné energetické dotaci z vnějšku; separace částic kovu je řízena úrovní a rychlostí změny vnějšího zatížení;
- při **nestabilním** porušování roste lomová trhlina náhle, nekontrolovaně a to účinkem elastické energie nahromaděné v tělese (např. v důsledku existence zbytkových napětí). Každý nestabilní lom je v makroskopickém měřítku křehký.

Bylo prokázáno, že většina nestabilních lomů vznikla:

- z vad, které byly v konstrukci přítomny jako důsledek výrobního postupu (svařování, tepelné zpracování ap.),
- z trhlín, které vznikly v průběhu provozu konstrukce (únavové trhliny, korosivní trhliny ap.),
- z porušení lokálně zkřehnutých oblastí majících za následek vznik rostoucí primární trhliny a její přechod do základní struktury.

5. Křehký lom ocelových částí

5.1 Charakteristické rysy křehkého lomu ocelových částí (Koutský et al. 1976)

Proces křehkého porušení tělesa s ostrou trhlinou se skládá z několika **etap**:

- nejprve dochází k otupení (zaoblení) původně ostrého čela trhliny,
- k malému nárůstu trhliny,
- k pomalému stabilnímu (subkritickému) růstu trhliny
- a konečně k jejímu rychlému nestabilnímu růstu – k náhlému křehkému lomu.

Náhlý křehký lom vzniká při napětích nižších než je makroskopická mez kluzu a to za podmínek nestabilního růstu lomové trhliny. Iniciuje se zpravidla

- z apriorních **vad** metalurgického nebo technologického původu,
- z konstrukčních nebo technologických **vrubů**.

U materiálů s nízkou lomovou houževnatostí je zaoblení čela trhliny poměrně malé a stabilní růst (pokud se vůbec vyskytuje) účinkem jednosměrného zatížení není velký. U materiálů s vysokou lomovou houževnatostí je zaoblení trhliny výrazné a stadium pomalého (subkritického) růstu je při jednosměrném zatížení významné; odpor materiálu proti jejímu dalšímu růstu se zvyšuje s narůstající délkou trhliny.

K nezanedbatelnému subkritickému růstu dochází též při cyklickém namáhání (ať již na vzduchu nebo v korozivním prostředí) nebo při stálém zatížení v korozivním prostředí (koroze za napětí). Tyto okolnosti, stejně jako snižování lomové houževnatosti (u časově závislých lomů) vlivem cyklického namáhání, koroze a zkřehnutí (vodíkem, neutronovým zářením) vedou ke konečnému porušení náhlým křehkým lomem.

Sklon ke vzniku náhlého křehkého lomu závisí:

- na geometrii tělesa a trhliny,
- na mechanických vlastnostech (na chemickém složení, struktuře, mezi kluzu, houževnatosti),
- na vnějších podmínkách (především na teplotě, stavu napjatosti, rychlosti deformace a velikosti tělesa).

Náhlý křehký lom se **vyskytuje**:

1. u ocelí nízké a střední pevnosti (tj. u nízkouhlíkových a nízkolegovaných ocelí s mezí kluzu pod 1250 MPa, majících tranzitní chování, tj. schopnost porušovat se v závislosti na teplotě, rychlosti zatěžování atd. buď mechanismem vysokoenergetické tvárné separace nebo nízkenergetickým transkrystalickým štěpením. Přechod z tvárného porušení na křehké štěpení je smluvně definován tzv. tranzitní teplotou.
2. u ocelí vysoké pevnosti (tj. u ocelí s mezí kluzu nad 1250 MPa) prakticky v celém rozsahu teplot používaných při jejich aplikacích. V mikroskopickém měřítku se obvykle uplatňuje mechanismus tvárného porušení (koalescence dutin).
3. u ocelí, u nichž se oslabily hranice zrn zkřehnutím (bez zřetele k pevnostním vlastnostem).
4. u velmi tenkých plechů (bez ohledu na pevnost).

Za určitých okolností může nastat lom po dlouhodobém zatěžování materiálu proměnnými silami nebo po jeho dlouhodobé expozici v určitém prostředí při statickém namáhání. Mluvíme potom o **časově závislých lomech**, kdy konečnému porušení náhlým křehkým lomem předchází:

- A. pomalý (subkritický) růst trhliny,
- B. snižování houževnatosti.

Existuje 6 základních procesů, které vedou ke konečnému porušení náhlým křehkým lomem:

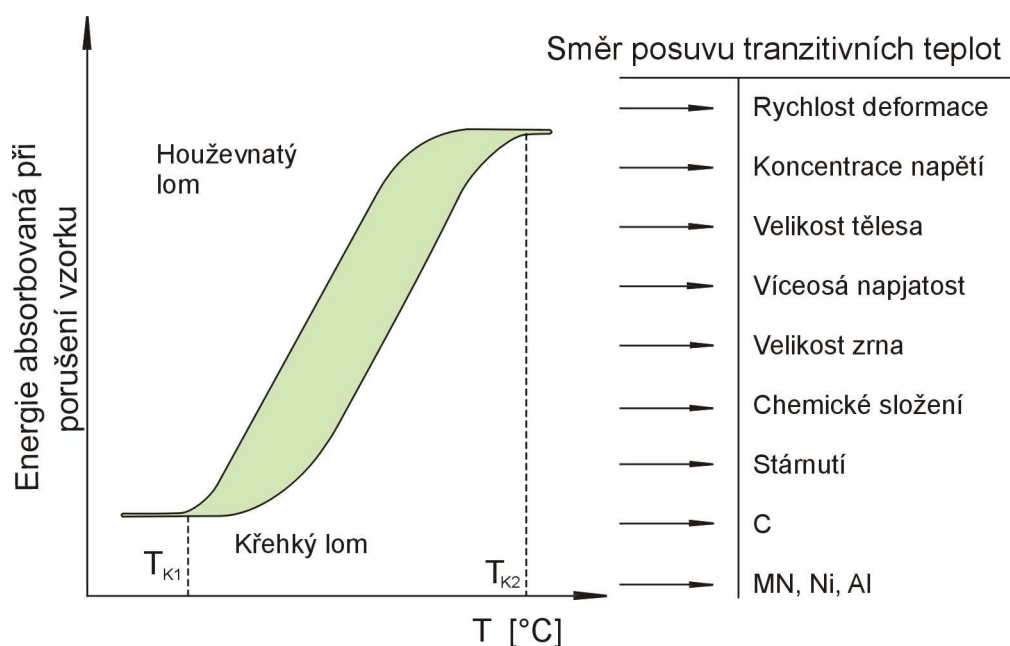
1. únava,
2. tečení (postupný rozvoj trhlín a snižování houževnatosti následkem tvorby kavit na hranicích zrn);
3. koroze pod napětím (korozní praskání) – současné působení statického namáhání a korozního prostředí. Potřebné namáhání nemusí být vždy podmíněno působením vnějšího zatížení. Často je dostačující zbytkové napětí existující v tělese po tváření za studena nebo po svařování. Účinkem koroze pod napětím se vytvářejí trhliny, které pozvolna rostou a mohou vést až k tvorbě křehkého lomu. V některých případech se efekt koroze pod napětím spojuje i s poklesem houževnatosti;

4. zkřehnutí v prostředí roztavených kovů: některé kovy a slitiny, jež jsou ve stavu napjatosti, podléhají účinkem jiných roztavených kovů zkřehnutí. Zkřehnutí se projevuje ve snížení lomové houževnatosti a v pozvolném růstu trhliny;
5. vodíkové zkřehnutí: jeho podstatou je difúze vodíku přítomného v tuhém roztoku do vnitřních mikro dutin, mikrotrhlin nebo k poruchám krystalové mřížky a v přeměně atomárního vodíku na molekulární provázené vytvářením stavu vysoké lokální napjatosti s tendencí rozšiřovat poruchu. Primárně je proto nepříznivý vliv vodíku spojován s pozvolným růstem trhliny. V některých případech je však mechanismus působení vodíku jiný. Vodík může být také adsorbován na povrchu postupující trhliny a snižovat tak hodnotu lomové houževnatosti;
6. zkřehnutí vlivem neutronového záření.

5.2 Tranzitní chování – tranzitní teploty

Typickým projevem je u ocelí nízkých a středních teplot tranzitní chování, tj. změna mechanismu porušení v závislosti na teplotě, rychlosti deformace a dalších faktorech.

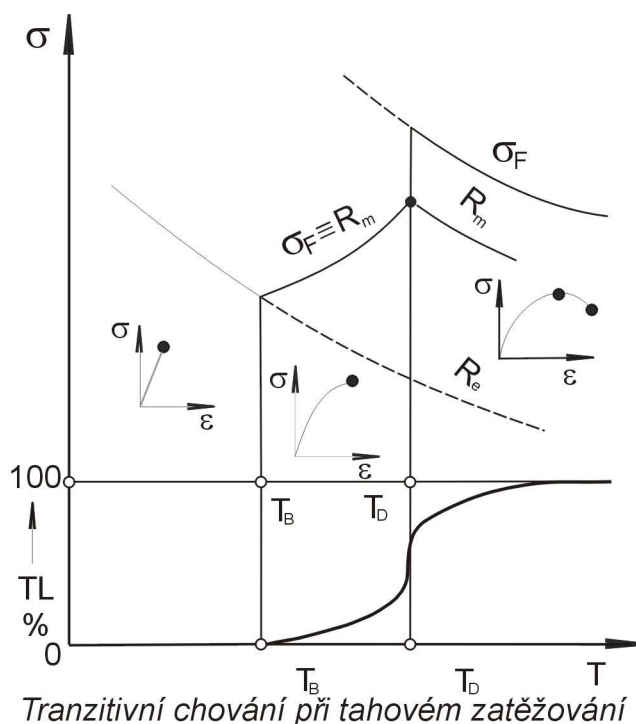
Tento jev byl pozorován po zavedení rázových zkoušek vzorku s vrubem: v závislosti na teplotě klesá energie potřebná ke zlomení vzorku, přičemž se současně mění vzhled lomu.



obr. II-4

Teploty T_{K1} a T_{K2} vymezují kritické rozmezí křehkosti, v němž se vyskytují jak křehké, tak houževnaté lomy. Z těchto přechodových křivek se odvozovaly tranzitní teploty, definované na základě různých kriterií (např. podle zvolené hodnoty vrubové houževnatosti nebo nárazové práce, podle určitého procenta houževnatého lomu ap.). Podrobněji bude o těchto různých tranzitních teplotách pojednáno později.

Při tahové zkoušce hladkých vzorků získáme následující závislosti:



obr. II-5

Zde jsou významné dvě teploty:

- tranzitní teplota houževnatosti T_D : pod touto teplotou klesá prudce kontrakce zkušební tyčky a vyskytují se již jen štěpné lomy,
- tranzitní teplota křehkosti T_B : je to nejnižší teplota, nad níž lomové napětí převyšuje dolní mez kluzu. Při této teplotě je poprvé dosaženo makroskopicky křehkého lomu.

Kromě těchto teplot, charakterizujících tranzitivní chování oceli daného složení a tepelného zpracování, je další veličinou spojenou s křehkostí, hodnota napětí při teplotě T_B . Je to totiž nejnižší napětí, nutné pro vznik křehkého lomu okamžitě po vzniku první plastické deformace. Nazývá se kritické lomové napětí σ_{CF} .

Křehkolomové vlastnosti charakterizují i jiné tranzitivní teploty, jako např.

- tranzitní teplota nulové houževnatosti (NDT – Nil Ductility Transition),
- tranzitní teplota elastického lomu (FTE – Fracture Transition Elastic).

Tyto tranzitivní teploty se užívají pro konstrukci inženýrských lomových diagramů, uvádějících do vzájemných souvislostí napětí, teplotu a velikost vady pro konstrukci bezpečnou proti křehkému porušení (viz později).

Ve skutečných konstrukcích dochází ke štěpným lomům při teplotách podstatně vyšších než je tomu u hladkých vzorků. Toto zkřehnutí nízkouhlíkových a nízkolegovaných ocelí je ovlivňováno:

- metalurgickými a výrobními faktory,
- externími faktory.

ad a) Metalurgické a výrobní faktory

1. velikost zrna: jemnější zrno nejen příznivě ovlivňuje odolnost proti křehkému lomu (tranzitní teploty jsou posunuty směrem k nižším teplotám než u hrubozrnných ocelí), ale současně též zvyšuje mez kluzu; z těchto důvodů jsou oceli uklidněné vhodnější než neuklidněné. U oceli válcované za tepla je velikost zrna dána

- chemickým složením
- způsobem válcování
- doválcovávacími teplotami
- konečnou tloušťkou výrobku

Je-li dále předepsáno normalizační žíhání, mění se velikost ferritického zrna

- podle žíhací teploty
- podle rychlosti ochlazování z této teploty

S rostoucí teplotou normalizace roste velikost zrna a tím klesá odolnost proti křehkému lomu.

Vliv dezoxidace Si + Al: oceli takto dezoxidované budou mít poněkud menší velikost zrna než oceli polouklidněné (jestliže obě oceli jsou normalizačně žíhané při obvyklých teplotách).

Jemnější zrno nejen příznivě ovlivňuje odolnost proti křehkému lomu; současně zvyšuje i mez kluzu. Proto také výrobci dodávají pro stavbu rozměrných konstrukcí jemnozrnné svařitelné oceli.

2. chemické složení:

- uhlík – tranzitní teplota klesá s jeho klesajícím obsahem, ale současně též klesá pevnost. Pro dosažení určité úrovně meze pevnosti se přidává Mn, který snižuje náchylnost ke křehkému lomu. Ze dvou ocelí se stejnou mezí pevnosti má ocel s vyšším poměrem Mn : C nižší tranzitní teplotu.
- mangan se přidává z několika důvodů:
 - eliminuje křehkost za červeného žáru způsobenou sírou,
 - posouvá výrazně tranzitní teploty směrem k nižším teplotám (zvyšuje odolnost oceli pro křehkému lomu); důležitý je poměr Mn:C (mangan – uhlíkový poměr) – optimálních výsledků se dosahuje, je-li 5:1 až 6:1 (s dalším růstem poměru Mn:C se poloha tranzitní oblasti mění jen pozvolna),
 - zvyšuje pevnost oceli,
 - působí jako dezoxidační přísada.

Snížení náchylnosti ke vzniku křehkého lomu je způsobeno několika faktory:

- růst obsahu Mn zjemňuje zrno,
- Mn je mírně karbidotvorný prvek. S růstem jeho obsahu se mění složení karbidů a mění se i jejich chování. Mn podporuje sferoidizaci karbidů; při vysokém obsahu tak Mn tvoří globulární částice místo lamelárních,
- přídavek Mn k ocelím s nízkým obsahem C způsobuje zmenšení cementitického filmu, obklopujícího perlitová zrna; zároveň klesá i tloušťka karbidů (cementitu) na hranicích zrn,
- Mn ovlivňuje chování oceli při tepelném zpracování,
- Mn snižuje tendenci oceli ke stárnutí.
- nikl – rovněž posouvá tranzitní oblast k nižším teplotám. V malých množstvích (do 0,5 %) snižuje mírně tranzitní teplotu normalizačně žíhaných ocelí. S rostoucím obsahem Ni se tranzitní oblast postupně posouvá k nižším teplotám. Při obsahu Ni

kolem 9 % se již prakticky tranzitní oblast do -196°C nevyskytuje. Proto se niklových ocelí používá pro kryogenní účely.

- hliník: jím uklidněné oceli (desoxidace – kdy se v tavenině zmenšuje obsah kyslíčnicku železnatého [neboť kyslík je nežádoucí přímíšeninou v každé oceli] - je provedena v takovém rozsahu, že uhlíkatá reakce v kokile již neprobíhá, ocel tuhne v kokile klidně – většina ocelí tvářených a na odlitky) jsou jemnozrnnější – proto přísada hliníku (ve vhodném množství) snižuje náchylnost ke křehkému lomu. Hliník dále reaguje s dusíkem, snižuje účinek zkřehnutí způsobený kyslíkem a mění strukturu sulfidických vměstků.

3. stárnutí oceli

Vysvětlení pojmu „stárnutí“: rozpad přesyceného homogenního tuhého roztoku lze v některých případech řídit tak, že se stabilního stavu nedosahuje ihned během ochlazování, ale až po určitém čase. Časový úsek, během kterého přechází metastabilní přesycený tuhý roztok, který se zachoval po rychlém ochlazení, ve stabilní koncentraci, odpovídající rovnovážnému stavu za současného vylučování nové fáze, se označuje jako *vytvrzování (stárnutí)*; probíhá-li za normální teploty, jde o *vytvrzování přirozené*, za zvýšených teplot mluvíme o *vytvrzování umělé*. Příslušné probíhající pochody se označují jako *precipitace*.

Stárnutí oceli (kdy z přesyceného tuhého roztoku α se vylučují fosfidy, nitridy a kysličníky) výrazně snižuje odolnost proti křehkému lomu. Je tedy z tohoto hlediska nevýhodné tvářením za studena, provázené deformačním stárnutím (vylučování nitridů přednostně na hranicích zrn a v kluzných rovinách, kde se předchozím tvářením zvýšila hladina energie).

Vliv stárnutí se projevuje nejvíce u ocelí nízkouhlíkových a nízkolegovaných, v největší míře u neuklidněných, v menší míře u ocelí uklidněných.

Stárnutí a jeho vliv na zkřehnutí je zejména důležité v souvislosti s tavným svařováním; zde je zkřehnutí v přechodové oblasti způsobeno stárnutím po rychlém ochlazení z teplot pod $A_{C1} \approx 720^{\circ}\text{C}$.

Stárnutí probíhá samovolně již při teplotě okolí; rovnovážného stavu se dosahuje často až po velmi dlouhé době (několik měsíců popřípadě roků).

Nebezpečí stárnutí vlivem dusíku (deformační stárnutí) je tím menší, čím méně jej ocel obsahuje a čím více se podaří ho vázat na nitridy stálé i při vysokých teplotách (viz vliv Al).

4. tvářením za studena (ohýbání, kování, stříhání ap.) – to vše způsobuje zpevnění oceli a může vést ke zkřehnutí způsobenému deformačním stárnutím. Škodlivý vliv stárnutí po deformaci roste se stupněm zpevnění a růstem teploty stárnutí. V některých konstrukčních ocelích lze někdy stárnutí po deformaci, vyplývající z normálního výrobního pochodu, tolerovat. V ocelích vyšší pevnosti je tento jev mnohem vážnější a podstatně zvyšuje nebezpečí vzniku křehkého lomu.
5. tepelné zpracování výrazně ovlivňuje vlastnosti oceli a též i jeho odolnost proti křehkému lomu. Normalizační žíhání, kalení a popouštění a žíhání na odstranění zbytkového napětí obvykle zvyšují odolnost proti křehkému lomu. Žíhání může mít ale někdy i nepříznivý vliv.
6. svařování je nejčastější příčinou vzniku křehkých lomů – značná část křehkých lomů se iniciovala ve svazech nebo v jejich těsném sousedství. Je to z několika příčin:

- ve svarovém kovu vznikají vady
 - jednak nekvalitním svařováním (hrubé struskové vměstky, neprůvary, vruby ap.),
 - jednak v důsledku přítomnosti nepevných filmů na hranicích zrn (sirníky, fosfidy, silikáty, karbidy) (způsobují trhliny za tepla)
 - jednak v důsledku poklesu plasticity (což je dáno jak vlastností materiálu, tak též nepříznivým vlivem trojosé napjatosti)
- trhliny vznikají též v tepelně ovlivněné oblasti (TOO) a to jak
 - v přechodovém pásmu na rozhraní mezi svarovým kovem a základním materiálem (často u austenitických ocelí), tak i
 - za studena (zbrzděné trhliny)(především u martensitických a bainitických ocelí). Tvorbu těchto zbrzděných trhlin (vznikají za poměrně dlouhou dobu po dokončení svaru – za minuty až dny) podporují
 - tahová napětí (tepelná napětí, strukturní napětí),
 - obsah vodíku – jeho přítomnost je nejčastější příčinou vzniku vad v TOO. Vodík přechází do natavené lázně ze sloučenin obsahujících vodík v důsledku rozkladu těchto sloučenin působením tepla při svařování. Za určitých podmínek (dostatečně velká ochlazovací rychlost, dostatečná tvrdost vznikajících struktur) může nastat spontánní vznik mikrotrhlin působením zbytkových napětí. Zjištění těchto mikrotrhlin je přitom velmi obtížné. Zásadní vliv má technologie svařování – škodlivé jsou vlhkost obalu elektrod, tavidel, nečistoty, mastnota svarových ploch.
 - chemické složení základního materiálu (lze posuzovat podle uhlíkového ekvivalentu)
 - rychlost ochlazování tepelně ovlivněné oblasti. Nejúčinnějším opatřením, kterým lze omezit vznik trhlin za studena, je předehřátí základního materiálu na vhodnou teplotu.

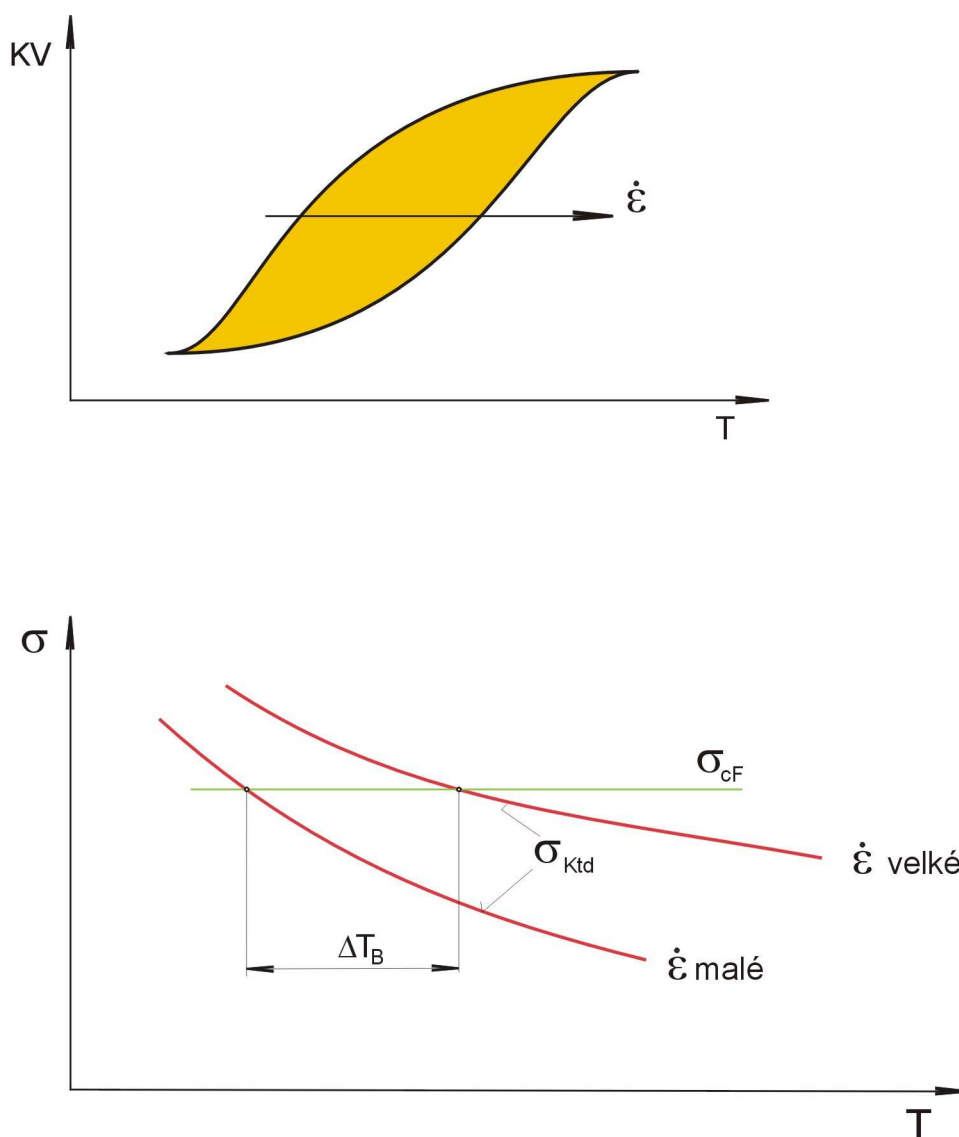
Je ale prakticky nemožné vyloučit všechny vady v běžně provedené konstrukci. Důležité je snížit jejich počet a velikost na přijatelné minimum.

- v tepelně ovlivněné oblasti dochází ke zhrubnutí zrna a tedy ke snížení houževnatosti. V extrémních případech je nutné provést normalizační žíhání pro obnovení žádaných vlastností. Je to žádoucí zejména tehdy, když v průběhu svařování dochází k vysokým přívodům tepla (např. u elektrostruskového svařování),
- vrubová houževnatost přídavného kovu je rozdílná od vrubové houževnatosti základního materiálu,
- u kořene trhlin dochází k lokálnímu vyčerpání tvárných vlastností kovu.
- svařování vyvolává tahová zbytková napětí v okolí svarů – řádově velikosti meze kluzu materiálu. Tato napětí zvyšují pravděpodobnost výskytu křehkého lomu, dokonce i za nepřítomnosti vnějšího zatížení (je-li materiál náchylný ke vzniku tohoto lomu). Jsou známy případy, kdy křehký lom nastal pouze jako důsledek zbytkového napětí od svařování v průběhu výroby.
- vlivem plastické deformace a tepelným cyklem se lokálně vyčerpávají tvárné vlastnosti základního materiálu ve srovnání s neovlivněným materiálem
- otázka žíhání na odstranění zbytkového napětí: v řadě případů se projevuje příznivě vliv žíhání na odstranění zbytkového napětí (které může být – především při svém trojosém charakteru – zvláště nebezpečné), a to hlavně u uhlíkových ocelí. U slitinových ocelí je účelnost tohoto žíhání někdy problematická, někdy dokonce vysloveně škodlivá (dochází ke zkřehnutí u kořene vad)..

7. zbytková napětí: jednoosá zbytková napětí nemohou ovlivnit vlastnosti materiálu z hlediska zkřehnutí. Mohou však způsobit, že k lomu dojde za nižších hodnot napětí od vnějších zatížení. V kombinaci s metalurgickými faktory (např. stárnutí po deformaci) mohou zbytková napětí vést k určitému zkřehnutí. Z hlediska zkřehnutí oceli jsou nebezpečná trojosá napětí. V každém případě žíhání na odstranění zbytkového napětí je u mangan-uhlíkových ocelí velmi prospěšné (dochází k regeneraci houževnatosti u kořene případných vad).

ad b) Externí faktory

1. Rychlost zatěžování se projevuje nepříznivě; s jejím vzrůstem dochází ke zkřehnutí při podstatně vyšší teplotě. Proto při rázovém zatížení lze připustit výrazně menší (2 – 4 x) vady než při statickém zatěžování. S rostoucí rychlostí zatěžování roste mez kluzu a tak dochází ke zkřehnutí při podstatně vyšší teplotě (obr. II-6). [viz později Dynamická lomová houževnatost.]



obr. II-6

2. Konstrukční vruby posouvají výrazně tranzitní teploty směrem k vyšším teplotám. Proto také nepřekvapuje, že cca 90 % případů výskytu křehkého lomu u svařovaných konstrukcí bylo iniciováno z trhlin. Ke křehkým lomům dochází při nominálním napětí nižším než je mez kluzu.
3. Vliv tloušťky se projevuje dvěma způsoby:
 - jednak je obtížné zajistit u tlustých plechů metalurgickou rovnoměrnost,
 - jednak vzniká u kořene vrubu v tlusté stěně větší plastická deformace než ve stěně tenké (při současně větší trojososti napjatosti, což je zvláště nebezpečné).

Vliv těchto jednotlivých faktorů na posuv tranzitních teplot se samozřejmě též projeví i na velikostech parametrů lomové mechaniky.

III. část - Posuzování spolehlivosti mechanických soustav

1. Úvod

Úroveň spolehlivosti složitého zařízení je předurčena jeho konstrukčním řešením, tj. řešením jeho funkčních celků, uzlů i jednotlivých dílů. Strojírenské zařízení je zpravidla složitou mechanickou (nebo elektro-mechanickou) soustavou, často sériově řazených prvků, kde porucha jednoho prvku způsobí poruchu celého zařízení. Podle společenské důležitosti funkce zařízení tak způsobí porucha případně i závažné ekonomické nebo celospolečenské důsledky. Z tohoto důvodu je dodržování požadavků na bezporuchovost předním úkolem konstruktéra. V souladu s kvantifikovanými požadavky kladenými na tuto vlastnost by měl konstruktér stanovit i přiměřené rozměry, hmotnost, náklady zařízení atd. Ke zvládnutí tohoto úkolu potřebují konstruktéři metodiku umožňující hodnocení konstrukčního návrhu z hlediska bezporuchovosti již ve fázi projekce a konstrukce.

Každé zařízení v současnosti připravované pro výrobu je určitým dílem dědičné a určitým dílem zcela nové. Při konstruování dědičných částí má konstruktér výhodu v tom, že může využívat zkušeností ze skutečného provozu obdobných zařízení (pokud jsou tyto zkušenosti nějakým způsobem sledovány a zpracovány – např. pomocí informačního spolehlivostního systému). Při konstruování nových částí zařízení mohou takové informace být využity jen do určité míry, a to pokud byly provedeny analýzy příčin poruch zařízení a byly získány údaje o mechanismech poškození. Někdy však tyto informace přicházejí pozdě a proto se skutečný provoz nahrazuje laboratorními zkouškami na nově vyvinutých prvcích.

V této části přednášek si ukážeme metody, pomocí nichž může konstruktér nalézt pravděpodobnost porušení prvku, nebo obráceně ke zvolené pravděpodobnosti poruchy prvku může přiřadit vhodné konstrukční řešení. Tyto metodiky je možno používat jak pro statické posuzování (okamžité z hlediska času) tak dynamické (časově proměnné – životnost).

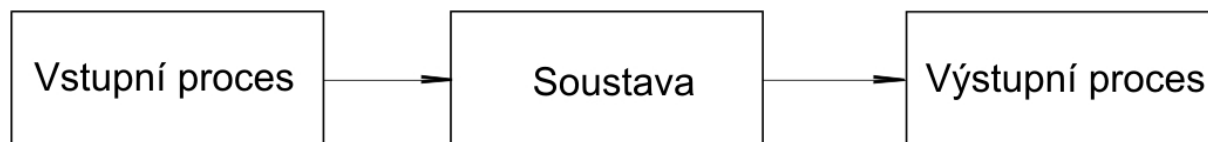
U mechanických soustav nejsou dosud běžně a v širokém měřítku využívány pravděpodobnostní metody posuzování bezporuchovosti. U soustav elektrotechnických je tomu již jinak. Příčin tohoto stavu je několik:

1. k dispozici je dosud velmi málo spolehlivých informací o provozu mechanických soustav;
2. řešení bezporuchovosti strojírenských konstrukcí je nepoměrně složitější než soustav elektrotechnických; vyžaduje se zde skloubení závěrů řady technických disciplín, které samy o sobě tvoří rozsáhlé a náročné vědní obory;
3. bezporuchovost strojních konstrukcí nelze řešit zcela analogickou cestou jako bezporuchovost elektrotechnických soustav; musí se respektovat poznatky fyziky kovů, lomové mechaniky, fraktografie, teorie pružnosti atd.; zároveň je nutno hledat návaznost na dosavadní pojetí bezpečnosti konstrukcí;
4. bezporuchovost mechanických soustav není jen určitá aplikovaná matematická disciplína s vlastními teoretickými problémy; jsou v ní zastoupeny převážnou měrou též problémy technických věd.

V rámci předmětu „Mezní stavy a spolehlivost“ (a tedy také v dalším textu) se zaměříme pouze na posuzování bezporuchovosti mechanických soustav s ohledem na mezní stavy nejčastější a nejnebezpečnější – tedy na mezní stavy související s deformací a porušováním soudržnosti. Příslušné postupy jsou – po jisté modifikaci – samozřejmě též použitelné i v jiných případech.

2. Spolehlivost a mezní stavy konstrukcí

Uvedme si tuto úlohu obecně na příkladu mechanické soustavy podle obr. III-1..



obr. III-1

K tomu několik poznámek:

- „vstupní proces“ představuje buzení soustavy,
- „přenosová funkce“ popisuje dynamické vlastnosti soustavy; souvisí s použitým výpočtovým modelem; může být lineární i nelineární,
- „výstupním procesem“ je **napět'ově deformační odezva**,
- napět'ově-deformační odezva bude přímo úměrná zatížení pouze v případě lineární soustavy,
- obecně však musíme uvažovat náhodné jevy
 - u budicí funkce,
 - u počátečních podmínek,
 - u parametrů dynamické soustavy .

Těmito úlohami se zabývá statistická mechanika.

Je zřejmé, že potom i **odezva** bude mít **náhodný charakter**.

Nejinak je tomu i s příslušnými **mezními hodnotami** (především rozmanitými materiálovými charakteristikami), které mají rovněž v naprosté většině případů náhodný charakter.

Posouzení spolehlivosti s ohledem na mezní stavy konstrukcí vychází z řešení přímé úlohy pružnosti (viz PP I), kdy

- vstupními veličinami jsou informace o konstrukci týkající se zatížení, geometrie, materiálu, vazeb včetně charakteristických vlivů (teplota, korozní prostředí, radiace apod.),
- výstupními veličinami (odezvou) jsou napjatost a deformace.

2.1 Stavové veličiny

Tento pojem byl zaveden v kap. II /1.2. Rozumíme pod ním ty vstupní veličiny (nebo veličiny z nich vyplývající), které popisují (především kvantitativně) stav objektu (konstrukce) pro

posuzovaný mezní stav. (Připomeňme znovu důležitost posuzování všech mezních stavů přicházejících u dané konstrukce v úvahu.) Jsou tedy stavové veličiny problémově orientovanými veličinami. Stavové veličiny nemusejí být totožné s napětově deformační odezvou (i když tomu tak často je). Vždy z ní ale vyplývají. Zahrnují v sobě rovněž příslušné charakteristické vlivy (teplota, korozní prostředí atp.).

V podmínkách bezporuchovosti mohou tedy vystupovat veličiny, jako jsou např.

- redukované napětí σ_{red} ,
- součinitel intensity napětí K_I (obdobně J_I),
- velikost trhliny a ,
- nakumulované poškození (v únavě) $D_i = n_i / N_i$,
- atp.

Jak je zřejmé ze shora uvedeného, mají stavové veličiny v naprostém počtu případů charakter **náhodných veličin**.

Stavové veličiny mohou být velmi rozmanité; můžeme je rozlišovat

A) z hlediska časového; pak se může jednat

- a) o okamžité mezní stavy,
- b) o kumulativní mezní stavy.

ad a) okamžité mezní stavy

Zde nás zajímá extrémní hodnota stavové veličiny dosažená v určitém časovém okamžiku v průběhu doby provozování konstrukce. Délka doby provozování je nepodstatná. Pro MS deformace nebo pružnosti to budou extrémní hodnoty napětí nebo deformací, pro jiné mezní stavy to může být třeba součinitel intensity napětí

Situace je poměrně jednoduchá u jednoparametrických soustav (u soustav s jednou stavovou veličinou). Komplikovanější to je u víceparametrických soustav, kdy zde je více stavových veličin: např. pro posouzení mezního stavu pružnosti to budou velikosti tří hlavních napětí. V takovýchto případech se s výhodou využívá znázornění stavových veličin v interakčním prostoru (viz obr. III-6).

Práci rovněž usnadňuje formální převedení stavových veličin víceparametrické soustavy na ekvivalentní (výpočtovou) stavovou veličinu vztahující se k fiktivní jednoparametrické soustavě. Jako příklad je možno v této souvislosti uvést redukované namáhání v podmínce mezního stavu pružnosti.

ad b) kumulativní mezní stavy

Zde naopak je podstatná historie stavové veličiny. Vhodnými stavovými veličinami budou veličiny odvozené z napětově deformační odezvy - např. rozkmit napětí, střední hodnota kmitu napětí, rozkmit plastické deformace, rozkmit celkové deformace, rozkmit součinitele intensity napětí apod. Jak již bylo zmíněno, může jako stavová veličina vystupovat též odezva materiálu na zatěžování vyjádřená např. velikostí trhliny po cyklickém namáhání.

V souvislosti s kumulativními mezními stavy bývají používány též zobecněné stavové veličiny; lze je uvažovat jako jistou zobecněnou odezvu materiálu konstrukce na zatěžování při ustáleném režimu: tak např. při cyklickém zatěžování to bude režim s konstantním středním napětím a s konstantním rozkmitem napětí. Odpovídající veličiny, vyjadřující nám poškození materiálu konstrukce, můžeme vyjádřit různými způsoby; na makroskopické úrovni to může být formulováno např. prostřednictvím:

- doby provozu t_i a kritické doby t_{KR}

$$D_i = \frac{t_i}{t_{KR}}$$

- počtu proběhlých kmitů napětí N_i k počtu kritickému N_{KR} (vedoucímu např. ke vzniku trhliny smluvní velikosti)

$$D_i = \frac{N_i}{N_{KR}}$$

- velikosti deformace jednosměrně nahromaděné ε_i ke kritické deformaci ε_{KR}

$$D_i = \frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_{KR}}$$

Za složitých provozních podmínek nelze vyloučit současné působení několika poškozovacích mechanismů. Tato skutečnost se pak musí promítnout též do kumulace dílčích poškození vyvolaných těmito procesy:

$$D = \sum D_i$$

I zde můžeme u víceparametrické soustavy (např. při jednostupňovém cyklickém namáhání to je amplituda napětí a střední napětí cyklu) použít ekvivalentní stavovou veličinu – ekvivalentní amplitudu napětí.

I v případě kumulativních mezních stavů je vhodné použít pro zobrazení stavových veličin interakční prostor – v tomto případě však bude jedním rozměrem časová osa (příklad – únava při víceosé napjatosti) (obr. III-6)..

B) z hlediska místa v nichž působí; jedná se pak o stavové veličiny

- a) v posuzovaném **bodě** - **při bodovém** mezním stavu (např. mezní stav pružnosti),
- b) v posuzovaném **průřezu** - **při oblastním** mezním stavu (např. MS lomu, MS trhlín, MS plastické únosnosti průřezu)

Stavové veličiny získáme

- ze vstupních veličin – přímo nebo výpočtem,
- experimentálně na sledovaném objektu (např. měřením velikosti trhliny rostoucí při provozování konstrukce)

2.2 Mezní hodnoty stavových veličin

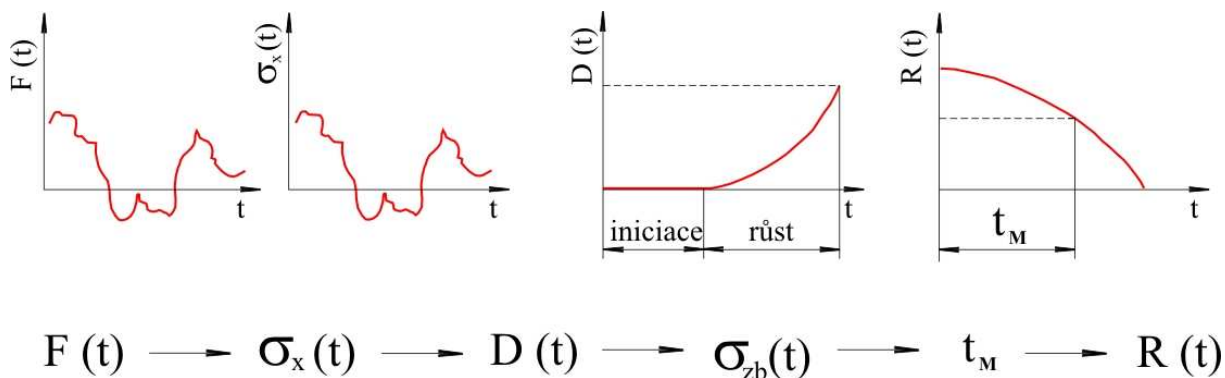
Při dosažení mezního stavu nabývají stavové veličiny svých **mezních** (kritických) **hodnot C**. Mohou jimi být

- experimentálně získané materiálové charakteristiky:
 - konvenční – jako jsou mez kluzu, mez pevnosti, ale i modul pružnosti, Poissonovo číslo; tyto hodnoty jsou uváděny v materiálových listech,
 - nekonvenční – např. mez únavy, Wöhlerova křivka, prahová hodnota součinitele intensity napětí, zákon rychlosti růstu únavové trhliny, lomová houževnatost; jejich hodnoty nejsou uváděny v materiálových listech,
- veličiny vypočtené z těchto materiálových charakteristik (např. kritická velikost trhliny) nebo stanovené předpisy (např. mezní únavové poškození, mezní průhyb atp.).

Jsou tedy mezní hodnoty problémově orientované.

2.3 Příklad konkretizace posouzení spolehlivosti

Z uvedeného je zřejmé, že posouzení spolehlivosti strojních částí a konstrukcí zahrnuje celou řadu na sebe navazujících procesů. Kdybychom uvažovali jeden z velmi často se vyskytujících mezních stavů – mezní stav únavového porušení, bude se zde jednat především o proces provozního namáhání (= vstupní proces) a jím vyvolaný proces vzniku a růstu únavové trhliny (= výstupní proces) (obr. III – 2).



obr. III - 2

Působící zatížení má většinou stochastický charakter. Jeho důsledkem je potom rovněž stochastický charakter napěťově deformační odezvy v kritickém bodě posuzovaného průřezu. V této souvislosti je tedy třeba řešit problémy týkající se např.

- registrace a analýzy provozního zatížení (nebo přímo namáhání),
- stochastického kmitání mechanické soustavy,
- únavových zkoušek,
- aj.

Toto zatížení vyvolává porušení spojitosti tělesa – vznik trhlin a jejich postupný růst. Tyto procesy mají rovněž stochastický charakter. Příslušný pokles únosnosti je možno vhodně vyjádřit prostřednictvím zbytkové pevnosti např. ve tvaru

$$\sigma_{zb} = \frac{F}{S} = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_{KR}) \cdot D(t)$$

kde σ_0 je zbytková pevnost na začátku provozování v čase $t = 0$, σ_{KR} je kritická velikost zbytkové pevnosti (při $D = 1$), $D(t)$ kvantifikuje proces poškozování. S tímto procesem poškozování také souvisí příslušná doba bezporuchového provozu t_M mající rovněž pravděpodobnostní charakter (pravděpodobnost bezporuchového provozu R).

3. Způsoby posuzování spolehlivosti konstrukcí

V zásadě je možno rozlišit dvě skupiny metod posuzování spolehlivosti:

1. deterministické metody,
2. pravděpodobnostní metody

Určujícím pro zařazení metody do příslušné skupiny je charakter veličin vystupujících v posudku spolehlivosti:

- jsou-li tyto veličiny považovány za pevné, nenáhodné konstanty určované na základě subjektivních rozhodnutí (opírajících se o výsledky experimentů, zkušenosti, intuici apod.), mluvíme o **deterministických** metodách. Příslušné veličiny budeme rovněž nazývat deterministickými. (Pozn.: v oblasti přírodovědy se pojmy „determinismus“ a „indeterminismus“ často používají k označení přísně jednoznačné povahy reálných souvislostí [determinismus] a jejich pravděpodobnostní povahy [indeterminismus]). Nejistoty znalostí vstupních veličin jsou zahrnuty v dostatečně velkých empirických součinitelích. Nepracuje se zde s aparátem počtu pravděpodobnosti a matematické statistiky. Skutečná spolehlivost posuzované konstrukce je tak vystižena velmi nedokonale;
- uvažuje-li se náhodný charakter veličin, mluvíme o **pravděpodobnostních** (nebo také **statistických**) metodách. Tyto metody využívají aparát teorie pravděpodobnosti a matematické statistiky a to na různé úrovni složitosti;
- vyskytují-li se v posudku vedle náhodných veličin též veličiny deterministické, mluvíme o metodách **polopravděpodobnostních** (též **kvazistatistických**).

Poznámka.

Je možno se setkat i s jinými pojmy a jejich vymezeními.

3.1 Deterministické metody posuzování spolehlivosti

V jejich rámci se obvykle uvažují dvě základní metody, které jsou nazývány jako:

- a) metoda dovolených namáhání,
- b) metoda stupně bezpečnosti (nebo též stupně spolehlivosti)

Mezi těmito metodami existuje zásadní rozdíl v jejich koncepci:

- v metodě dovolených namáhání se hodnotí pouze napětí při různých druzích provozních zatížení,
- v metodě stupně bezpečnosti se uvažují různé druhy mezních stavů (avšak v jejich deterministické podobě).

ad a) metoda dovolených namáhání

Studenti průmyslových škol se seznamovali s touto metodou prostřednictvím Strojnických tabulek, v nichž byly uvedeny hodnoty dovolených napětí pro případ I (statické namáhání), II (míjivé namáhání) a III (střídavé namáhání).

Všeobecně tato metoda vychází ze základních mechanických charakteristik – meze kluzu R_e a meze pevnosti R_m . Z nich se pak určuje dovolené namáhání

$$\sigma_D = \min \left\{ \frac{R_e}{k_e}, \frac{R_m}{k_m} \right\}$$

Obecně je zde toto dovolené namáhání funkcí mechanických vlastností materiálu, druhu zatížení, délky doby jeho působení a provozních podmínek (prostředí). Porovnává se potom s napětím plynoucím z velikosti zatížení a průřezových charakteristik.

Nejistoty vstupních veličin a výpočtových modelů (ovlivňujících nejistoty výstupních veličin) jsou zohledněny volbou hodnot dovolených namáhání a s nimi souvisejících

součinitelů bezpečnosti. Velikosti součinitelů bezpečnosti se berou různé podle druhu oceli, typu konstrukce, druhu zatížení, místních koncentrací napětí aj. Měly by zahrnout vliv rozptylu vstupních veličin a vliv všech možných nepředvídaných případů.

Podmínka spolehlivosti má potom ve své nejjednodušší podobě tvar

$$\sigma \leq \sigma_D$$

přičemž σ je funkcí deterministických parametrů konstrukce a zatížení, σ_D je funkcí deterministických parametrů materiálu, druhu konstrukce, druhu zatížení, prostředí případně dalších činitelů zahrnutých ve velikostech deterministických součinitelů bezpečnosti. Po formální stránce je sice tato podmínka jednoduchá, kvantifikace vlivu jednotlivých činitelů však jednoduchá není.

K hlavním rysům této metody patří:

- označení i podstata metody odvádějí pozornost od komplexního pohledu na soustavu podmínek spolehlivosti jimž musí konstrukce vyhovovat,
- v rámci této metody není možný důsledný rozbor jednotlivých nahodile proměnných veličin a vlivu jejich rozptylu na posudek spolehlivosti,
- základní vztahy metody platí pro předpoklad lineárně elastické napjatosti; nelze ji prakticky rozšířit na případ pružně plastické napjatosti,

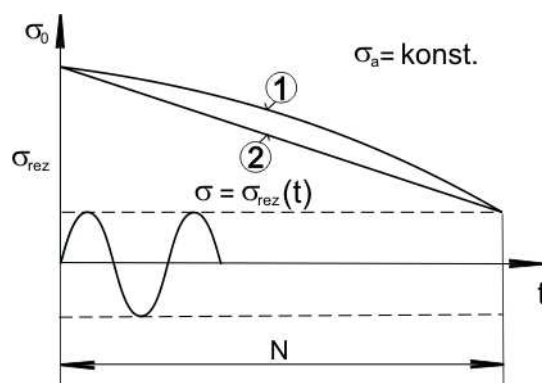
ad b) metody stupně bezpečnosti

Existuje více jejich variant lišících se způsobem určení stupně bezpečnosti a jeho zavedením do podmínky spolehlivosti.

Tyto metody navazují při posuzování na metodu mezních stavů (bodových nebo oblastních, okamžitých nebo kumulativních). Jsou zde potom porovnávány příslušné stavové veličiny s jejich mezními hodnotami. Ve stavebnictví se přitom stavové veličiny vyjadřují hodnotami vnitřních sil; u prutů to je tedy pomocí normálových sil a ohybových momentů. Nejistoty vstupních veličin jsou zohledněny volbou mezních hodnot stavových veličin a to do značné míry na základě praktických provozních zkušeností. Postupně u nich docházelo k různým korekcím – jednak v souvislosti se vzrůstajícími požadavky na úroveň posouzení mezních stavů (např. mezního stavu únavy nebo křehkého porušení), jednak v závislosti na narůstající hloubce teoretických poznatků i zkušeností.

Jednoduchým příkladem aplikace této metody je posouzení mezního stavu pružnosti (tedy bodového a okamžitého mezního stavu), kdy maximální napětí (např. v kořeni vrubu) nesmí překročit hodnotu dovoleného napětí.

Jako další příklad mezního stavu (tentokrát oblastního a kumulativního) může sloužit časovaná únavová pevnost; v tomto případě se předpokládá únavový proces jako proces deterministický – to je však v rozporu s pozorovanými skutečnostmi. Schematicky je tato situace znázorněna na obr. III-3 pro jednostupňové zatěžování.



obr. III-3

Proces únavového poškození (tj. změny ve struktuře materiálu do vzniku trhliny a růst únavové trhliny) se promítají do postupného snižování únosnosti (charakterizované tzv. zbytkovou pevností σ_{zb}) z počáteční hodnoty σ_0 (související s trhlinou velikosti a_0) až na její kritickou hodnotu σ_{KR} (související s trhlinou velikosti a_{KR}) na konci doby života:

$$\sigma_0 = \sigma_{zb}(0)$$

$$\sigma_{KR} = \sigma_{zb}(t_{živ})$$

Potom

$$\sigma_{zb} = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_{KR}) \cdot D(t)$$

kde $D(t)$ je lineární nebo nelineární funkce poškození v závislosti na čase. Tak např.

$$D(t) = \left[\frac{a(t) - a(0)}{a_{KR} - a(0)} \right]^{1/m}$$

kde $m = 3$ až 5 .

Součinitel bezpečnosti lze vyjádřit jako

$$k = \frac{\sigma_0}{\sigma_{zb}(t)} = k(t)$$

Se znalostí okamžité zbytkové pevnosti je potom také možno vyjádřit bezpečnost např. při jednorázovém přetížení. Častěji se však při kumulativních mezních stavech vyjadřuje bezpečnost pomocí doby života – buď celkové nebo zbytkové (reziduální) – vyjádřené v časových jednotkách, počtech cyklů apod.

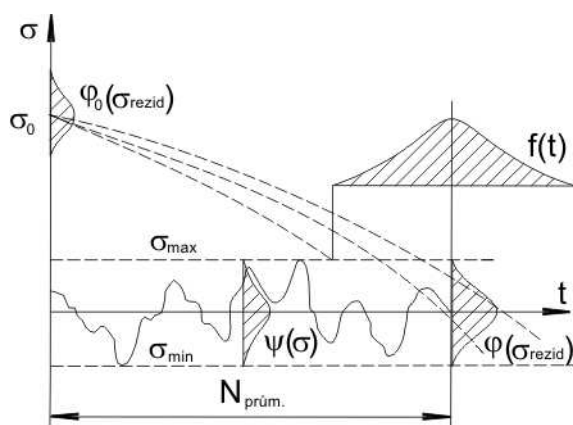
3.2 Pravděpodobnostní metody posuzování spolehlivosti

V rámci těchto metod je již uvažován náhodný charakter veličin vstupujících do posudku spolehlivosti. To potom umožňuje vyjádřit podmínku spolehlivosti mírou pravděpodobnosti dosažení mezního stavu. Přitom je využíván aparát teorie spolehlivosti a matematické statistiky – v závislosti na jeho rozsahu a stupni náročnosti potom můžeme hovořit o pravděpodobnostních metodách různých druhů a úrovní. (Používané třídění však není dosud ustálené.)

Často jsou stavové veličiny Z a jejich mezní hodnoty C statisticky nezávislé (nejdou korelovány). Potom je možno k posouzení použít teorie interference a na ni navazující metodu dílčích (parciálních) součinitelů (uplatněnou např. v ČSN P ENV 1991-1) (viz dále kap. 5).

Uvažujme např. situaci cyklicky namáhané součásti, kdy se jedná

- o stochastický (náhodný) charakter napěťové odezvy na zatížení charakterizovaný např. hustotou pravděpodobnosti $\psi_t(\sigma_x)$ v čase t (obr. III-4), tak i
- o stochastický model degradace mechanických vlastností (kdy jde např. o pokles lomové houževnatosti v důsledku stárnutí a o stochastický charakter únavového poškození a kumulaci tohoto poškození).



obr. III-4

Musí být tedy v posouzení respektováno

- náhodné kolísání v lokalizaci, počtu a velikosti submikroskopických vad v tělese – s tím souvisí náhodná variabilita pevnosti vyjádřená hustotou pravděpodobnosti $\phi_0(\sigma_{rez})$ pro $t = 0$,
- stochastické změny v průběhu vzniku a růstu trhlin,
- stochastické souvislosti mezi provozními podmínkami a výsledným mechanismem porušení.

Z uvedených faktorů se spolu výrazně prolínají stochastický charakter provozního namáhání a stochastický charakter procesu únavového poškození. Proto je možné uvažovat jejich splnutí a sledovat přímo stochastický průběh rozvoje a růstu trhliny s náhodnými skokovými přírůstky jednotkové velikosti.

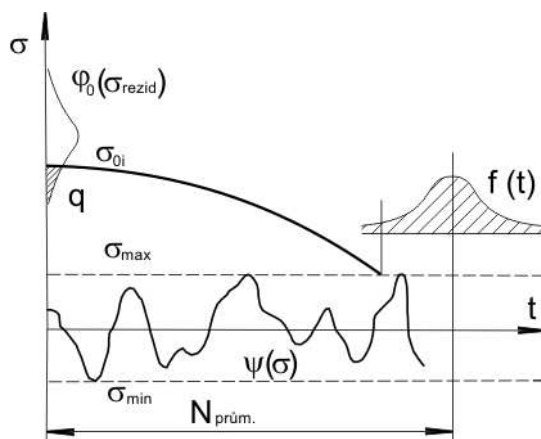
Výsledkem použití statistických metod je hustota pravděpodobnosti $f(t)$ a distribuční funkce doby života součásti, která charakterizuje souvislosti dob provozu (počtu cyklů) s pravděpodobností bezporuchového provozu.

Ne vždy jsou však k dispozici statistické údaje o všech vstupních veličinách. Tak např. lze u uvedeného příkladu uvažovat

- statistické zákonitosti výchozí pevnosti,
- deterministický proces degradace mechanických vlastností.

Vstupními údaji potom jsou (obr. III-5):

- pravděpodobnostní zákonitosti výchozí pevnosti,
- výchozí stav poškození,
- fyzikální modely mechanismu poškozování,
- maximální velikost provozního namáhání,
- libovolný stav v průběhu rozvoje porušování (růstu trhliny)



obr. III-5

Výstupními údaji pak jsou

- hustota pravděpodobnosti zbytkové pevnosti,
- intenzita poruch konstrukce,
- distribuční funkce délek života.

Závěrem je tedy možno shrnout požadavky, které je třeba zvládnout pro úspěšné řešení problematiky bezporuchovosti s ohledem na mezní stavy související s deformací a porušováním soudržnosti:

- analýzu a popis provozního zatížení a odezvy konstrukce na toto zatížení v kritickém místě konstrukce,
- sestavení obecných modelů porušování (s využitím výsledků základního a aplikovaného výzkumu fyzikální podstaty mezních stavů) postihujících důsledky všech vstupních veličin ovlivňujících provozní poruchovost konstrukce,
- analýzu a statistické vyjádření výchozí pevnosti (včetně interpretace statické pevnosti, vlivu velikosti, teorie nejslabšího článku ap.),
- matematické vyjádření kinetiky procesu růstu trhliny a poklesu zbytkové pevnosti s časem, jejich možných obměn a speciálních vlastností a charakteristik těchto procesů ve vazbě na provozní namáhání,
- možnost zahrnout deterministický a stochastický charakter všech procesů až po dosažení mezního stavu,
- teoretickou přípravu pro řešení spolehlivosti složených konstrukcí při respektování fyzikální podstaty porušování a lomových mechanismů.

4. Podmínka dosažení mezního stavu a podmínka spolehlivosti

Způsob formulace podmínek mezních stavů a podmínek spolehlivosti závisí na rozvoji vědeckého poznání a technických možnostech a prostředcích společnosti. Vyvíjely se od jednoduchých ke složitějším a jsou zpracovávány na různých úrovních. Výrazně tyto formulace též ovlivňuje podstata podmínky vymezující mezní stav, tedy je-li tato podmínka vyjádřena smluvně, hypoteticky, fenomenologicky apod.

Údaje pro formulace těchto podmínek mohou být rozmanitého charakteru – deterministického nebo pravděpodobnostního (stochastického).

4.1 Deterministické posouzení

Podmínka dosažení **mezního stavu** může být v tomto případě formulována obecně ve tvaru

$$G = g(X_1, X_2, \dots, X_n) = F(Z_N, C_N) = 0$$

kde funkce poruchy G je funkcí deterministických vstupních veličin $X_1, \dots, X_n$. Z_N a C_N jsou návrhová deterministická stavová veličina a její mezní hodnota.

Při dosažení mezního stavu tedy dochází v konstrukci k poruše.

Pokud lze v podmínce dosažení mezního stavu vzájemně oddělit stavové veličiny a mezní hodnoty, lze podmínku mezního stavu pro jednoparametrickou soustavu psát ve tvaru

$$G = C_N - Z_N = 0$$

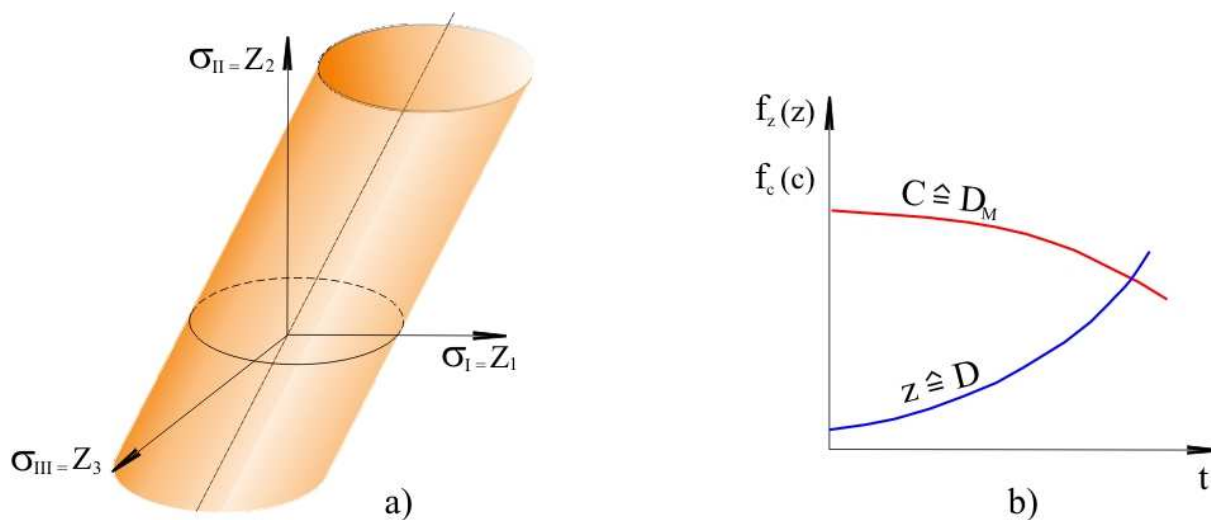
V řadě případů jsou veličiny Z_N , C_N nekorelované – jsou statisticky nezávislé.

Příklady:

- a) $G = \sigma_K - \sigma_{red} = 0$
je dosaženo mezního stavu pružnosti, dochází k lokální plastifikaci; stavové veličiny popisující dvoj- nebo trojosý stav napjatosti jsou zde převedeny na ekvivalentní stavovou veličinu – redukované napětí
- b) $G = \sigma_C^x - \sigma_a = 0$
je dosaženo meze únavy v oblasti trvalé únavové pevnosti
- c) $G = a_{KR} - a_K = 0$
velikost stabilně rostoucí trhliny dosáhla své kritické (mezní) hodnoty při níž dochází k nestabilnímu růstu

Veličiny Z_N a C_N však mohou být někdy též funkčně závislé anebo třeba korelované (statisticky závislé). Tak je tomu např. u staticky neurčitých konstrukcí nebo u konstrukcí s materiálovými nelinearitami.

U n-parametrických soustav je výhodné zobrazit stavové veličiny a mezní hodnoty v n-rozměrném. **interakčním prostoru**. Mezní podmínka je potom znázorněna v případě tří stavových veličin mezní plochou, v případě dvou stavových veličin mezní křivkou, atd. Pro mezní stavy s neomezenou životností je čas nepodstatnou veličinou a nemusí být explicitně uváděn. Příklady jsou uvedeny na obr. III-6.



obr. III-6

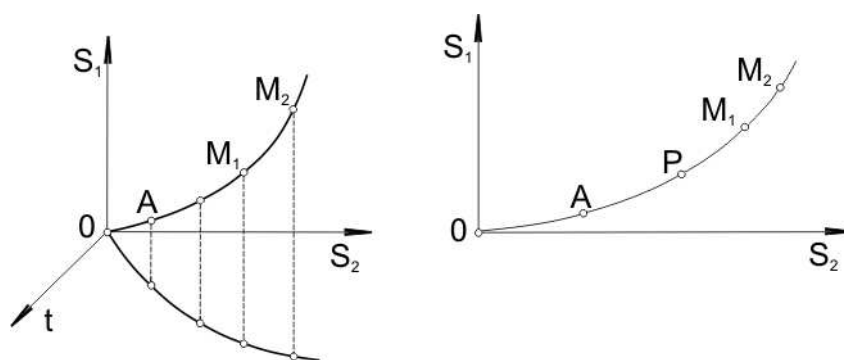
Podmínka **bezporuchovosti** je potom obecně vyjádřena ve tvaru

$$G = F(Z_N, C_N) > 0$$

případně – lze-li separovat stavové veličiny a jejich mezní hodnoty – ve tvaru

$$G = C_N - Z_N > 0$$

Pro kvantifikaci bezporuchovosti prostřednictvím součinitele bezpečnosti je však třeba znát hodnoty stavových veličin za všech posuzovaných stavů konstrukce, tedy v průběhu zatěžovací a přetěžovací cesty. Vhodné pro to je znázornění v interakčním prostoru (obr. III-7)



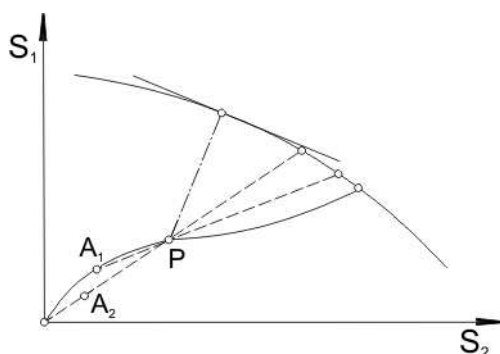
obr. III-7

Na zatěžovací cestě je možno vyznačit celou řadu významných stavů: výchozí, montážní, zkušební, provozní, kontrolní, mezní (v různých průmyslových odvětvích je možno se setkat i s jinými pojmy). Celou zatěžovací cestu pak můžeme rozdělit na několik

charakteristických úseků: montážní zatěžovací cestu (OA), pracovní zatěžovací cestu (AP), přetěžovací cestu (PM).

Přetěžování může nastat nejrozličnějším způsobem; můžeme rozlišit (obr. III-8)

- prosté přetěžování (přetěžovací přímka je v prodloužení zatěžovací přímky vycházející z počátku souřadnicové soustavy; platí pro ni tedy $Z_1 / Z_2 = konst.$),
- obecné přetěžování,
- jednoduché přetěžování (přetěžovací přímka je v prodloužení zatěžovací přímky),
- nejnebezpečnější přetěžování (přetěžovací přímka je normálou k mezní přímce nebo k mezní ploše)



obr. III-8

4.2 Pravděpodobnostní posouzení

Podmínku dosažení **mezního stavu** je možno uvést matematicky formálně v podobném tvaru jako v předchozím případě; zde ovšem vystupuje funkce poruchy, která je tentokrát funkcí **náhodných** veličin $X = X_1, X_2, \dots, X_n$ nebo náhodných veličin Z a C :

$$G = g(X_1, X_2, \dots, X_n) = F(Z, C) = 0$$

Podmínka **bezporuchovosti** je pak ve tvaru

$$G = g(X_1, X_2, \dots, X_n) = F(Z, C) > 0$$

Pravděpodobnost poruchy je potom obecně definována vztahem

$$Q = \int_{D_f} f(X_1, X_2, \dots, X_n) dX_1 dX_2 \dots dX_n = P(G \leq 0)$$

kde D_f představuje oblast poruchy a $f(X_1, X_2, \dots, X_n)$ funkci sdružené hustoty pravděpodobnosti náhodných veličin $X_1, X_2, \dots, X_n$.

Funkce poruchy může být explicitní nebo implicitní funkcí náhodných veličin; může být velmi jednoduchá nebo velmi komplikovaná (obecně výsledkem nějakého numerického algoritmu pro řešení konstrukcí, např. metody konečných prvků).

Je-li funkce poruchy explicitně vyjádřena a jedná-li se o nekorelované náhodné veličiny je situace poměrně jednoduchá při lineární funkci náhodných veličin. Je-li ovšem funkce poruchy nelineární funkcí, potom se užívají

- metody numerické integrace,

- aproximační metody, jako jsou FORM (spolehlivostní metoda 1. řádu - First Order Reliability Method) a SORM (spolehlivostní metoda 2. řádu - Second Order Reliability Method)
- simulační metody (např. Monte Carlo, Latine Hypercube Sampling, Importance Sampling, Adaptive Sampling).

Popis těchto metod (a příslušných programových systémů) však překračuje rozsah tohoto textu. Podrobnější informace jsou např. v Bílý a Sedláček 1983, Kapur 1977, Mrázik 1987, Rao 1992, Sundararajan 1995.

Z hlediska praktického využití, nevyžadujícího vysoce teoretických znalostí z oblasti teorie spolehlivosti, počtu pravděpodobností a matematické statistiky, si zaslouží zvláštní pozornosti metoda Monte Carlo s přímými simulacemi. Příslušná metodika je v naší republice rozpracována pod zkratkou SBRA (Simulation Based Reliability Assessment) (viz Marek a Guštar 1996, Marek et al. 2001, Marek et al. 2003 a www.noise.cz/sbra). Variabilita vstupních veličin je zde vyjádřena pomocí histogramů s omezeným počtem tříd. Simulačními výpočty je hledáno rozložení rozdílové rezervy spolehlivosti nebo rozložení libovolné ze vstupních veličin pro případ dosažení mezního stavu. Příslušné histogramy mohou být vytvořeny buď na základě výsledků experimentů nebo snadno sestrojeny pro řadu vybraných teoretických rozdělení (Gaussovo, Weibullovo, exponenciální aj.). Rovněž programový systém ANSYS nabízí využití některých simulačních metod pro pravděpodobnostní navrhování.

Pokud lze navzájem oddělit v mezní podmínce stavové veličiny a kritické hodnoty, můžeme vyjádřit tzv. rozdílovou rezervu spolehlivosti

$$G = C - Z$$

Podmínku dosažení **mezního stavu** lze potom psát ve tvaru

$$G = C - Z = 0$$

a podmínku **bezporuchovosti**

$$G = C - Z > 0$$

Náhodné veličiny Z a C jsou přitom zadány např. svými hustotami pravděpodobnosti $f_Z(z)$ a $f_C(c)$.

Potom může být vyjádřena pravděpodobnost bezporuchového stavu

$$R = P(C - Z > 0) = P(C > Z) = P(G > 0)$$

a pravděpodobnost **poruchy**

$$Q = 1 - R = P(C - Z \leq 0) = P(C \leq Z) = P(G \leq 0)$$

Konkretizací těchto podmínek se zabývá teorie interference (viz další kapitola).

Méně často se používá tzv. **poměrová rezerva spolehlivosti**, s jejíž pomocí je podmínka bezporuchovosti definována

$$\Gamma = \frac{C}{Z} > 1$$

Poměrovou rezervu spolehlivosti je možno snadno převést na rozdílovou

$$\ln \Gamma = \ln C - \ln Z > 0$$

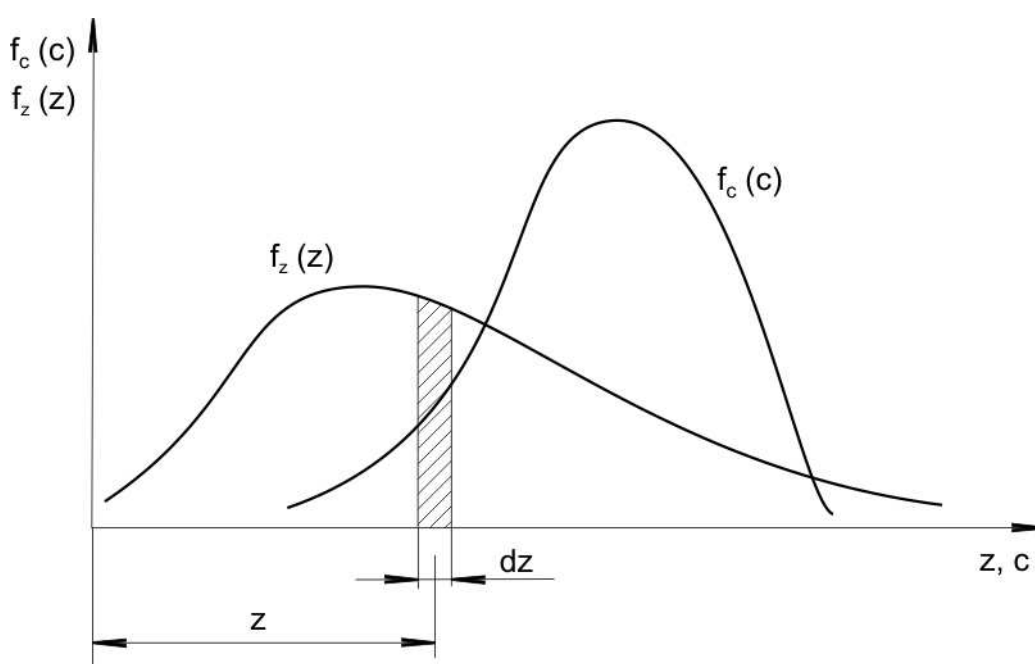
5. Teorie interference

V rámci této teorie budeme uvažovat situaci, kdy náhodné veličiny Z a C jsou statisticky nezávislé.

5.1 Statický model interference

5.11 Základní úvahy

V tomto případě jsou známy časově invariantní hustoty pravděpodobnosti náhodných veličin $f_Z(z)$ a $f_C(c)$ (obr. III-9). Příkladem mohou být třeba mezní stavy pružnosti nebo deformace; do této kategorie lze ale též zařadit např. posuzování na trvalou únavovou pevnost.



obr. III-9

Z uvedeného obrázku je zřejmé, že platí

$$P\left(z - \frac{dz}{2} \leq Z \leq z + \frac{dz}{2}\right) = f_Z(z) \cdot dz$$

$$P(C > z) = \int_z^{\infty} f_C(c) dc = 1 - F_C(z)$$

Jsou-li Z a C statisticky nezávislé, pak pravděpodobnost, že stavová veličina bude v intervalu dz kolem z a současně mezní hodnota bude větší jako z dává elementární pravděpodobnost bezporuchového stavu (jedná se o průnik jevů)

$$dR = P(z - dz \leq Z \leq z + dz) \cdot P(C > z) =$$

$$= f_z(z) dz \left[\int_z^{\infty} f_c(c) dc \right] = f_z(z) dz [1 - F_c(z)]$$

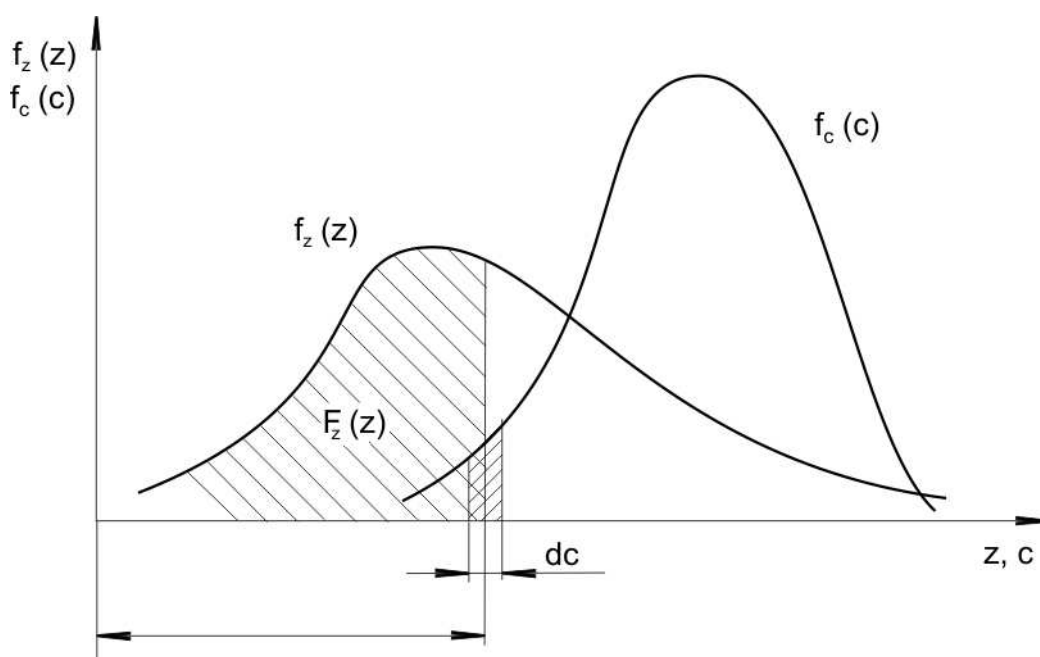
Protože bezporuchovost součásti je dána pravděpodobností, s níž mezní hodnota převyšší stavovou veličinu pro všechny možné hodnoty stavové veličiny, dostaneme

$$R = \int_{-\infty}^{\infty} dR = \int_{-\infty}^{\infty} \left\{ f_z(z) \cdot \left[\int_z^{\infty} f_c(c) dc \right] \right\} dz = \int_{-\infty}^{\infty} \left\{ f_z(z) \cdot [1 - F_c(z)] \right\} dz$$

Poznámka.

Definiční interval náhodných veličin Z a C není prakticky nikdy nekonečný. Je zřejmé, že např. materiálové charakteristiky nabývají pouze kladných hodnot. Při praktickém posuzování je nutno tuto otázku „ošetřit“: buď pracovat s useknutými rozděleními, nebo zhodnotit, zda pravděpodobnost výskytu prakticky nereálné hodnoty je schopna ovlivnit výsledek posouzení.

Výraz pro bezporuchovost může být též odvozen s uvážením pravděpodobnosti s níž bude stavová veličina menší než mezní hodnota (obr. III-10)



obr. III-10

Zde je

$$P\left(c - \frac{dc}{2} \leq C \leq c + \frac{dc}{2}\right) = f_C(c) \cdot dc$$

$$P(Z < c) = \int_{-\infty}^c f_Z(z) dz = F_Z(c)$$

Elementární pravděpodobnost bezporuchového stavu je opět dána součinem těchto pravděpodobností

$$dR = f_C(c) dc \int_{-\infty}^c f_Z(z) dz$$

a pravděpodobnost bezporuchového stavu

$$R = \int_{-\infty}^{\infty} dR = \int_{-\infty}^{\infty} \left\{ f_C(c) \left[\int_{-\infty}^c f_Z(z) dz \right] \right\} dc = \int_{-\infty}^{\infty} f_C(c) F_Z(c) dc$$

Pravděpodobnost poruchy je potom

$$Q = P(C \leq Z) = 1 - P(Z \leq C) = 1 - R$$

Lze ji ale získat obdobnými úvahami jako v předchozím; dostali bychom tak

$$Q = \int_{-\infty}^{\infty} F_C(z) \cdot f_Z(z) \cdot dz$$

nebo

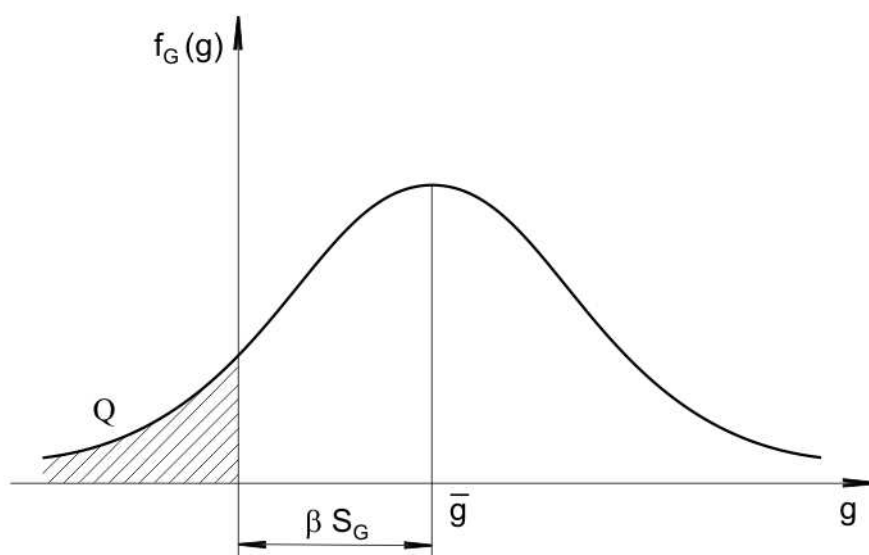
$$Q = \int_{-\infty}^{\infty} [1 - F_Z(c)] \cdot f_C(c) dc$$

Pro některé kombinace teoretických rozdělení pro náhodné veličiny Z a C je možno výrazy pro pravděpodobnosti R a Q získat v uzavřeném tvaru. Jsou publikovány např. v Holub a Vintř 2001, Kapur 1977, Mrázik 1987, Rao 1992, Sundararajan 1995. V obecnějších případech je nutno použít numerickou integraci.

5.12 Stavová veličina a mezní hodnota s normálním rozdělením

Tento případ se velmi často uvažuje. Odvození pravděpodobností R a Q je zde možné ještě jednodušším způsobem.

Mají-li náhodné veličiny Z a C normální rozdělení, má normální rozdělení též rozdílová rezerva spolehlivosti $G = C - Z$; rozdělení této náhodné veličiny je popsáno střední hodnotou $\bar{g}$ a směrodatnou odchylkou s_G (obr. III-11).



obr. III-11

Potom rovněž platí

$$\bar{g} = \bar{c} - \bar{z}$$

$$s_G^2 = s_C^2 + s_Z^2$$

Pro obecnou hodnotu náhodné veličiny G platí

$$g = \bar{g} + u \cdot s_G$$

kde u je kvantil normovaného normálního rozdělení.

Porucha nastává pro $g \leq 0$; pro hraniční případ je

$$g = 0 = \bar{g} + u_f \cdot s_G$$

neboli

$$u_f = -\frac{\bar{g}}{s_G} = -\frac{\bar{c} - \bar{z}}{\sqrt{s_C^2 + s_Z^2}}$$

Pravděpodobnost poruchy potom je

$$Q = \Phi(u_f) = \Phi(-\beta)$$

a pravděpodobnost bezporuchového stavu

$$R = 1 - Q = \Phi(\beta)$$

Cornellem byl obecně definován index spolehlivosti

$$\beta = \frac{\bar{g}}{s_G}$$

V případě Z, C s normálním rozdělením je tedy též

$$\beta = \frac{\bar{c} - \bar{z}}{\sqrt{s_C^2 + s_Z^2}} = -u_f$$

Z toho je zřejmé, že pouze v případě normálního rozdělení veličin Z a C je přímá souvislost mezi pravděpodobností poruchy (resp. pravděpodobností bezporuchového provozu) a indexem spolehlivosti. Některé vybrané relace jsou uvedeny v následující tabulce.

β	R
2,576	0,995
3,090	0,999
3,719	0,9999
4,265	0,99999
4,753	$1-1.10^{-6}$
5,199	$1-1.10^{-7}$
5,612	$1-1.10^{-8}$

Pro kvantifikaci spolehlivosti se rovněž užívá střední (centrální) součinitel spolehlivosti

$$n_0 = \frac{\bar{c}}{\bar{z}}$$

Zavedeme-li variační koeficienty stavové hodnoty a mezní hodnoty

$$v_Z = \frac{s_Z}{\bar{z}} \qquad v_C = \frac{s_C}{\bar{c}}$$

dostaneme s využitím shora uvedeného

$$n_0 = \frac{1 \pm \beta \sqrt{v_C^2 + v_Z^2 - \beta^2 \cdot v_C^2 \cdot v_Z^2}}{1 - \beta^2 \cdot v_C^2}$$

Pro reálné hodnoty n_0 musí být výraz pod odmocninou nezáporný; to je splněno při

$$\beta \leq \sqrt{\frac{1}{v_C^2} + \frac{1}{v_Z^2}}$$

Vedle středního součinitele spolehlivosti je možno též použít součinitelů spolehlivosti definovaných pro různé pravděpodobnosti dosažení maximální hodnoty stavové veličiny z_{max} a minimální mezní hodnoty c_{min} – např.:

$$n^x = \frac{C_{0,05}}{Z_{0,95}} \qquad n^+ = \frac{C_{0,005}}{Z_{0,995}}$$

Poznámka

Pro kvantifikaci variability stavové veličiny tedy postačí znalost její střední hodnoty a rozptylu. Často je stavová veličina funkcí několika náhodných vstupních veličin – např.

$$Z = h(X_1, X_2, \dots, X_j, \dots, X_m)$$

Rozvojem do Taylorovy řady můžeme pak pro praxi s dostatečnou přesností určit

$$\bar{z} = h(\bar{x}_1, \bar{x}_2, \dots, \bar{x}_m) + \frac{1}{2} \sum_{j=1}^m \left[\frac{\partial^2 h}{\partial X_j^2} \right]_{\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_m} \cdot s_{x_j}^2$$

přičemž druhý člen (se sumacemi) je zpravidla nepodstatný.

Jedná-li se o nekorelované veličiny, pak platí

$$s_z^2 = \sum_{j=1}^m a_j^2 \cdot s_{x_j}^2$$

$$a_j = \left[\frac{\partial h}{\partial X_j} \right]_{\bar{x}_1, \dots, \bar{x}_m}$$

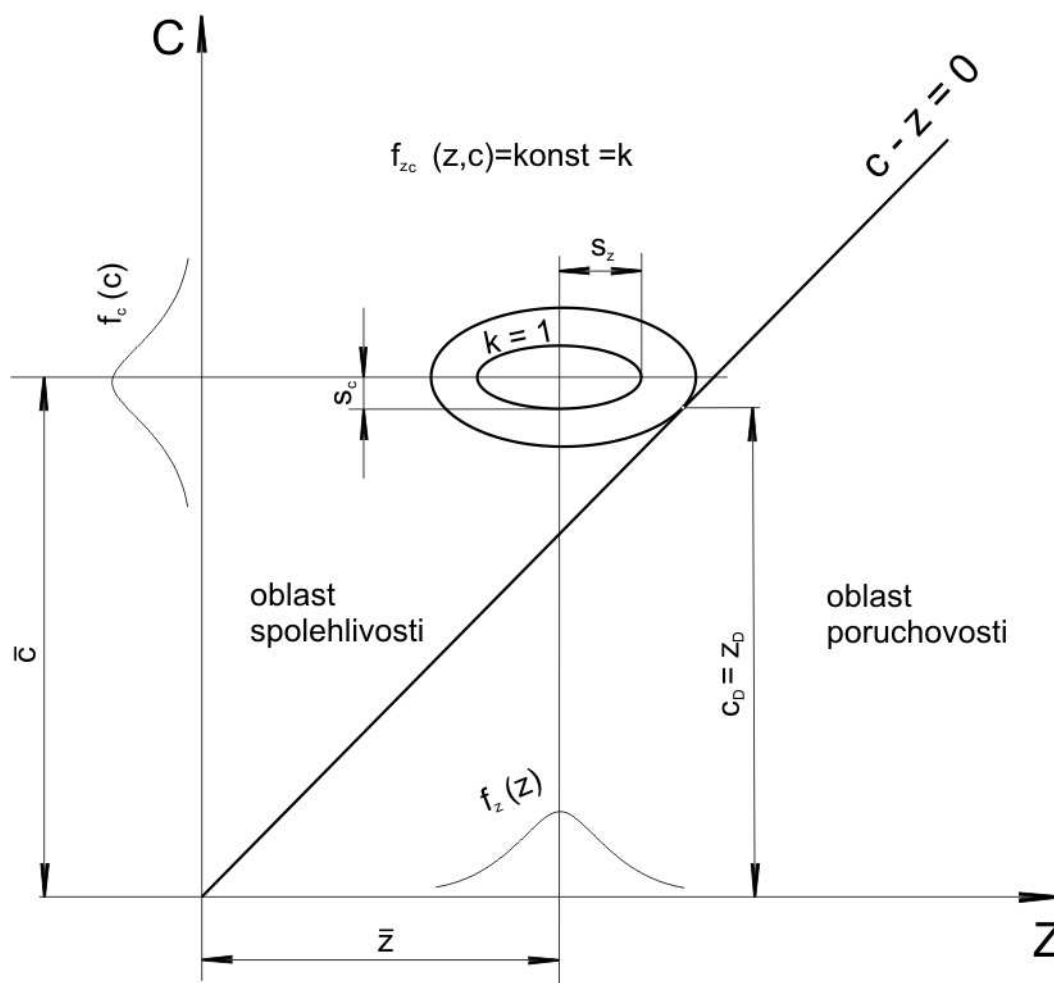
5.13 Využití v normách – metoda dílčích součinitelů

Mají-li Z a C normální rozdělení je příslušná sdružená hustota pravděpodobnosti ve tvaru

$$f_{zC}(z, c) = \frac{1}{2\pi \cdot s_z \cdot s_c} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left[\left(\frac{z - \bar{z}}{s_z} \right)^2 + \left(\frac{c - \bar{c}}{s_c} \right)^2 \right] \right\}$$

Pořadnice této funkce vytvářejí v prostoru $Z - C - f_{zC}$ zvonovitý povrch rozdělení.

Mezní podmínka $C - Z = 0$ rozděluje kvadrant výskytu veličin Z, C na oblast spolehlivosti a oblast poruchovosti (obr. III-12).



obr. III-12

Pravděpodobnost poruchy pak představuje objem pod povrchem daným funkcí hustoty pravděpodobnosti v části nacházející se v oblasti poruchovosti. Je to část celkového objemu pod povrchem useknutá svislou rovinou, jejíž půdorysným průmětem je přímka $C - Z = 0$.

Vodorovné řezy (vrstevnice) jsou elipsy konstantní hustoty pravděpodobnosti

$$\left(\frac{z - \bar{z}}{k \cdot s_z} \right)^2 + \left(\frac{c - \bar{c}}{k \cdot s_c} \right)^2 = 1$$

Elipsa konstantní hustoty pravděpodobnosti, pro níž $k = \beta$, se dotýká mezní přímky v bodě D; tento bod bývá nazýván návrhovým bodem. Jeho souřadnice jsou

$$z_D = c_D = \frac{\bar{z} \cdot s_c^2 + \bar{c} \cdot s_z^2}{s_z^2 + s_c^2} = \frac{\bar{c} + \bar{z} \left(\frac{s_c}{s_z} \right)^2}{1 + \left(\frac{s_c}{s_z} \right)^2}$$

a odpovídají tedy návrhovým hodnotám veličin Z a C (v terminologii [ČSN-96] to jsou výpočtové zatížení a výpočtová únosnost).

Zavádějí se separační funkce (zvané též váhové součinitele)

$$\alpha_Z = \frac{s_Z}{\sqrt{s_Z^2 + s_C^2}} \quad \alpha_C = \frac{s_C}{\sqrt{s_Z^2 + s_C^2}}$$

přičemž např. v Eurokódech se přijímají jejich aproximace $\alpha_Z = 0,7$, $\alpha_C = 0,8$.

Můžeme potom vyjádřit vzdálenosti (viz obr. III-12)

$$d_Z = \alpha_Z \cdot \beta \cdot s_Z \quad d_C = \alpha_C \cdot \beta \cdot s_C$$

a též

$$z_D = \bar{z} + d_Z = \bar{z} + \alpha_Z \cdot \beta \cdot s_Z = \bar{z} (1 + \alpha_Z \cdot \beta \cdot v_Z) = \bar{z} \cdot \gamma_Z$$

$$c_D = \bar{c} - d_C = \bar{c} - \alpha_C \cdot \beta \cdot s_C = \bar{c} (1 - \alpha_C \cdot \beta \cdot v_C) = \frac{\bar{c}}{\gamma_C}$$

kde podle terminologie ČSN P ENV 1991-1 je γ_Z centrální součinitel spolehlivosti zatížení a γ_C centrální součinitel spolehlivosti materiálu:

$$\gamma_Z = 1 + \alpha_Z \beta v_Z \quad \gamma_C = \frac{1}{1 - \alpha_C \beta v_C}$$

Pravděpodobnost výskytu nepříznivých hodnot, tj.

$$P(Z > z_D) = 1 - \Phi(\alpha_Z \cdot \beta) = 1 - p_Z = \Phi(-\alpha_Z \cdot \beta)$$

$$P(C < c_D) = \Phi(-\alpha_C \cdot \beta) = p_C$$

je potom velmi nízká. Tak např. pro $Q \approx 1.10^{-4}$, tj. pro $\beta = 3,8$ a shora uvedené hodnoty α_Z a α_C je $P(Z > z_D) = 0,0039$ a $P(C < c_D) = 0,0012$.

Návrhová oblast spolehlivosti je potom dána podmínkou

$$Z_D \leq C_D$$

neboli

$$\bar{z} \cdot \gamma_Z \leq \frac{\bar{c}}{\gamma_C}$$

Toto je výsledný tvar metody dílčích (parciálních) součinitelů, polopravděpodobnostní metody nebo také pravděpodobnostní metody první úrovně, jak je využit v ČSN P ENV 1991-1. Využití této metody ale též nabízí ve svém Dodatku K předpis BS 7910 pro posuzování vad ve svařovaných konstrukcích.

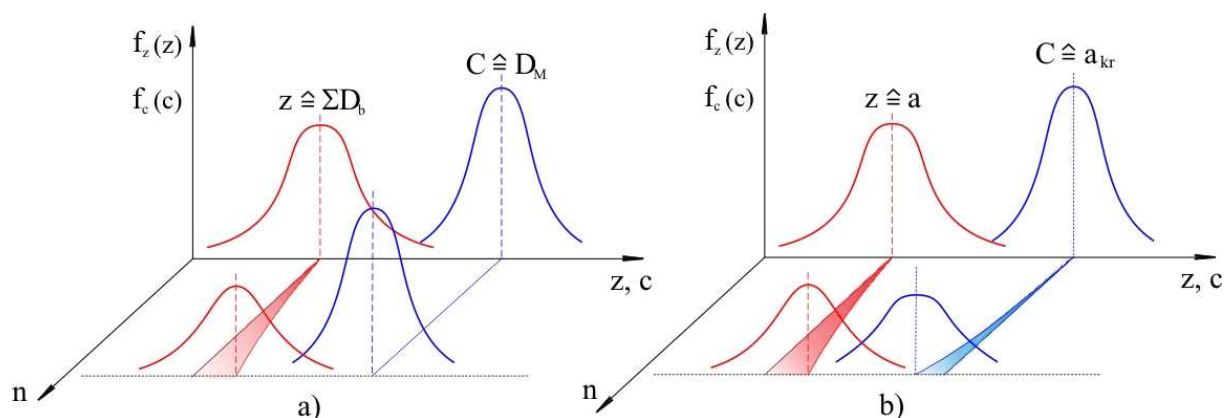
Potom je také centrální součinitel spolehlivosti

$$n_0 = \frac{\bar{c}}{\bar{z}} \geq \gamma_Z \cdot \gamma_C = \frac{1 + \alpha_Z \cdot \beta \cdot v_Z}{1 - \alpha_C \cdot \beta \cdot v_C}$$

5.2 Dynamický model interference

Na rozdíl od předchozího modelu jsou zde buď jedna z veličin Z , C nebo obě veličiny funkcí času. Tak na příklad:

- a) vícestupňové cyklické namáhání, kdy dochází k porušení v oblasti vysokocyklové únavy (za časované pevnosti) (obr. III-13 a).



obr. III-13

O této problematice bude podrobněji pojednáno v části V. tohoto skriptu. Uvedme zde pouze základní úvahy:

- jako stavová veličina zde může vystupovat kumulované poškození po proběhnutí s -stupňů zatížení (v i -tém stupni zatížení proběhne n_i cyklů, přičemž doba života odpovídá N_i cyklům):

$$Z = \sum_{i=1}^s \frac{n_i}{N_i}$$

- jako mezní hodnota pak mezní poškození $C = D_M$, kde D_M je konstanta závislá na druhu použité hypotézy kumulace poškození

- b) stabilní růst trhliny při cyklickém namáhání s degradací materiálu v důsledku deformačního stárnutí a závěrečným lomem křehkého charakteru (obr. III-13 b):

- stavovou veličinou je narůstající velikost trhliny

$$Z = Z(t) = a(t)$$

- nezni hodnotou je kritická velikost trhliny plynoucí z podmínky křehkého porušení, kdy lomová houževnatost klesá v závislosti na intenzitě degradačního procesu

$$C = a_{KR}(t)$$

6. Bezporuchovost složených mechanických soustav.

Vedle těchto vztahů, charakterizujících fyzikálně technickou problematiku provozních poruch v tělesech, je nutno se zabývat též problematikou obecného řešení bezporuchovosti složených mechanických soustav.

Při uvažování struktury mechanické soustavy jsou většinou její jednotlivé složky chápány jako samostatné „volné“ prvky, které mohou být buď opraveny (v případě poruchy) nebo nahrazeny novými (to ještě před poruchou). V obecnějším přístupu může být mechanická soustava

- sériovým složením „volných“ prvků, z nichž každý je samostatnou, jednoduchou parciální složkou (jednotlivou strojní částí ve shora uvedeném smyslu). Pro úspěšnou činnost

sériového systému je nezbytné úspěšné fungování všech jeho prvků. Takto jsou tvořeny běžné mechanické konstrukce, stroje nebo skupiny strojů a zařízení složené z jednodušších dílů,

- sériovým složením samostatných uzlů, z nichž každý vytváří sám o sobě vlastní sériový nebo paralelní podsystém s jednotlivými prvky. Jako příklad mohou posloužit energetická zařízení. (U paralelních systémů převezme při poruše jednoho prvku jeho činnost druhý prvek.)
- jednoduchou strojní částí s izolovanými, vzájemně nezávislými kritickými místy. Tak je tomu např. u součástí se svary nebo různými koncentratory,
- tělesem s náhodně rozloženými vadami a imperfekcemi. Pro spolehlivostní posouzení si tato tělesa představujeme jako systém elementárních, vzájemně nezávislých jednotkových objemů, zahrnujících náhodně velká slabá místa a vady. V každém tomto místě je obecně jiné namáhání. Výskyt a porušení je důsledkem nejen tohoto namáhání, ale též závažnosti vady v příslušném objemu.

O této problematice je podrobně pojednáno v rámci předmětu „Základy teorie spolehlivosti“ (viz např. Holub a Vintr 2001, Rao 1992).

7. Návrhové koncepce

Vznik těchto návrhových koncepcí (konstrukčních filozofií) souvisel původně s rozvojem letectví a s navrhováním leteckých konstrukcí na omezený únavový život (tedy v oblasti časované únavové pevnosti). Obecně je však jejich použitelnost mnohem širší.

V zásadě můžeme rozlišovat dvě základní návrhové koncepce a to:

1. koncepci bezpečného života (safe life)
2. koncepci přípustného poškození (damage tolerance).

Obě dvě mohou být použity pro návrh jednotlivých součástí. Konstrukci jako celek však není obvykle možno navrhnout výlučně podle koncepce přípustného poškození. Použití té které koncepce se potom též promítá do velikosti zbytkové životnosti a plánu údržby dané součásti i celé konstrukce.

7.1. koncepce bezpečného života (safe life)

Při projektování soustavy podle koncepce bezpečného života se požaduje, aby doba bezporuchové činnosti odpovídala předepsané době života. Soustava se tedy musí konstruovat, vyrábět a provozovat s takovými rezervami únosnosti, aby i po předpokládané době provozu (např. na konci ekonomické doby života) nepřekročilo riziko havárie předem sjednanou hodnotu. Zmíněná pravděpodobnost dosažení mezního stavu bývá extrémně nízká (méně než 5 %). Po této době musí být součást nebo konstrukce vyřazeny z provozu bez ohledu na jejich skutečnou zbytkovou životnost nebo zbytkovou pevnost. (Bylo by tedy chybné spojit tuto koncepci s požadavkem nekonečné doby života.)

Tato koncepce se využívá především pro návrh nejdůležitějších součástí s havarijnými důsledky poruchy. U těchto součástí se předpokládá, že neobsahují počáteční vady a nerespektují se technologické a provozní odchylky anebo je namáhání tak nízké, že je vyloučen růst těchto vad.

Při návrhu cyklicky namáhaných částí se potom v rámci této koncepce používá tzv. návrhová (konstrukční) únavová křivka životnosti (design curve). Ta je odvozena od mediánové křivky (vyhodnocené ze zkoušek vzorků pro pravděpodobnost porušení 50 %) a to

posunem vlevo od ní po zahrnutí řady součinitelů. Těmito součiniteli jsou respektovány neurčitosti a nejistoty v odhadech provozních zatížení, rozptyl hodnot mechanických charakteristik materiálu a spojů, nedokonalostí metod posouzení příslušných mezních stavů, vliv provozních podmínek na degradaci materiálu ap. (viz příklad jaderné energetiky – ASME Cody – bezpečnost na napětí 2, na počet cyklů 20 – a z toho plynoucí design curve – lomená křivka).

U takto navržených konstrukcí tedy nelze předpokládat využití jejich zbytkové životnosti. Případné prodloužení původně odhadnutých dob života je možné pouze snížením hodnot shora zmíněných součinitelů nebo posunutím mediánové křivky doprava na základě výsledků únavových zkoušek a skutečného provozu.

Z uvedeného je zřejmé, že tato koncepce může vést k předčasnému a tedy neekonomickému vyřazení součásti (zvláště tehdy, kdy stanovená doba bezpečného života není celistvým násobkem doby do generální opravy).

7.2. koncepce přípustného poškození (damage tolerance)

Tato koncepce odstraňuje značné ekonomické nedostatky koncepce bezpečného života. Podle ní je přípustný provoz součásti se zjištěnou vadou stanoveného druhu a velikosti za předpokladu, že je zajištěna požadovaná zbytková pevnost konstrukce bez nadměrných deformací. Konstrukce je tedy projektována a vyráběna tak, že se musí připustit možnost většího rizika nepředvídané havárie (v porovnání s předchozí koncepcí) již v době jejího normálního provozu. Jsou-li důsledky případné havárie značné a nebezpečné, musí být předem učiněna vhodná preventivní a ochranná opatření, aby bylo možno zajistit buď pokračování funkce nebo aby bylo možno eliminovat (nebo alespoň omezit) škodlivé následky předčasných náhodných havárií na únosnou míru.

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)

ad a) přístup bezpečnosti i při poruše (fail safe)

Požadovaného cíle lze dosáhnout:

- aktivním zálohováním konstrukce, v níž je k tomuto účelu několik paralelně řazených prvků přenášejících zatížení. Při poruše jednoho prvku se nesmí významněji snížit únosnost daného uzlu i konstrukce jako celku.
- pasivním zálohováním konstrukce. Zde sekundární nosné prvky převzou 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, na cesty zatížení nebo na zastavení trhliny. Spolehlivost je zde zajištěna (i při připuštění částečné poruchy konstrukce) přiměřenou zbytkovou pevností a dobou provozu, během níž bude objeveno poškození.

ad b) přístup pomalého (subkritického) růstu trhliny (v letectví FSC – fly to safe crack)

Zde je uvažován růst počátečního poškození ustálenou, nízkou rychlostí. Přitom za určenou dobu provozu nedosáhnou tato 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 součásti. Základní informací u tohoto přístupu je tedy charakteristika růstu trhlin (nejčastěji

únavových) a to pokud možno ve statistickém pojetí. Ta je potom podkladem pro určení bezpečných intervalů prohlídek.

Přístup pomalého růstu trhlin má význam zejména u součástí s nízkou životností, u nichž se mohou vyskytnout vady. Pro provoz musí být ovšem prokázána možnost zjištění poškození ještě dříve než sníží zbytkovou pevnost součásti po její přípustnou mez. Při praktické aplikaci této koncepce je tedy nezastupitelným pomocníkem lomová mechanika.

U obou těchto koncepcí je potom vhodné roztrždit všechny prvky podle zvolených a přesně definovaných spolehlivostních úrovní do bezpečnostních tříd (nejméně čtyř).

K zajištění spolehlivosti přispívají vedle periodických prohlídek též diagnostické metody, indikující a monitorující poškození v intervalu mezi dvěma prohlídkami.

Při použití uvedeného rozlišení se vychází z uvažování důsledku poruchy na životnost. Nezapomínejme však, že kritériem pro určení reálné doby života však mohou být i jiná hlediska – např. konkurenceschopnost výrobku, ekonomické faktory aj.

IV. část

Posouzení konstrukce s vadou typu trhliny

1. Úvod

1.1 Typy vzniku trhlín

Porušování kovových těles je v technické praxi v převládajícím počtu případů dáno nukleací a růstem trhlín. Pouze u malé části je mezní stav determinován jinými procesy; příklady této kategorie jsou čistě korozivní porušení nebo nadměrné opotřebení. Z těchto důvodů je nukleace a růst trhlín za různých provozních podmínek rozhodující pro posuzování spolehlivosti provozu strojů a konstrukcí.

Je možno považovat za obecně platnou skutečnost, že reálná konstrukce vždy obsahuje ostré vady nebo přímo trhliny. To platí zejména o konstrukcích se svarovými spoji a o odlitcích. V případě svarových spojů to jsou především neprůvary a trhliny vzniklé buďto v průběhu svařování v důsledku nevhodného teplotního režimu nebo po svaření v důsledku přítomnosti příliš velkých zbytkových napětí. V případě odlitků to jsou kromě ředin a dutin zejména trhliny vznikající v průběhu chladnutí u velmi malých poloměrů zaoblení.

Kromě vad a trhlín vzniklých ještě před provozováním stroje nebo konstrukce může dojít též ke vzniku trhlín za provozu.

Existují v zásadě tři základní typy **nukleace** trhlín:

1. nukleace daná únavovým procesem v podmínkách cyklického namáhání. Typickým příkladem jsou letecké konstrukce. Proměnnými, cyklickými silami však jsou zatěžovány i podvozkové části všech typů vozidel. Proměnné síly jsou i u jeřábů, tlakových nádob, všech typů točivých strojů atd.;
2. nukleace za podmínek současného působení korozního prostředí a napětí, tedy proces koroze pod napětím. Tento typ nukleace (a i následného růstu trhlín) je typický pro zařízení chemického průmyslu a pro konstrukce trvale umístěné ve vodě (zejména v mořské vodě);
3. nukleace za podmínek současného působení vysokých teplot a napětí – creep (tečení za vysokých teplot). Tyto podmínky jsou typické u částí parních a plynových turbin, parních kotlů ap.

Rozvoj nedestruktivní defektoskopie vede k tomu, že lze detekovat stále větší část z existujících vad; přesto je však nutno počítat i s vadami, které nejsou detekovány. Za těchto okolností je nutno mít k dispozici postupy, které umožňují:

- volit materiály i z hlediska jejich odolnosti proti iniciaci a zejména proti růstu trhlín,
- kvantitativně posoudit přípustnost existujících vad pro požadovanou dobu života,
- kvantitativně posoudit zbytkovou životnost v případě, že trhlina roste

Jak se může těleso s trhlinou nebo s trhlínami chovat v provozních podmínkách ?

V závislosti na podmínkách zatěžování, tvaru tělesa, prostředí a materiálu je chování trhlíny dáno jednou z následujících možností:

1. trhlina neroste. Provozní podmínky (zatížení a agresivita prostředí) nepřekračují prahové hodnoty potřebné k růstu;
2. trhlina roste subkriticky. Rychlost růstu je relativně malá; k tomu, aby prorostla celým nosným průřezem, může být zapotřebí i velmi dlouhá doba - třeba i mnoha let;
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 subkritického (pomalého) růstu. Praxe však ukazuje, že toho nelze dosáhnout v plném rozsahu; často je nutno uvažovat s možností subkritického růstu trhliny.

Subkritický růst trhlín lze podle provozních podmínek dále dělit do tří základních kategorií:

1. únavový růst trhlín – při působení střídavých napětí. Vyšší teploty a korozní prostředí nejsou podmínkou pro tento typ růstu, celý proces však urychlují;
2. korozní růst trhlín – dochází k němu při statickém zatížení tělesa s trhlinou, avšak pouze v dostatečně agresivním prostředí;
3. creepový růst trhlín – při statickém zatížení tělesa s trhlinou za vysokých teplot. Korozní prostředí není nutné, proces však urychluje.

Je zřejmé, že kromě těchto základních typů subkritického růstu existují další typy, které jsou dány jejich superposicí. Velmi běžným případem je např. růst trhlín v korozivním prostředí za působení jak statické, tak cyklické složky zatížení; jde tedy o superposici únavového a korozivního růstu trhlín. V nejobecnějším případě může dojít ke kombinaci všech typů a to za podmínek vyšších teplot v korozivním prostředí a při obecném průběhu zatížení.

V reálných podmínkách vytváří subkritický růst trhlín přípravou etapu pro závěrečné porušení tělesa. Subkritickým růstem dosáhne trhlina kritické délky, při které se začne uplatňovat mechanismus nestabilního rychlého růstu trhliny. Tento nestabilní lom je u konstrukčních materiálů (ať již tvářených nebo litých) tím pravděpodobnější, čím je nižší teplota. Z praktického hlediska je třeba uvést též skutečnost, že nestabilní lom je velmi málo pravděpodobný u materiálů austenitického typu.

1.2 Druhy posouzení

Úvodem jednu terminologicko-právní poznámku.

V dřívějších československých normách, ale i v současných českých normách, stejně jako v běžné technické terminologii se setkáme s pojmy „přípustná vada“, „dovolená vada“. Tak např. ČSN 42 0015 – Vady tvářených ocelových hutních výrobků – charakterizuje přípustnou vadu jako takovou úchylku provedení, kterou technické normy, technické podmínky (případně smluvní vzorek) dovolují, aniž by bylo třeba její odstranění opravou. Vadou nepřípustnou je potom taková odchylka, kterou nelze odstranit opravou nebo jejíž oprava je podle příslušných norem, technických podmínek nebo smluvního vzorku nepřípustná.

Toto označení bylo i dříve v rozporu s tehdy platným hospodářským zákoníkem a je rovněž v rozporu se současným obchodním zákoníkem (zák.č. 513/91 Sb.). Podle § 420, (1) je prodávající povinen dodat zboží v jakosti a provedení, jež určuje smlouva. V komentáři se

potom uvádí: Jakostí se rozumí souhrn vlastností zboží, jež jsou důležité pro jeho použití. Provedení se týká vlastností, jež sice neovlivňují použití zboží, avšak jsou důležité pro jeho vzezření (např. barva). Je účelné, aby smlouva upravovala určení jakosti. A dále § 422, (1): Poruší-li prodávající povinnosti stanovené v § 420, má zboží **vady**.

Abychom tedy nebyli v rozporu s příslušným zákonem, měli bychom hovořit o **přípustných závadách** nebo přijatelných závadách.

Na základě současných znalostí a zkušeností lze především u svařovaných konstrukcí oprávněně předpokládat, že se v nich vyskytují vady. Je to způsobeno značným počtem činitelů ovlivňujících kvalitu svařované konstrukce, počínaje projektováním, přes výrobu až po provoz.

Z požadavků na spolehlivost konstrukce plyne, že přítomnost vad nesmí zhoršit příslušné charakteristiky pod přípustnou mez. Z této podmínky také vyplývá příslušná velikost přípustné vady.

Velikost přípustné vady je možno v zásadě stanovit dvěma postupy:

1. na základě normy jakosti, hodnotící typ, tvar, množství, velikost a rozložení vad. V oblasti svařování přiřazuje konstruktér svarovým spojům odpovídající stupně jakosti podle ČSN EN 25817 (pro svarové spoje ocelí zhotovené obloukovým svařováním) nebo ČSN EN 30042 (pro svarové spoje hliníku a jeho slitin zhotovené obloukovým svařováním). Tyto norma rozlišují tři stupně jakosti označené B, C, D; pro každý z nich uvádějí přípustné nebo nepřipustné velikosti nebo četnosti jednotlivých druhů vad. Podle obou těchto norem není přípustná existence trhlin jakékoliv velikosti.

Tento přístup k hodnocení přípustnosti vad je založen především na zkušenostech. Je tedy většinou nutně konzervativní, neboť v něm musí být zahrnuta rezerva pro zevšeobecnění prakticky získaných zkušeností i pro zohlednění nedokonalosti defektoskopických metod. Přesto však nemusí být ve všech konkrétních případech dostatečně spolehlivý! Tento přístup také neumožňuje kvantitativní vyjádření vlivu vad na únosnost konstrukce nebo její části při daných podmínkách a způsobu namáhání. Značný problém též potom vzniká, jestliže se vyskytne v konstrukci větší vada než připouštějí normy jakosti a kdy je tedy třeba rozhodnout o připuštění této vady nebo o její opravě nebo dokonce o zmetkování výrobku. Z praxe je totiž známo, že konvenční hladina přípustnosti vad podle norem jakosti mnohdy prodražuje výrobu předepisováním opravy vady, která v konkrétních podmínkách nemusí být významná pro spolehlivost dané konstrukce. Zvýšené náklady na docílení jakosti podle konvenčních norem tedy neznamenají automatické zvýšení spolehlivosti. Tak např. analýza oprav hlavních svarů na tlakových nádobách ukázala, že 87 % materiálu odstraněného pro opravu vad souviselo s výskytem pórů a struskových vměstků, které bylo možno hodnotit jako neškodné. Navíc – asi v 30 % těchto oprav vznikly nové, často nebezpečnější vady.

Oprava vad je obvykle málo produktivní. Uvádí se, že oprava 100 až 200 mm dlouhého svaru je 1,5 až 3,5 násobně pracnější jako výroba stejně dlouhého původního svaru.

Ještě vážnější mohou být nepřímé ztráty vyvolané opravou vad a projevující se v opoždění dodávky zařízení, ve výpadku plánované produkce, ve vysokých nákladech na vytvoření podmínek pro opravu apod. Velmi ilustrativní je příklad z výstavby ropovodu na Aljašce. Při rychlém tempu výstavby se radiogramy z první kontroly svarů jistého úseku vyhodnotily až po uložení 400 mil potrubí. Podle norem jakosti bylo třeba opravit asi 10 % svarů. Inženýrskou analýzou s použitím lomové mechaniky se ukázalo, že zjištěné vady jsou tolerovatelné. Aby se však rozhodovacím řízením nezdržel postup výstavby, bylo třeba zjištěné vady opravit. Náklady na opravu dosáhly 1,2 miliardy dolarů, což bylo asi 20 % nákladů na daný úsek ropovodu. Exemplárním případem byla přitom oprava

svaru, který byl v úseku uloženém na dně řeky. Aby byl svar přístupný, bylo nutné vybudovat pomocnou přehradu a svést tok do pomocného koryta. Oprava potom spočívala ve vybroušení a zavaření shluku pórů a trvala 3,5 minuty. Náklady byly 5 milionů dolarů. (Vrbenský 1982)

Je tedy třeba si položit několik otázek:

- jsou náklady na výrobu konstrukce odpovídající konvenčním normám přípustnosti vad skutečně opodstatněné a nutné ?
 - zaručuje přístup hodnocení přípustnosti vad podle konvenčních norem v dostatečné míře požadavky na spolehlivost dané konstrukce ?
 - jak určit, zda zjištěné vady jsou významné pro spolehlivost dané konstrukce (nebo zda se mohou stát významnými v průběhu provozování konstrukce) ?
2. na filozofii posuzování vhodnosti konstrukce pro daný účel („fitness for purpose“). Ten poskytuje podstatně kvalifikovanější odpověď na naznačené problémy. Při jeho použití je uvažována interakce
- geometrie konstrukce, především svarového uzlu,
 - stavu napjatosti (včetně zbytkových napětí),
 - typu, orientace, tvaru a velikosti vady,
 - mechanických vlastností materiálu pro uvažované mezní stavy,
 - provozních podmínek.

Za vhodnou pro daný účel se považuje taková konstrukce, jejíž kvalita (materiálu, výroby) je postačující k dosažení předem stanovené hladiny spolehlivosti. To znamená, že se posuzuje to, zda a jaké vady mohou vést při zadaných podmínkách k porušení konstrukce – pouze takové vady se pak opravují.

Podstatou tohoto přístupu je komplexní analýza konkrétní vady z hlediska zatížení a únosnosti konstrukce. Tak se může zdůvodnit přípustnost větších vad než dovolují normy jakosti a to při nesnížené spolehlivosti konstrukce. Odpadnou tak nejen náklady na zbytečné opravy, ale též nebezpečí plynoucí z neúčelných oprav výrobku.

Světového rozšíření a uznání se dostalo následujícím předpisům:

- ASME Code, Section XI
- britská norma PD 6493 a její modernější náhrada BS 7910:1999 „Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures“
- metoda dvou kritérií R 6

2. Vady výrobků typu necelistvosti

2.1 Klasifikace vad

Podle ČSN 42 0015 – Vady tvářených ocelových výrobků – se vadou daného výrobku rozumí každá úchylka (rozměru, tvaru, polohy, hmotnosti, vzhledu, makrostruktury, mikrostruktury a jiných veličin zjistitelných laboratorními zkouškami) od vlastností předepsaných technickými normami, technickými podmínkami, případně smluvním vzorkem.

Podle charakteru se rozlišují vady rozměrů, tvaru, polohy, hmotnosti, struktury, povrchu, necelistvosti aj. Jako necelistvosti jsou hodnoceny vady projevující se přerušením kovové hmoty: zahrnují bubliny, póry, vměsky, studené spoje, trhliny atd.

Podle polohy se může jednat o vady

- a) povrchové,

b) vnitřní.

Podle své konfigurace se rozlišují vady necelistvosti:

- a) bodové – jako jsou mikropóry, případně malé sférické vměstky,
- b) plošné - trhliny, neprůvary, studené spoje, vruby, přesahy,
- c) prostorové – plynové dutiny (bubliny, póry), vměstky (struskové, tavidlové, oxidické, kovové), staženiny (mezidendritické, kráterové).

Každá z uvedených skupin vad ovlivňuje jiným způsobem dosažení mezního stavu. Za nejnebezpečnější je možno považovat plošné vady typu trhliny. K jejich růstu může dojít jak při v čase neměnném tak při cyklickém namáhání. Proto také obvykle normy jakosti nepřipouštějí existenci trhlín v nosných svarech. Pouze na základě posouzení vhodnosti pro daný účel je možno tolerovat existenci podkritických trhlín. Podstatně méně nebezpečné jsou prostorové vady. Při v čase neměnném namáhání se z nich prakticky nemohou vyvinout trhliny a proto jsou meze jejich přípustnosti poměrně široké. Při cyklickém namáhání je situace nepříznivější tehdy, jestliže (za vhodných geometrických, zátěžných a jiných poměrů) dojde k iniciaci a následnému růstu trhliny. Doba (počet cyklů) pro iniciaci může přitom zahrnovat převládající část doby života.

Hovoříme-li o přípustné vadě, máme tím na mysli vadu, která nemůže způsobit porušení konstrukce za dobu jejího provozování (včetně režimů spouštění a odstavování) a nezkrátí její životnost pod plánovanou dobu. V některých případech je vhodné u přípustných vad (především s ohledem na dalekosáhlé a nebezpečné důsledky případné poruchy a na neúplné znalosti o zatížení, namáhání nebo růstu vad) předepsat jejich periodické prohlídky.

I vada při původních provozních podmínkách nepřipustná, může být po určitou dobu provozována za změněných provozních podmínek (změna namáhání, pracovní teploty apod.). Takovéto období je obvykle krátké, v jeho průběhu se rozhoduje o budoucím osudu vady nebo se vada opravuje.

Je-li vada nepřipustná a je rozhodnuto ji opravit, musí být pro tuto činnost zpracován zvláštní předpis a oprava musí být vykonána pod dohledem svářečského technika. Opravené místo je třeba podrobit pečlivé nedestruktivní kontrole. Nutno též posoudit, zda vlastnosti opraveného místa nesníží užité vlastnosti konstrukce. Opravené místo je třeba periodicky kontrolovat.

Pro vadu v jednotlivých stádiích jejího růstu použijeme následující pojmy:

- **dovolená** velikost vady a_D je udávána příslušnými předpisy a pravidly – především podle osvědčených pravidel pro daný výrobek, ale též i na základě provozní kontroly a aplikace lomové mechaniky (tzv. přípustná velikost předpokládané vady). Prostředky nedestruktivní defektoskopie je možno bezpečně identifikovat vadu až od určité velikosti. Dovolena velikost vady tedy musí být větší než je toto minimum;
- **limitní** velikost vady a_L určuje mez, pod kterou není nutno vadu opravovat. Svým charakterem tedy patří do kategorie přípustných vad. Stanoví se pomocí zákonitostí lomové mechaniky (tzv. přípustná velikost zjištěné vady). Smyslem jejího určování je zabránit neúčelným opravám, které mohou někdy vést spíše ke zhoršení výsledné kvality nebo dokonce ke zmetkování výrobku;
- velikost vady **na začátku** cyklického namáhání a_0 může být ztotožňována s limitní velikostí vady. Za příznivých podmínek pak dochází k růstu vady;
- velikost vady **na konci** doby života a_K resp. po ukončení působení namáhání cyklického charakteru. Stanoví se buď ze zadaného a_0 a požadovaného počtu cyklů nebo ze známé kritické velikosti a_{KR} a potřebného součinitele bezpečnosti;

- **kritická** velikost a_{KR} může být různá v závislosti na uvažovaném druhu mezního stavu. (V dalším textu však budeme v této souvislosti uvažovat především křehké porušení.)

Podle důležitosti konstrukce, provozních podmínek a stupně znalosti vstupních údajů se obvykle volí

$$\frac{a_{KR}}{a_K} = 1 - 4 \qquad \frac{a_0}{a_L} = 1 - 2$$

2.2 Možnosti metod zjišťování vad

Popisu metodik zjišťování vad je věnována speciální literatura (z dostupných např. Kreidl 2001, Míšek a Ptáček 1973, Míšek a Ptáček 1992, Ptáček et al. 2001, Kesl 2002) a obsáhlý soubor evropských norem přejatých do soustavy ČSN. Zde si uvedeme pouze některé závěry (které je nutno chápat ale jako pouze orientační) vztahující se k možnostem zkoušení a posouzení zjistitelnosti vad :

- vizuální metody (lidským okem)
Prosté oko objeví hrubé vady, pomocí optiky se může rozlišitelnost zvýšit na trhlinky 0,1 až 1 mm dlouhé; šířka trhlinky se však těžko rozlišuje např. od stop po nástrojích.
- magnetická prášková metoda
Lze jí zjistit necelistvosti, které jsou na povrchu nebo těsně pod povrchem (zkouška není vhodná pro zjišťování vnitřních necelistvostí). Nejlépe jsou zjistitelné vady rovinného charakteru, nebo vyvolávají nejvýraznější rozptylové pole. Citlivost vyjádřená délkou vady asi 1,5 mm.
- odporová metoda
Předpokládá se spolehlivé zjištění vady hluboké 3 mm a dlouhé 5 mm.
- kapilární (penetrační) metoda
Umožňuje zjišťování povrchových necelistvostí. Nejlépe se osvědčuje na čistých trhlínách (a to i velmi jemných) a na jemné porezitě. Dává výborné výsledky – zjistí se trhlinky již 0,025 mm široké o hloubce 5 – 6 mm.
- prozařování rentgenem, gamazáření, betatrony a lineárními urychlovači
Možnosti a rozsah zkoušek jsou dány použitím konkrétního zdroje záření. V zásadě se doporučuje užít rentgenového záření všude tam, kde je to technicky možné, tj. u ocelí asi do maximální prozařované tloušťky 75 mm. Záření gama se užívá všude tam, kde to je technicky zdůvodněno nebo u tlouštěk ocelí větších než 75 mm. Pro posouzení zjistitelnosti jsou rozhodující tvar vady a rozměr vady ve směru záření. Těmito metodami je možno zjistit prostorové vady, které výrazně zeslabují tloušťku materiálu. Podmínečně pak jsou zjistitelné plošné vady – pouze při určitém rozevření a vhodné orientaci ke směru záření (trhlinky kolmé k povrchu – zajímavé z hlediska porušování – lze zachytit jen obtížně).. Zjištění obou druhů vad menších než 2 % tloušťky prozařovaného materiálu nelze spolehlivě zaručit. Lze tedy říci, že citlivost je v nejlepším případě 2,5 – 10 mm.
 - ultrazvuk
Je nejrozšířenější objemovou metodou. I při provozních prohlídkách lze udržet citlivost aparatury, umožňující zachytit náhradní průměr vady 3,5 mm. (Náhradní velikostí vady se rozumí taková velikost přirozené vady, která se na obrazovce ultrazvukového přístroje projeví stejně jako odraz od dna vývrtu s plochým dnem ve stejné hloubce.)

3. Všeobecný postup při posouzení zjištěné vady

Posouzení probíhá v následujících krocích:

- určení typu vady,
- shrnutí potřebných vstupních údajů,
- určení efektivní velikosti vady,
- stanovení kritické velikosti vady pro možné způsoby porušení (křehkým lomem, únavou, nadměrnou plastickou deformací apod.),
- posouzení subkritického růstu, tj. zjištění, zda může vada v průběhu doby života konstrukce zvětšit svou velikost až na kritickou velikost některým z mechanismů subkritického růstu (únavou, šterbinovou korozi, korozní únavou, creepem),
- celkové zhodnocení.

Předpisy používané k tomuto posouzení (např. ASME Code XI, BS 7910) se v detailech poněkud liší.

ad 1. Stanoví se zde, zda se jedná o prostorovou nebo plošnou vadu.

ad 2. Potřebné vstupní údaje

Důležitými údaji jsou:

- poloha, orientace a velikost vady,
- tvar a rozměr konstrukce a svarového spoje,
- napětí (jakéhokoliv původu) a teploty a to i pro přechodové stavy,
- mez kluzu, mez pevnosti v tahu, modul pružnosti,
- křivky životnosti pro únavu a pro únavu za koroze, zákonitosti růstu trhliny,
- lomové houževnatosti, kritické rozevření trhliny,
- mez tečení, mez pevnosti při tečení, růst trhliny při creepu, údaje o interakci únavy a creepu.

Aby bylo posouzení významné vady na bezpečné straně, je třeba též uvažovat chybu metody a chyby měření při defektoskopickém vyšetřování. Velikosti těchto chyb a jejich zdůvodnění by měly být uvedeny ve zpracovaném posouzení.

Potřebné vstupní údaje musejí brát v úvahu deformační a teplotní historii materiálu konstrukce a vliv prostředí. Při posouzení musejí být též uvažována zatěžování v průběhu montáže a zkoušení konstrukce, vliv lokálního zatížení, vliv případné nesouososti i vliv odchylek zatížení nebo teploty od předepsaných režimů v průběhu provozu.

Shora uvedený přehled údajů je možno považovat za typický. V některých případech však může být zbytečně rozsáhlý, jindy je zase nedostačující.

Kvalita posouzení je do značné míry určována přesností a úplností všech vstupních informací. To se týká především informací o vadách – o jejich charakteru, tvaru, velikosti a poloze. U vnitřních vad je získání těchto údajů podstatně náročnější než u vad povrchových. Dochází tak ke zvýšeným nárokům na úroveň defektoskopické kontroly.

Materiálové údaje je nutno především získávat experimentálně se zahrnutím vlivu použité technologie a případné degradace vlastností v důsledku provozu konstrukce. Pouze v krajním případě je možno užít různých empirických podkladů – vždy však s uvážením míry jejich spolehlivosti.

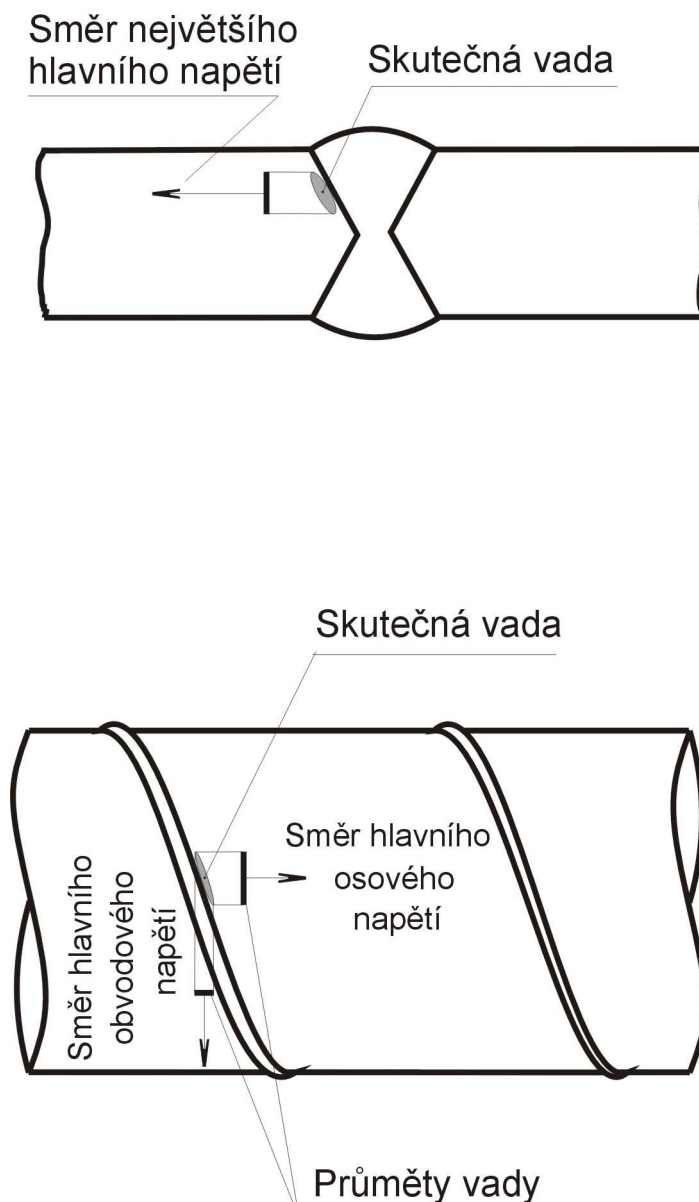
ad 3. Efektivní velikost plošné vady

Postup jejího určení se skládá z několika kroků:

- promítnutí vady

Jedná-li se o plošnou vadu, promítá se obvykle do roviny kolmé ke směru největšího hlavního napětí. Příklady jsou uvedeny na obr. IV-1.

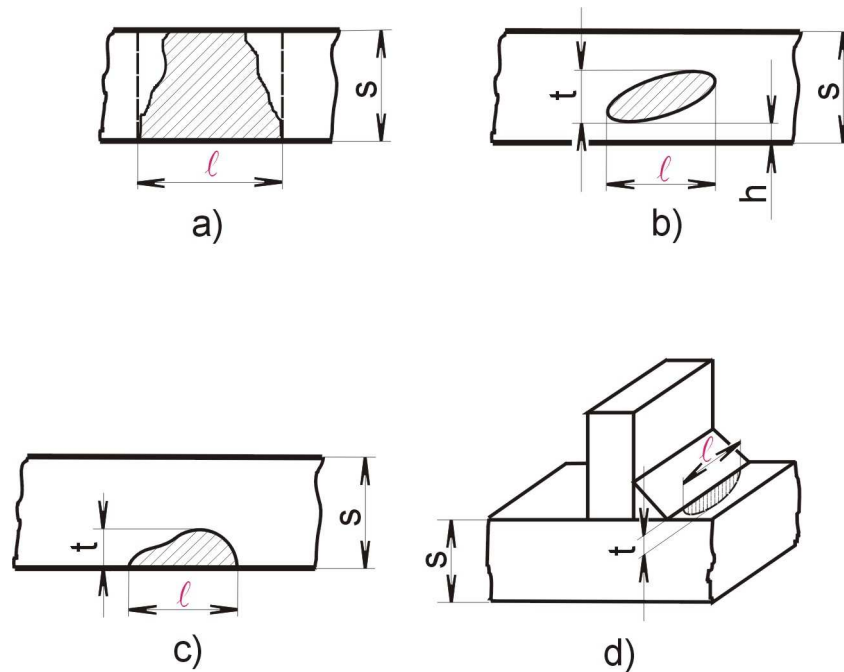
PRŮMĚT VADY DO ROVINY KOLMÉ NA NEJVĚTŠÍ HLAVNÍ NAPĚTÍ



obr. IV-1

- idealizace a lokalizace vady

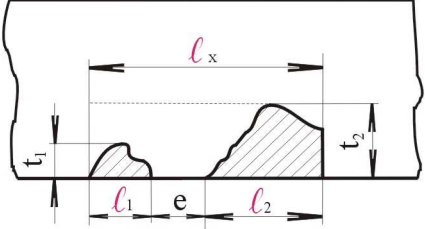
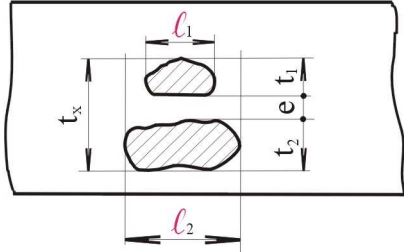
Všeobecně přijímanou praxí je uvažování eliptického nebo poloeliptického tvaru trhliny (to také docela dobře odpovídá fraktografickým vyšetřením). Pro takovéto vady mohou být snadno využity zákonitosti lomové mechaniky. Elipsy (resp. poloelipsy) jsou vepsány do obdélníka, jehož strany jsou rovnoběžné s povrchem a kolmé k němu (obr. IV-2).



obr. IV-2

- vzájemné ovlivnění vady

U skupiny vad je nutno posoudit, zda nedochází k jejich vzájemnému ovlivňování. Jestliže v případě dvou vad typu trhliny způsobí jedna vada u druhé výraznější zvýšení součinitele intenzity napětí (např. o 30 %), uvažují se efektivní rozměry obdélníka opsaného oběma vadám (obr. IV-3). Toto pravidlo se použije i pro větší počet vad než jsou dvě.

Schéma rozložení vad	Podmínky vzájemného ovlivnění dvou vad	Efektivní rozměry při vzájemném ovlivnění
1 	$e \leq \frac{l_1 + l_2}{2}$	$t_x = t_2$ $l_x = l_1 + l_2 + e$
2 	$e \leq \frac{t_1 + t_2}{2}$	$t_x = t_1 + t_2 + e$ $l_x = l_2 > l_1$

obr. IV-3

- rekategorizace vady

Tato otázka může přicházet v úvahu např. při zatěžování v přechodové oblasti mezi křehkým a houževnatým lomem. Zde je třeba posoudit, zda vznikající značné plastické deformace nemohou vést až k plastickému kolapsu. V kladném případě je nutno vadu rekategorizovat: povrchová vada se považuje za průchozí přes celou tloušťku tělesa, vnitřní vada se považuje za povrchovou nebo průchozí (podle velikosti „můstku“).

ad 4. Kritická velikost vady

V této souvislosti se zaměříme pouze na stanovení kritické velikosti vady s ohledem na nebezpečí křehkého porušení. Příslušný postup probíhá v následujících krocích:

a) analýza napětí

- vychází se z napětí ve vyšetřovaném průřezu určených pro těleso bez trhliny.
- rozliší se kategorie napětí – primární a sekundární.
 - Primární napětí obecně jsou určována ze zatížení silového původu. Sekundární napětí jsou lokalizovaná a v příčném průřezu jsou v rovnováze (výslednice jejich sil a momentů jsou nulové). Primární napětí – jsou-li dostatečně velká – mohou způsobit plastický kolaps (plastické zhroucení).
 - Sekundární napětí nemohou vyvolat plastický kolaps; přispívají však ke vzniku lomu. Jejich charakteristickým rysem je, že jsou vyvolána zatíženími, která se

sama omezují, která vznikají jako důsledek zabránění deformace konstrukce. Příkladem je např. zabránění osově deformace ohřívané trubky nebo spojení válcové nádoby (zatížené vnitřním přetlakem) se dnem. Do této kategorie patří např. zbytková a tepelná napětí. V některých případech ale může tepelné zatížení vést ke vzniku primárních napětí.

Při posuzování platí všeobecná zásada, že není-li zcela nepochybné, do které kategorie zařadit napětí, zařadíme je do kategorie primárních napětí. S nutností rozlišovat primární a sekundární napětí se setkáme později při pružně-plastické a plastické analýze např. ve spojení s metodou COD a metodou dvou kritérií (R6).

- pro primární a sekundární napětí se stanoví velikosti jejich membránových a ohybových složek v místě trhliny

b) určení oblasti lomové mechaniky a vhodného kritéria,

c) zjištění potřebných materiálových charakteristik,

d) výpočet kritické velikosti vady. U některých koncepcí (např. COD, J_{Ic}) se takovýmto způsobem určí velikost centrální (průchozí) trhliny. Eliptická vada požadovaného tvaru a polohy se potom stanoví z podmínky ekvivalence hodnot odpovídajících součinitelů intenzity napětí.

ad 5. Posouzení subkritického růstu

Zde je třeba brát zřetel na několik skutečností:

- zákon rychlosti růstu trhliny při cyklickém namáhání je obvykle vyšetřován pro míjivý kmit napětí,
- k růstu trhliny dochází až za nadprahových podmínek,
- v případě svařování působí v oblasti trhlín nezanedbatelná zbytková napětí,
- při střídavém kmitu napětí se jako efektivní projevuje pouze jeho část

Uvedené vlivy jsou respektovány užitím různých korekcí (viz kap. 5.131).

4. Jednosměrné zatěžování

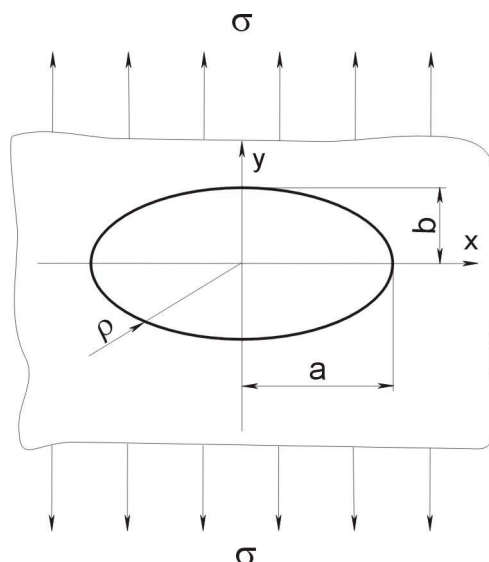
4.1 Úvod

4.11 Trhlina jako koncentrátor napětí

Před uvedením podrobnějšího výkladu o lomové mechanice je vhodné pojednat stručně o vlivu trhliny na rozložení napětí v tělese.

Jakékoliv výrazné změny tvaru zatíženého tělesa – osazení, zahloubení, drážky, závit, otvory atp. – vedou k místním koncentracím napětí. Vytvářejí se tak předpoklady pro možný vznik rozmanitých mezních stavů – především mezních stavů souvisejících s porušením soudržnosti (ale též např. mezního stavu pružnosti).

Uvažujme nekonečnou taženou stěnu s eliptickým otvorem (obr. IV-4), kde v dostatečně velké vzdálenosti od tohoto otvoru působí napětí $\sigma_{\infty} = \sigma_{nom}$.



obr. IV-4

V kořeni eliptického vrubu působí maximální hodnota napětí $(\sigma_y)_{\max}$ jehož hodnota je definována pomocí součinitele tvaru, jehož velikost pro tento případ odvodil Irwin:

$$\alpha = \frac{(\sigma_y)_{\max}}{\sigma_{\text{nom}}} = 1 + 2 \frac{a}{b} = 1 + 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}}$$

(kde jsme uvážili, že poloměr oskulační kružnice elipsy je $\rho = b^2 / a$)

Pro $a/\rho \gg 1$ potom platí s postačující přesností

$$\alpha = 2 \sqrt{\frac{a}{\rho}}$$

V limitním přechodu pro $\rho \rightarrow 0$ přechází elipsa v ostrý zářez (trhlinu) délky $2a$, přičemž napětí $(\sigma_y)_{\max}$ je neohraničené – hovoříme o napětíové singularitě. Proto také napětí nemůže v tomto případě sloužit jako stavová veličina pro popis stability trhliny; bylo nutno hledat pro tyto účely veličiny jiné – a to v rámci lomové mechaniky.

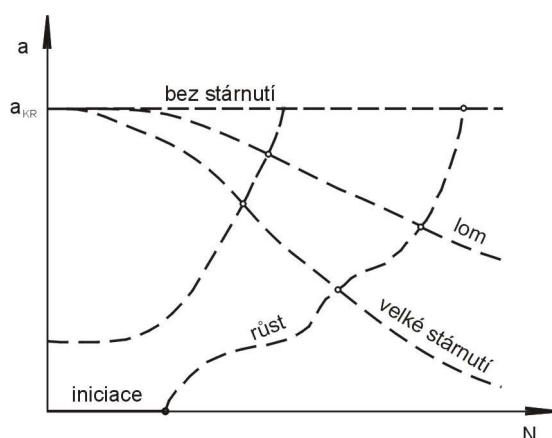
Poznamenejme ovšem, že v reálném materiálu, který není homogenním izotropním kontinuem, nemůže vzniknout nekonečně velké napětí. V důsledku proběhlých plastických deformací v oblasti čela trhliny dochází k otupení trhliny, která se u svého čela rozevře a napětí dosáhne konečných hodnot (např. pro $a = 5 \text{ mm}$, $\rho = 0,4 \text{ mm}$ dostaneme $\alpha \approx 8$). Současně také dochází v této oblasti k redistribuci napětí.

4.12 Klasické metody dimenzování a lomová mechanika

Klasické metody dimenzování konstrukcí jsou založeny na předpokladu materiálu jako homogenního izotropního kontinua. Skutečný materiál a jeho spoje (např. svarové) se však liší od tohoto předpokladu a to více či méně výrazně. V této skutečnosti je možno také spatřovat hlavní příčinu havárií celé řady kovových – především ocelových – konstrukcí. Tak na konci II. světové války to byly hromadné havárie celosvařovaných konstrukcí lodí typu

Liberty. Z 2500 vyrobených lodí se jich 145 rozlomilo na dvě části a téměř 700 jich bylo postiženo vážnými závadami. V padesátých letech se objevilo velké množství havárií mostů, plynovodů, ropovodů, velkých nádrží – všeobecně tedy značně rozměrných konstrukcí. K těmto lomům docházelo náhle, bez jakékoliv výraznější předchozí plastické deformace, při namáháních ležících spolehlivě pod mezí kluzu. Tyto lomy měly charakter křehkých lomů. Čím to bylo vše vyvoláno? Po válce se začaly (v důsledku snah o snížení hmotnosti) používat v širší míře oceli s vysokou mezí pevnosti. Rozvíjející se výpočtové metody umožňovaly přesnější stanovení lokálních napětí a tedy ke snížení součinitelů bezpečnosti. Potom ovšem také provozní cyklická namáhání byla mnohdy natolik vysoká, že (často ještě v součinnosti s okolním agresivním prostředím) mohla vyvolat vznik trhlin – zvláště pokud zde současně existovaly nějaké koncentrátoři napětí. Těmi byly mimo jiné svarové spoje – též častý zdroj technologických vad a to dokonce vad typu trhlin. Tyto vysocepevné materiály však měly současně nízkou lomovou houževnatost, takže jejich odolnost proti křehkému porušení nebyla vždy postačující (zbytková pevnost za přítomnosti trhliny byla nízká). Studium těchto poruch vedlo ke vzniku nové disciplíny – **lomové mechaniky**, jejíž vývoj pokračuje i v dnešní době.

Představu o popisu lomového procesu reálné součásti pomocí lomové mechaniky poskytuje obr. IV-5, kde je znázorněna závislost poškození (délka trhliny) na době provozu (počet cyklů).



obr. IV-5

V době využívání konstrukce v ní probíhají dva odlišné procesy poškozování. První z nich je soustředěn do místa vznikající únavové trhliny a oblasti jejího kořene důležité pro růst přes nosný průřez. K vytvoření růstuschopné makrotrhliny (pokud zde již takováto trhlina není jako důsledek předchozích technologických operací) je třeba jistého počtu cyklických změn namáhání. Samotný růst pak probíhá skokovitě (s různou rychlostí v závislosti na provozním namáhání, přičemž může docházet i k dočasnému zastavení růstu) až do okamžiku dosažení kritické délky. Její velikost lze stanovit z lomové houževnatosti. Lomová houževnatost je pro lomovou mechaniku charakteristika srovnatelná co do významu s mezí pevnosti v mechanice kontinua. Lomová houževnatost však nemusí být veličinou na čas nezávislou – spíše je tomu naopak: její velikost klesá za provozu v důsledku precipitačního stárnutí, účinky prostředí, radiace apod. Tento druhý proces poškozování nemusí být lokalizován; může zasahovat celý makroobjem materiálu vystaveného stárnutí, probíhá v jeho mikrostruktuře nezávisle na růstu trhliny.

Lomová mechanika vychází ve své teoretické části z představy tělesa jako kontinua s trhlinou. Nezabývá se tedy otázkami vzniku těchto trhlin. V experimentální části zjišťuje odpor materiálu proti růstu trhliny zkouškami na vzorcích s trhlínami za různých podmínek.

Přístup lomové mechaniky je tedy fenomenologický. Není omezen pouze na křehký lom, podobný postup je možno použít i na nestabilní lomy houževnatého charakteru a s jistými modifikacemi i na stabilní růst trhliny např. při cyklickém namáhání.

Lomová mechanika je schopna poskytnout odpovědi na otázky:

- zbytkové pevnosti,
- přípustné velikosti trhliny pro očekávané provozní zatížení,
- potřebné doby (počtu cyklů) pro nárůst trhliny do její kritické velikosti,
- délky period pravidelných kontrol zjišťujících chování trhliny,
- volby vhodného materiálu pro požadované vlastnosti konstrukce.

Lomová mechanika se tak stala významným pomocníkem konstruktérů v zajišťování bezpečnosti jejich konstrukcí. Ukazuje na souvislosti mezi materiálem součásti a její výrobou na jedné straně a provozními podmínkami (napětím, deformací a rychlostmi jejich změn, teplotou, druhem prostředí aj.) na druhé straně. Snahou je, aby konstruktér využíval těchto znalostí především k předcházení vzniku poruch již v etapě návrhu konstrukce a nikoliv až následně při analýze příčin jejich vzniku a odstraňování. Pro navrhování a posuzování konstrukcí, u nichž se případné havárie mohou projevit ve značných materiálních škodách, v hrožení životního prostředí nebo dokonce ve ztrátách na lidských životech, byly vypracovány různé normy a předpisy, využívající zákonitostí lomové mechaniky. Některým z nich bude v dalším textu věnována patřičná pozornost.

4.13 Oblasti a základní koncepce lomové mechaniky

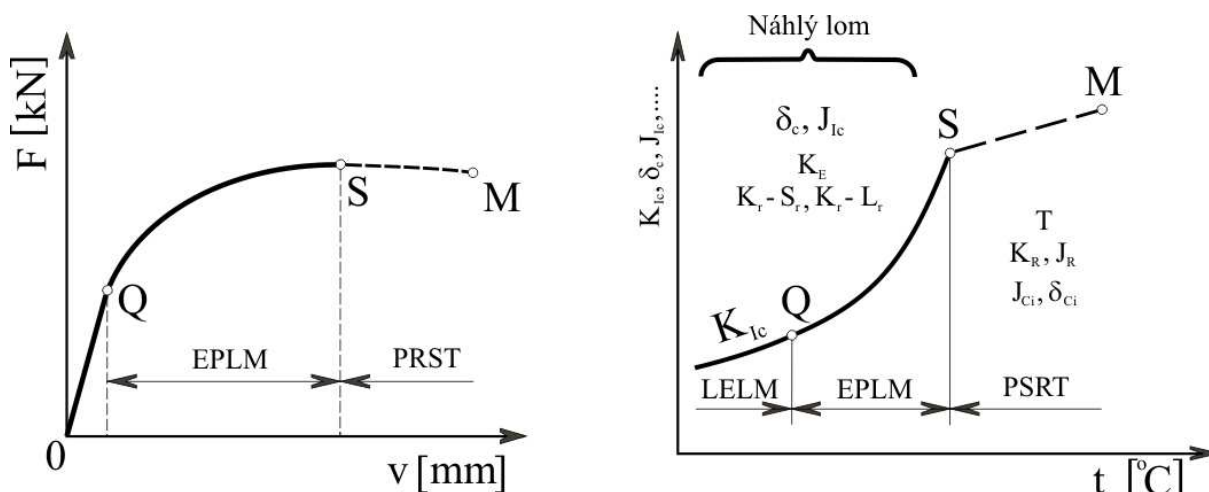
V průběhu svého vývoje se lomová mechanika rozdělila do dvou hlavních oblastí. Jsou to:

1. oblast lineárně elastické lomové mechaniky (LELM), předpokládající platnost Hookova zákona mezi složkami napětí a deformace v oblasti u kořene trhliny. Za určitých zjednodušujících předpokladů je LELM schopna popsat napětově deformační poměry u kořene trhliny i při existenci malé plastické zóny;
2. oblast elasto plastické lomové mechaniky (EPLM), která uvažuje u kořene trhliny existenci velké plastické zóny případně až úplné zplastizování nosného průřezu s trhlinou.

Oblast LELM se považuje v současné době do jisté míry za uzavřenou. Lomové kritérium zde může být formulováno na podkladě energetickém (klasické Griffithovy práce, hnací síla trhliny G , J -integrál, hustota deformační energie) nebo na základě napětí a deformací u kořene trhliny (koncepce součinitele intenzity napětí K , rozevření v kořeni trhliny). Nejčastěji používanou je koncepce součinitele intenzity napětí, kde materiálovou veličinou charakterizující odolnost proti iniciaci nestabilního lomu za podmínek rovinné deformace je lomová houževnatost při statickém (K_{Ic}) nebo dynamickém (K_{Id}) zatížení. Charakteristikou odolnosti materiálu proti běžící trhlíně je K_{ID} , zastavení šířící se trhliny (např. trhliny iniciované v lokálně zkřehnuté oblasti svaru při přechodu do základního materiálu) je charakterizováno veličinou K_{IA} .

Značné množství dnes používaných konstrukčních materiálů má vysokou lomovou houževnatost (oceli nízké a střední pevnosti). K nestabilním lomům takovýchto materiálů dochází po výrazné plastické deformaci v oblasti trhliny, případně též po nezanedbatelném subkritickém růstu. Za této situace nemůže být podmínka nestability trhliny založena pouze na elastickém poli napjatosti (nebo na elastické energii napjatosti) za plastickou zónou. Byly proto vytvářeny nové koncepce, nyní již v rámci elasto plastické (nelineární) lomové mechaniky. Vzhledem ke komplikovanosti probíhajících nevratných dějů je většina z nich založena na energetických kritériích.

Oblast EPLM je dosud otevřena dalšímu teoretickému a experimentálnímu výzkumu. Přesto i zde je k dispozici řada výsledků využitelných v technické praxi k formulaci podmínek pro iniciaci nestabilního růstu trhliny (obr. IV-6). Často se používá koncepce rozevření trhliny (COD – koncepce s kritickou hodnotou δ_C), koncepce J-integrálu (s kritickou hodnotou J_{IC}). Nutnost posuzování v celé oblasti od křehkého porušení až po plastickou nestabilitu vedla k vypracování dvoukriteriových přístupů; příkladem je metoda dvou kritérií R 6 s parametry $K_r - S_r$ nebo $K_r - L_r$.



obr. IV-6

Za jistých podmínek (např. u materiálů s teplotně závislou lomovou houževnatostí při teplotách poněkud vyšších než v předchozím případě), dochází k porušení při pomalém (subkritickém) růstu trhliny (PSRT) a to buď štěpným nebo tvárným lomem. K nejznámějším metodám, které respektují tento subkritický růst patří metoda R-křivek (K_R nebo J_R) a metoda T-modulu (plastického modulu nestability). Okamžik vzniku subkritického růstu trhliny je možno vyjádřit kritickou velikostí J_{Ci} nebo δ_{Ci} .

O všech těchto koncepcích bude pojednáno v dalším textu.

Představu o oblastech využití těchto metod lomové mechaniky (při statické iniciaci) poskytuje shora uvedený obr. IV-6. V bodě Q končí lineárně elastická oblast. Tento bod je určován konvenčně např. 5 % sečnou k lineární části grafu (ČSN 42 0347). Úsek QS charakterizuje oblast EPLM; subkritický růst je v něm zanedbatelný. Bod S je určen nárůstem trhliny např. o 1 % původní délky. Úsek SM je oblastí pomalého (subkritického) růstu trhliny. V bodě M dochází k houževnatému lomu.

Jak je z uvedeného zřejmé, bude se postup při posuzování stability nebo nestability trhliny skládat z následujících kroků:

- z volby vhodného kritéria, charakterizovaného obecně parametrem X ,
- z určení velikosti tohoto parametru pro dané konkrétní provozní podmínky,
- z určení kritické velikosti parametru X_C pro daný materiál a provozní podmínky,
- z porovnání velikosti X a X_C a z formulace z toho plynoucích závěrů.

Současná lomová mechanika vyžaduje k překonání svých omezení další systematické vědecké úsilí zaměřené především na následující skutečnosti:

- modely lomové mechaniky nemohou prokázat nic podstatného o vzniku mikrotrhlin na povrchu součásti nebo o přeměně technologických vad v růstuschopné trhliny
- u klasické lomové mechaniky není respektován vliv struktury a čistoty materiálu,
- modely lomové mechaniky pro mělké (krátké) trhliny o velikosti 0,1 až 1 mm jsou zatím stále ještě ve vývoji (viz dvouparametrová lomová mechanika) – přitom jejich růst může být u řady součástí rozhodující etapou jejich života,
- lomová mechanika neuvažuje různé typy bariér v materiálu jako jsou strukturní bariéry, vliv cyklického zpevnění materiálu, bariéry zbytkových tlakových napětí vyvolaných náhodným provozním zatížením, změny v růstu trhliny při jejím přechodu z oslabené povrchové vrstvy do hloubky součásti aj.,
- není zahrnuta zvláštní povaha povrchové vrstvy materiálu, odlišnosti jejích vlastností od vlastností zbývajících objemu materiálu a složité procesy v ní probíhající jako důsledek působení okolního prostředí a interakce s okolím,
- není počítáno s účinkem tření mezi povrchy trhliny,
- řada otázek čeká na řešení např. v oblasti dynamické lomové mechaniky nebo lomové mechaniky bimateriálových rozhraní.

Poznámka.

K úvodnímu seznámení s lomovou mechanikou mohou posloužit např. publikace Aliabadi a Rooke 1991, Anderson 1995, Barsom a Rolfe 1999, Blake 1996, Broek 1989, Gdoutos 1993, Kučera 2006, Kunz 2000, Vlach 2001.

4.2 Energetická kritéria nestabilního lomu

4.21 Energetická bilance, podmínka nestability trhliny

Uvažujme nejprve zatížené těleso bez trhliny. Jeho celková potenciální energie je

$$\Pi_0 = W_0 + L$$

W_0 energie napjatosti tělesa bez trhliny,
 L potenciální energie vnějších sil ; $L < 0$

Dojde-li ke vzniku trhliny, vytvářejí se nejen nové lomové plochy, ale dochází též k lokální plastifikaci oblasti u čela trhliny a dochází rovněž k lokálnímu ohřevu materiálu tělesa. K těmto procesům je třeba jisté energie – disipační energie Γ (disipace energie = rozptýlení energie, přeměna části jedné energie v jinou). Celkové množství energie v soustavě potom je

$$E_c = \Pi + \Gamma = W + L + \Gamma$$

Podle 1.zákona termodynamiky (zákon o zachování energie) je celkové kvantum energie v termodynamické soustavě a v jejím okolí stálé. Při přechodu z nerovnovážného do rovnovážného stavu tedy nedochází ke změně celkové energie; potom je

$$\frac{dE_c}{dS} = \frac{d(\Pi + \Gamma)}{dS} = \frac{d\Pi}{dS} + \frac{d\Gamma}{dS} = 0$$

neboli

$$-\frac{d\Pi}{dS} = -\frac{d(W+L)}{dS} = \frac{d\Gamma}{dS}$$

kde S je plocha průřezu trhliny.

Tuto základní rovnici podmínky nestability trhliny využijeme pro vyjádření jednak

Griffithova kriteria, jednak koncepce hnací síly trhliny.

4.22 Griffithovo kritérium

A.A. Griffith patřil mezi první badatele, kteří se zabývali problematikou chování tělesa s trhlinou. V r. 1920 zformuloval kritérium pro posouzení stability trhliny v ideálně křehkém materiálu (sklo).

Vyšel z vyjádření celkové potenciální energie tělesa s trhlinou

$$\Pi = W + L = \Pi_0 + W - W_0 = \Pi_0 - (W_0 - W) = \Pi_0 - W_T$$

kde

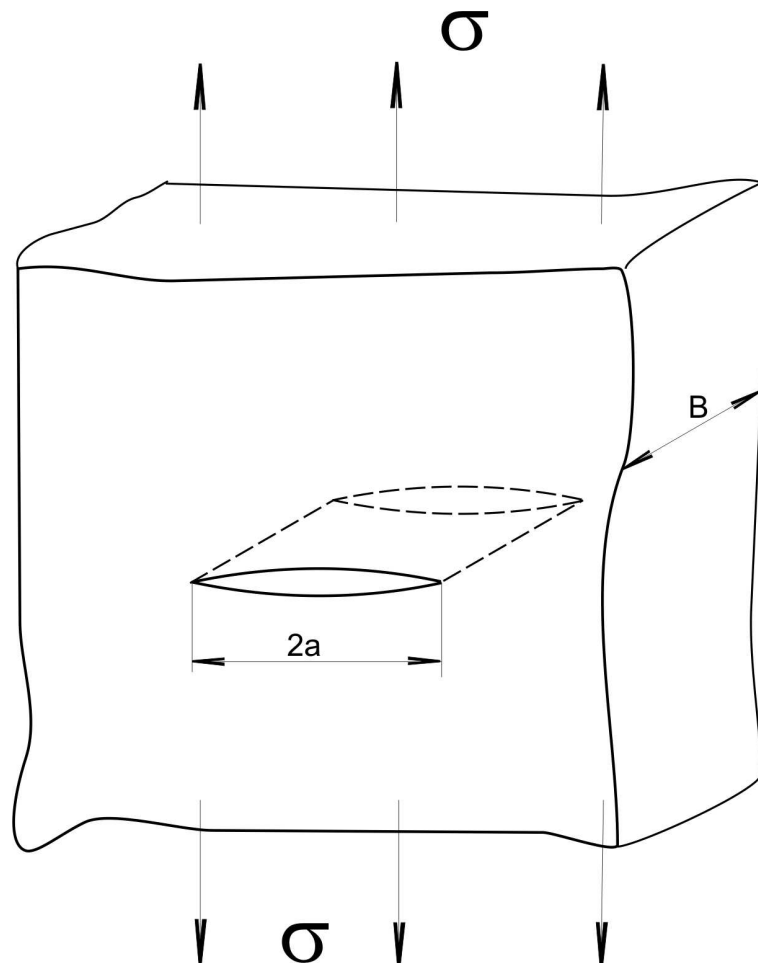
$$W_T = W_0 - W$$

je změna energie napjatosti tělesa v důsledku vzniku trhliny.

Potom také

$$d\Pi = -dW_T$$

Využil dále Inglisova řešení pro taženou nekonečnou stěnu s průchozí trhlinou (obr. IV - 7)



obr. IV-7

který pro ni odvodil vztah

$$W_T = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a^2 \cdot B}{E}$$

přičemž v tomto případě centrální trhliny je $S = 2 \cdot a \cdot B$

Pro ideálně křehký materiál pak Griffith uvažoval, že disipační energie je spotřebována pouze na vznik nových ploch

$$\Gamma = \gamma \cdot S_p = 2 \cdot \gamma \cdot S = \gamma \cdot 4 \cdot a \cdot B$$

kde γ je měrná povrchová energie materiálu; pro ocel $\gamma \approx 2 \text{ J/m}^2$,
 S_p je plocha povrchů trhliny; v našem případě centrální trhliny je

$$S_p = 2 \cdot 2 \cdot a \cdot B = 4 \cdot a \cdot B = 2 \cdot S$$

(Poznamenejme, že např. pro povrchovou trhlínu by bylo $S = a \cdot B$, $S_p = 2 \cdot a \cdot B$)

Podmínka nestability trhliny potom je

$$-\frac{d\Pi}{dS} = \frac{dW_T}{dS} = \frac{d\Gamma}{dS}$$

Uvážíme-li, že

$$dW_T = \frac{\pi \sigma^2 B}{E} \cdot 2a \cdot da$$

$$dS = 2 \cdot B \cdot da$$

$$d\Gamma = 4 \cdot B \cdot \gamma \cdot da$$

dostaneme podmínku nestability trhliny ve tvaru

$$\frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E} = 2\gamma$$

Z toho potom plyne lomové napětí

$$\sigma = \sigma_f = \sqrt{\frac{2E \cdot \gamma}{\pi \cdot a}}$$

Ze shora uvedeného je též patrné, že uvolňovaná celková potenciální energie závisí lineárně na velikosti trhliny

$$\frac{dW_T}{da} = -\frac{d\Pi}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 B}{E} \cdot a$$

a že změna disipační energie nezávisí na velikosti trhliny

$$\frac{d\Gamma}{da} = 4B\gamma$$

Kritická velikost trhliny je

$$a = a_c = \frac{2\gamma E}{\pi\sigma^2}$$

Je-li $a < a_c$, je uvolněná energie při růstu trhliny menší než energie potřebná k vytvoření nových lícních ploch; pokud nebude přiváděna další energie z vnějšku, nedojde k růstu trhliny. Při $a > a_c$ je trhlina schopna růstu na úkor uvolňované energie.

Inženýrská komunita však dlouho nevěnovala pozornost Griffithově práci a to ze dvou důvodů: a) V důsledku vysoké koncentrace napětí na čele trhliny zde vzniká plastická oblast (plastická zóna). Předpoklad lineárně elastické odezvy materiálu zde neplatí. b) K vytvoření této zóny je třeba určité energie; to také představuje zvýšení odporu proti růstu trhliny oproti křehkému materiálu. Energie spotřebovaná v plastické zóně při vytvoření přírůstku lomové plochy je u reálných materiálů o několik řádů vyšší než energie γ . Až práce Orowana (1945) a Irwina (1948) (nezávisle na sobě) respektovaly toto zvýšení odporu zavedením efektivní povrchové energie $\gamma_{ef} = \gamma + \gamma_{pl}$, přičemž $\gamma_{pl} \gg \gamma$; potom

$$\sigma = \sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma_{ef}}{\pi a}}$$

Při uvažování dalších možností disipace energie, souvisejících s plasticifikací, viskoelastickými a viskoplastickými jevy, je možno Griffithovo kritérium psát v obecném tvaru

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E w_f}{\pi a}}$$

kde w_f je měrná energie lomu. S uvažováním tohoto zobecnění je disipační energie

$$\Gamma = 2 w_f S$$

4.23 Koncepce hnací síly trhliny

Vznik této koncepce souvisí s Griffithovou koncepcí a bezprostředně na ni navazuje.

4.231 Podmínka nestability trhliny

Podmínku nestability trhliny jsme si vyjádřili ve tvaru

$$-\frac{d\Pi}{dS} = \frac{d\Gamma}{dS}$$

Pravá strana rovnice, tj.

$$R = \frac{d\Gamma}{dS}$$

charakterizuje **odpor** tělesa **proti růstu trhliny**, tj. energii, kterou je třeba dodat k vytvoření lomové plochy jednotkové velikosti – J/m².

S uvážením zobecnění uvedeného u Griffithova kritéria je rovněž

$$R = 2w_f$$

Potřebná energie je dodávána prací vnějších sil nebo částí energie napjatosti, uvolňované při růstu trhliny. Veličina

$$G = -\frac{d\Pi}{dS}$$

je nazývána **hnací síla trhliny** nebo také **rychlost uvolňování deformační energie** [J/m²]. Je třeba zdůraznit, že zde užívaný pojem „rychlost“ neznamena derivaci podle času.

Pro taženou nekonečnou stěnu s centrální průchozí trhlinou dostáváme hnací sílu trhliny (označovanou symbolem G na počest Griffitha) ze shora uvedeného

$$G = -\frac{d\Pi}{dS} = \frac{dW_T}{dS} = \frac{\pi \cdot \sigma^2 \cdot a}{E}$$

Hnací síla trhliny v tomto případě je lineárně závislá na velikosti trhliny. Připomeňme, že pro jiné typy těles tomu tak nemusí být.

Obecnou podmínku ztráty stability trhliny je pak možno psát ve tvaru

$$G = R = G_C$$

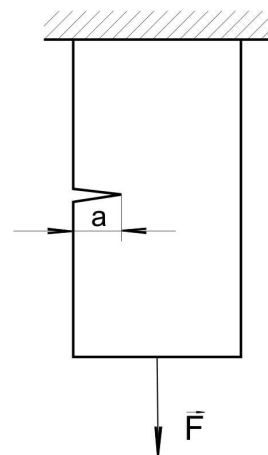
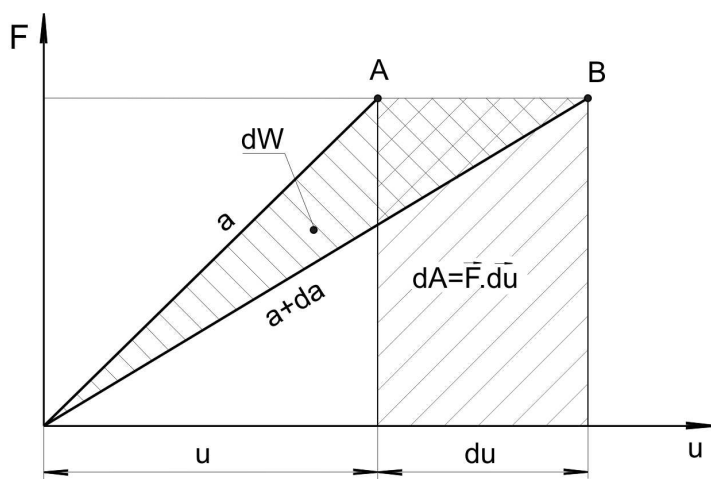
kdy hnací síla trhliny dosáhne své kritické hodnoty G_C nazývané houževnatost materiálu.

Kies, spolupracovník Irwina v National Research Laboratory, zjistil při zkouškách vzorků s trhlínami z akrylové pryskyřice, že kritické napětí pro danou trhlínu závisí pouze na $(G_C \cdot E)$. Inženýři fy Boeing, kteří byli iniciátory těchto pokusů, nazvali veličinu $(G_C \cdot E)^{1/2}$ lomovou houževnatostí a na počest Kiese ji označili K_C .

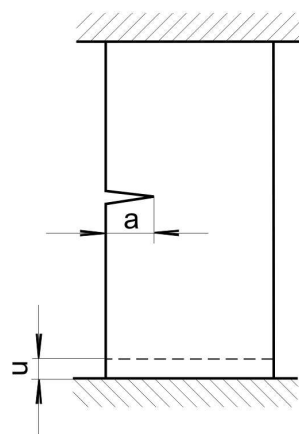
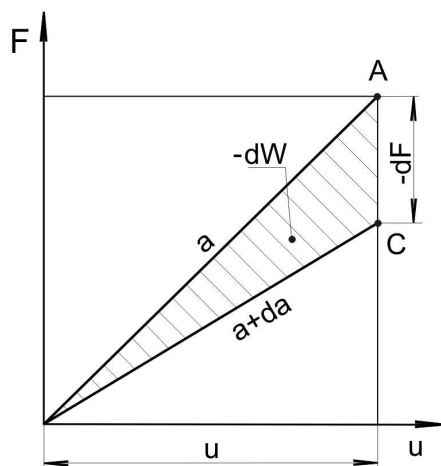
4.232 Hnací síla trhliny

Uvažujme tažený pás konstantního příčného průřezu s povrchovou trhlinou přes celou tloušťku $\underline{B}$, jejíž délka $\underline{a}$ je mnohem menší než šířka pásu (obr. IV-8)..

a) $F = \text{konst.}$



b) $u = \text{konst.}$



obr. IV-8 a) a b)

Pro tento případ jednoosé napjatosti v nekonečnu platí

$$W = \frac{1}{2} \cdot F \cdot u$$

kde deformační posuv u vyjádříme pomocí poddajnosti c

$$u = cF$$

Z toho

$$dW = \frac{1}{2} \cdot u \cdot dF + \frac{1}{2} \cdot F \cdot du$$

$$du = dc \cdot F + c \cdot dF$$

Dále

$$S = a \cdot B$$

$$dS = B \cdot da$$

Zajímá nás, jak se změní energie napjatosti tohoto tělesa, jestliže se v něm trhlina původní délky a zvětší o da na $a + da$.

Uvažujme přitom, že k tomuto nárůstu trhliny dojde a) při $F = \text{konst.}$, b) při $u = \text{konst.}$

a) případ $F = \text{konst.}$ (obr. IV-8 a)

Zde je $dF = 0$ a tedy $du = F \cdot dc$; potom s využitím shora uvedeného

$$dW = \frac{1}{2} \cdot F \cdot du = \frac{1}{2} \cdot F^2 \cdot dc$$

neboli

$$\left(\frac{dW}{da} \right)_{F=\text{konst.}} = \frac{1}{2} \cdot F^2 \cdot \frac{dc}{da}$$

Takže při nárůstu velikosti trhliny vzroste poddajnost tělesa a rovněž vzroste jeho energie napjatosti.

Potenciální energie vnějších sil je $L = -F \cdot u$; potom její přírůstek bude

$$dL = -F \cdot du = -2 \cdot dW$$

Hnací síla trhliny

$$G = -\frac{d(L+W)}{dS} = \left(\frac{dW}{dS} \right)_{F=\text{konst.}} = \frac{1}{B} \cdot \left(\frac{dW}{da} \right)_{F=\text{konst.}} = \frac{1}{2B} \cdot F^2 \cdot \frac{dc}{da}$$

b) případ $u = \text{konst.}$ (obr. IV-8 b)

V tomto případě je $L = 0$ a tudíž $\Pi = W$.

Dále

$$du = 0 = dc \cdot F + \frac{u}{F} \cdot dF \quad dc = -\frac{u}{F^2} \cdot dF$$

Změna energie napjatosti je

$$dW = \frac{1}{2} \cdot u \cdot dF = -\frac{1}{2} \cdot F^2 \cdot dc$$

Zvětšení délky trhliny je tedy doprovázeno vzrůstem poddajnosti ($dc > 0$), poklesem síly ($dF < 0$) a poklesem energie napjatosti tělesa ($dW < 0$).

Potom také

$$\left(\frac{dW}{da} \right)_{u=\text{konst.}} = -\frac{1}{2} \cdot F^2 \cdot \frac{dc}{da} = -\left(\frac{dW}{da} \right)_{F=\text{konst.}}$$

Hnací síla trhliny trhliny (při $dP = 0$)

$$G = -\frac{d(0+W)}{dS} = -\left(\frac{dW}{da}\right)_{u=\text{konst.}} \cdot \frac{1}{B} = \frac{1}{2B} \cdot F^2 \cdot \frac{dc}{da}$$

Z uvedeného je zřejmé, že hnací síla trhliny je stejná pro oba případy zatěžování a že ji lze vyjádřit jako derivaci energie napjatosti podle délky trhliny (liší se pouze znaménkem):

$$G = -\frac{d(L+W)}{dS} = \frac{1}{B} \cdot \left(\frac{dW}{da}\right)_{F=\text{konst.}} = -\frac{1}{B} \cdot \left(\frac{dW}{da}\right)_{u=\text{konst.}}$$

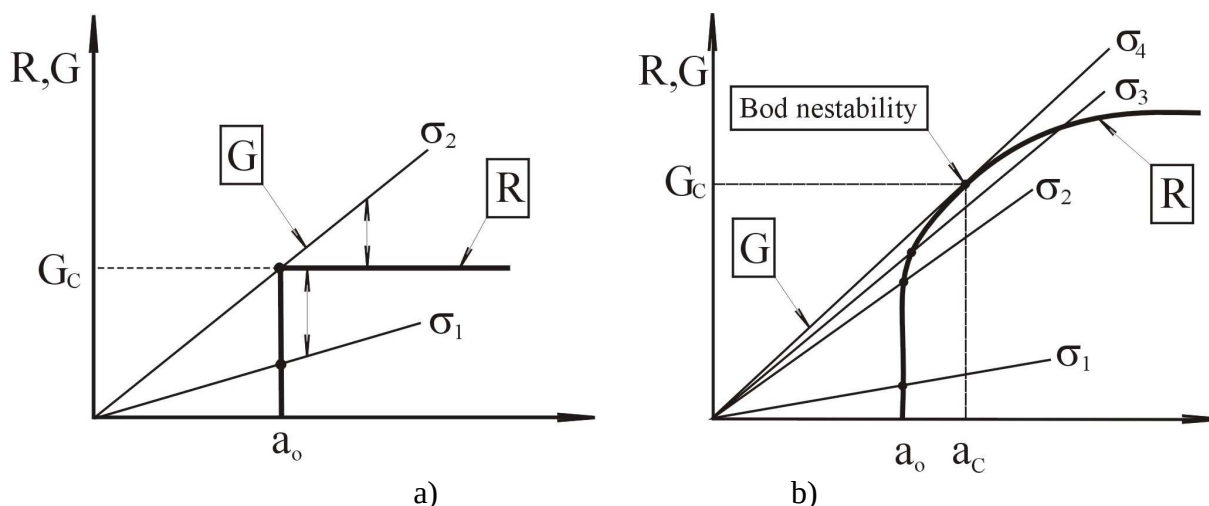
Uvedený výraz také opodstatňuje používaný termín „rychlost uvolňování deformační energie“ a nikoliv celkové potenciální energie jak by plynulo ze základního definičního výrazu (deformační energie a energie napjatosti jsou rovnocenné pojmy).

4.233 Odpor proti růstu trhliny (R – křivky)

K růstu trhliny dojde při splnění podmínky

$$G = R = 2w_f$$

Charakter tohoto růstu – tedy zda se bude jednat o stabilní nebo nestabilní růst – závisí na tom, jak se bude měnit hnací síla trhliny G a odpor proti růstu trhliny R v závislosti na změně velikosti trhliny. Na obr. IV-9 jsou znázorněny tyto průběhy pro nekonečnou taženou stěnu s centrální trhlinou a to pro dvě odlišná materiálová chování. Připomeňme, že v tomto případě hnací síla trhliny lineárně vzrůstá (při konstantním napětí) s délkou trhliny.



obr. IV-9

V prvním případě (obr. IV-9 a) je odpor proti růstu trhliny konstantní, nezávislý na nárůstu trhliny. Toto je případ ideálně křehkých materiálů. Blíží se mu také případy, kdy v oblasti čela trhliny je možno hovořit o stavu rovinné deformace (tak je tomu třeba u stěny velké tloušťky). Je-li zatížení na úrovni odpovídající namáhání σ_1 , nedojde ke zvětšení trhliny, tato zůstává stabilní. Naopak při zatížení odpovídajícímu napětí σ_2 dojde k iniciaci nestabilního růstu. Houževnatost materiálu je zde jednoznačně definována.

V druhém případě (obr. IV-9 b) (který je typický při větší plastifikaci u čela trhliny a pro případy rovinné napjatosti – stěna malé tloušťky) má odpor proti růstu trhliny vzrůstající

charakter. Ke stabilnímu růstu zde dojde až když hnací síla trhliny dosáhne jisté prahové hodnoty. Při zatížení s napětím σ_2 dojde k malému nárůstu trhliny majícímu ale stabilní charakter, neboť $G = R$ a současně

$$\frac{dG}{da} \leq \frac{dR}{da}$$

Obdobně stabilní nárůst nastane při napětí σ_3 . (o tom stabilním růstu bude pojednáno podrobněji v kap.4.4) Situace se mění při zatížení s napětím σ_4 , kdy přímka hnací síly trhliny je tečnou ke křivce odporu proti růstu trhliny; v tomto případě je

$$\frac{dG}{da} > \frac{dR}{da}$$

a dochází k nestabilnímu růstu. Houževnatost materiálu G_C však není v tomto případě jednoznačně definována, neboť okamžik nestability závisí jak na průběhu $R - a$, tak na průběhu $G - a$ (a ten závisí na tvaru vyšetřovaného tělesa a způsobu jeho zatížení).

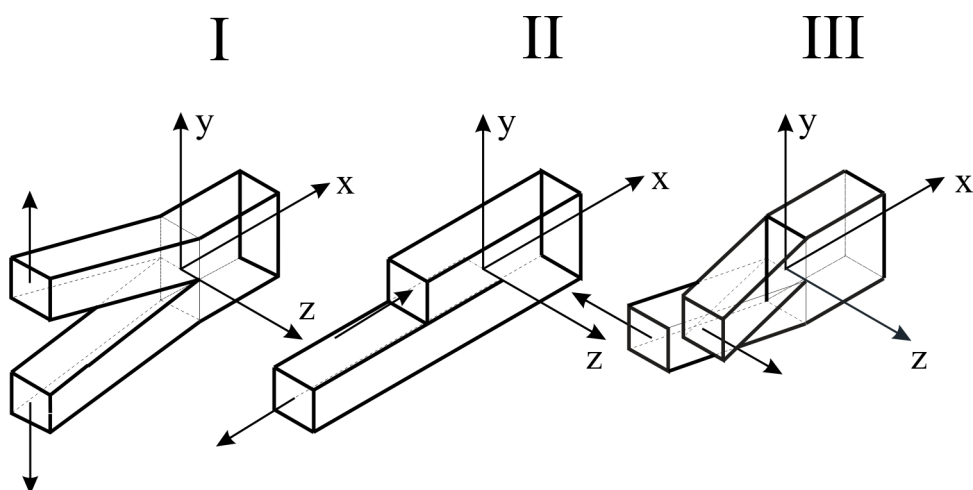
4.24 Další koncepce

Do skupiny metod založených na energetické koncepci je možno dále zařadit metodu hustoty deformační energie a metodu J-integrálu. Vzhledem k jejich důležitosti bude o nich pojednáno samostatně v kap. 4.32 a 4.34.

4.3 Charakteristiky vybraných koncepcí lomové mechaniky a nestabilní růst trhliny

Při studiu pole napětí a deformací v oblasti trhliny se rozlišují tři základní typy deformování při porušování – tzv. módy (obr. IV-10):

- I - odtržení (normálové zatížení)(volné povrchy se od sebe oddalují při zachování symetrie v rovinách x-y a x-z,
- II – smyk (posunutí ve směru osy $\underline{x}$, symetrie v rovině x-y),
- III – antirovinný smyk (posunutí rovnoběžné s čelem trhliny $\underline{z}$, tzv. antirovinná deformace).



obr. IV-10

V praxi nejčastěji se vyskytující a tedy technicky nejdůležitější je typ I, jemuž bude v dalším textu věnována téměř výhradní pozornost.

4.31 Koncepce součinitele intensity napětí

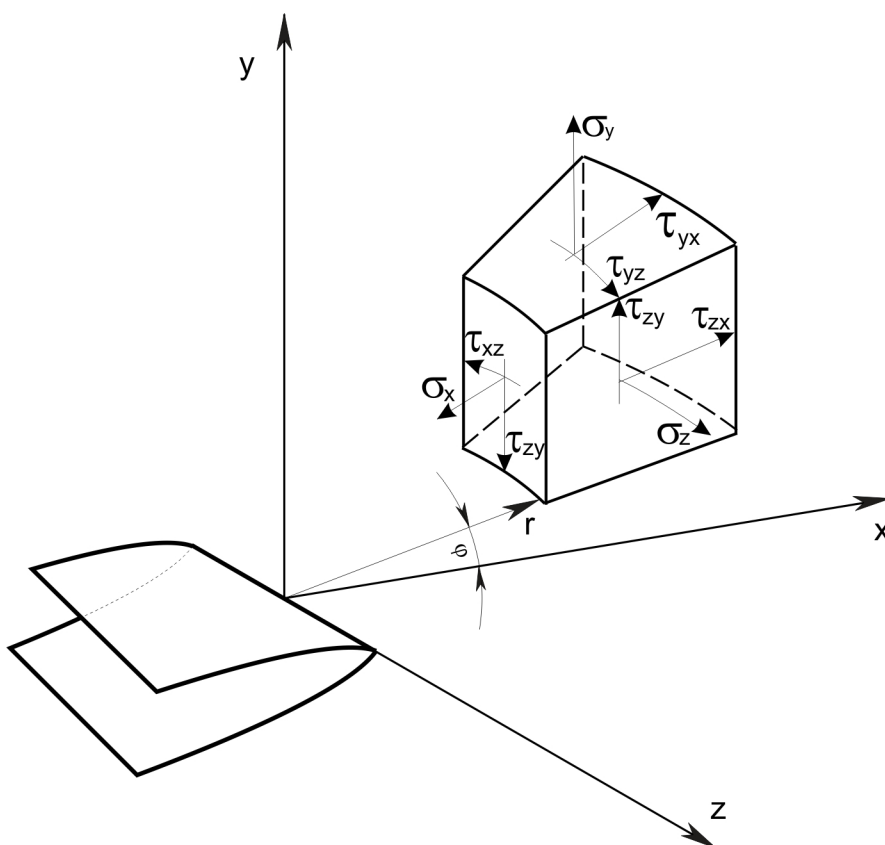
Je možno konstatovat, že tato koncepce je nejrozšířenější a nejvíce propracovanou koncepcí. Je využívána nejen při statické, ale i dynamické iniciaci trhliny, při jednosměrném i cyklickém zatěžování.

Trhlina je mimořádně účinný koncentrátor napětí a deformace – to bylo ukázáno již v kap. 4.11. Analytický výpočet pole napětí a deformací v oblasti trhliny je možný pouze pro případ elastického chování materiálu. Ve skutečnosti ale u čela trhliny dochází k jisté plastické deformaci. Je-li příslušná plastická oblast malá („small scale yielding“) jsou závěry koncepce součinitele intensity napětí dostatečně věrohodné (zvláště při zahrnutí možných korekcí na tuto plastifikaci – viz kap. 4.311.5).

4.311 Statická iniciace trhliny

4.311.1 Napětí a deformace u kořene trhliny

Pro zjednodušení budeme uvažovat pouze rovinnou úlohu pružnosti (obr.IV-11). Řešení rovinné napjatosti a rovinné deformace budou formálně stejné vhodným zavedením materiálových charakteristik do konstitutivních vztahů.



obr. IV-11

Z diferenciálních rovnic rovnováhy (bez uvažování objemových sil), konstitutivních vztahů lineárně elastického materiálu a rovnice kompatibility plyne

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \right) (\sigma_x + \sigma_y) = \nabla^2 (\sigma_x + \sigma_y) = \Delta (\sigma_x + \sigma_y)$$

Tedy součet napětí $(\sigma_x + \sigma_y)$ je harmonickou funkcí proměnných x, y .

Rovnice rovnováhy lze splnit substitucí zavedením Airyho funkcí napětí F

$$\sigma_x = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad \sigma_y = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad \tau_{xy} = \tau_{yx} = -\frac{\partial^2 F}{\partial x \partial y}$$

Z rovnice kompatibility pak dostaneme podmínku

$$\nabla^4 F = 0$$

která říká, že $F(x, y)$ je bipotenciální (biharmonická) funkce. Muschelišvili (1966) dokázal, že jakoukoli biharmonickou funkci $F(x, y)$ je možno vyjádřit pomocí dvou holomorfních funkcí komplexní proměnné $z = x + iy$. Na jeho práce navázal Westergaard, který dokázal, že v řadě případů lze vystačit při řešení rovinné úlohy s jedinou holomorfní funkcí komplexní proměnné, která je svázána s Airyho funkcí jistým vztahem, odlišným pro každý z módů I, II, III. (Podrobnosti zde nebudeme rozvádět – jsou uvedeny např. v Anderson 1995, Kučera 2006, Kunz 2000).

Uveďme si nejprve přehled výrazů pro **mód I**, který je nejvýznamnější.

Pro blízké okolí čela trhliny, kdy $r \ll a$ Westergaard odvodil (avšak pro rovnoosou napjatost v nekonečnu !)

a) pro rovinnou napjatost u čela trhliny ($\sigma_z = 0$)

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \left[1 - \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \sin \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \right] \\ \sigma_y &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \left[1 + \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \sin \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \right] \\ \tau_{xy} &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \cos \left(\frac{3\varphi}{2} \right) \end{aligned}$$

V rovině trhliny je $\varphi = 0$

$$\begin{aligned} \sigma_x = \sigma_y &= \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{\sigma}{\sqrt{2 \cdot \frac{r}{a}}} \\ \tau_{xy} &= 0 \end{aligned}$$

b) pro rovinnou deformaci u čela trhliny ($\varepsilon_z = 0$) je

$$\begin{aligned} \sigma_z &= \mu (\sigma_x + \sigma_y) \\ \tau_{xz} = \tau_{yz} &= 0 \end{aligned}$$

Výrazy pro posuvy uvedeme pro oba případy – rovinnou napjatost a rovinnou deformaci

$$u = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{2G_s} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \left[\kappa - 1 + 2 \sin^2 \left(\frac{\varphi}{2} \right) \right] = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{2G_s} \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot (\kappa - \cos \varphi)$$

$$v = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{2G_s} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \left[\kappa + 1 - 2\cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \right] = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{2G_s} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot (\kappa - \cos\varphi)$$

kde G_s je modul pružnosti ve smyku.

Pro rovinnou napjatost je
$$\kappa = \frac{3-\mu}{1+\mu}$$

a pro rovinnou deformaci
$$\kappa = 3-4\mu$$

V oblasti lomové mechaniky se pojmy „rovinná napjatost“ a „rovinná deformace“ vztahují k podmínkám v poměrně malé oblasti u kořene trhliny – nikoliv tedy k podmínkám v celém průřezu nebo objemu tělesa.

Pro jednoosou napjatost v nekonečnu je třeba shora uvedený výraz pro σ_x modifikovat do tvaru

$$\sigma_x = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\frac{\varphi}{2} \cdot \left[1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \right] - \sigma$$

Běžně se uvádí, že shora uvedené výrazy je možno použít pro $r \ll a$, aniž by však tato podmínka byla přesněji kvantifikována. Představu o výstižnosti těchto výrazů si můžeme vytvořit na základě analytického řešení pro mód I v nekonečné stěně s jednoosou napjatostí v nekonečnu. Pro napětí v rovině trhliny σ_x a σ_y , kdy $\varphi = 0$ je (např. [Sah-93])

$$\sigma_x = \sigma \left[\frac{\frac{r}{a} + 1}{\sqrt{\left(\frac{r}{a} + 1\right)^2 - 1}} - 1 \right] = \sigma_y - \sigma \qquad \sigma_y = \sigma \cdot \frac{\frac{r}{a} + 1}{\sqrt{\left(\frac{r}{a} + 1\right)^2 - 1}}$$

Kvantitativní představu o napěťových poměrech je možno si utvořit na základě níže uvedené tabulky („přibližné řešení“ je platné pro $r \ll a$, „úplné řešení“ je platné pro jakýkoliv poměr r/a , „jednoosá“ a „dvouosá napjatost“ se vztahuje na napjatost v nekonečnu – nikoliv v oblasti čela trhliny).

r/a	přibl. řešení	úplné řešení	
	2-osá napj.	jednoosá napjatost	
	$\sigma_y/\sigma = \sigma_x/\sigma$	σ_y/σ	σ_x/σ
0,001	22,36	22,38	21,38
0,01	7,07	7,12	6,12
0,05	3,16	3,28	2,28
0,1	2,24	2,40	1,40
0,2	1,58	1,81	0,81
0,3	1,29	1,57	0,57
0,4	1,12	1,43	0,43
0,5	1,00	1,34	0,34
1	0,71	1,15	0,15
5	0,32	1,01	0

Pro úplnost uvedeme ještě výrazy pro další dva módy, použitelné rovněž pouze pro $r \ll a$.

Pro **mód II** platí

$$\sigma_x = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \left[-\sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \right] \cdot \left[2 + \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \right]$$

$$\sigma_y = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{3\varphi}{2}\right)$$

$$\tau_{xy} = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \left[1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{3\varphi}{2}\right) \right]$$

$$u = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{2G_s} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot (\kappa + 2 + \cos\varphi)$$

$$v = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{2G_s} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \left[-\cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \right] \cdot (\kappa - 2 + \cos\varphi)$$

Pro **mód III** je

$$\tau_{xz} = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \left[-\sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \right]$$

$$\tau_{yz} = \frac{\tau\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

$$w = \frac{2\tau\sqrt{\pi a}}{G_s} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

Uvedeme si ještě jedno řešení pole napětí a deformací v oblasti trhliny, na které později navážeme v souvislosti s dvouparametrovou lomovou mechanikou (kap. 4.35); jeho autorem je Williams. Složky tenzoru napětí v tělese s trhlinou vyjadřuje ve tvaru nekonečné mocninné řady ve tvaru

$$\sigma_{ij} = \sum_{n=1}^{\infty} \left(A_n \cdot \frac{n}{2} \right) \cdot r^{\frac{n}{2}-1} \cdot f_{ij}(n, \varphi)$$

Je zřejmé, že vzhledem ke vzdálenosti od kořene trhliny je první člen singulární a druhý člen odpovídá napětí nezávislému na vzdálenosti od kořene trhliny; další členy konvergují pro $r \rightarrow 0$ k nule. Zanedbáme-li členy pro $n > 2$, dostaneme pro mód I

$$\sigma_x = A_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot r^{-\frac{1}{2}} \cdot \left[\frac{3}{2} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) + \frac{1}{2} \cdot \cos\left(\frac{5\varphi}{2}\right) \right] + 4A_2$$

$$\sigma_y = A_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot r^{-\frac{1}{2}} \cdot \left[\frac{5}{2} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) - \frac{1}{2} \cdot \cos\left(\frac{5\varphi}{2}\right) \right]$$

$$\sigma_z = A_1 \cdot \frac{1}{2} \cdot r^{-\frac{1}{2}} \cdot \left[-\frac{1}{2} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) + \frac{1}{2} \cdot \sin\left(\frac{5\varphi}{2}\right) \right]$$

4.311.2 Definice součinitele intensity napětí; vztah K a G

Bylo již ukázáno, že napětí u kořene trhliny není vhodným parametrem pro popis chování trhliny (pro popis podmínky její stability a jejího růstu). Jinak je tomu s veličinou zvanou součinitel intensity napětí, kterou pro mód I definoval Irwin vztahem

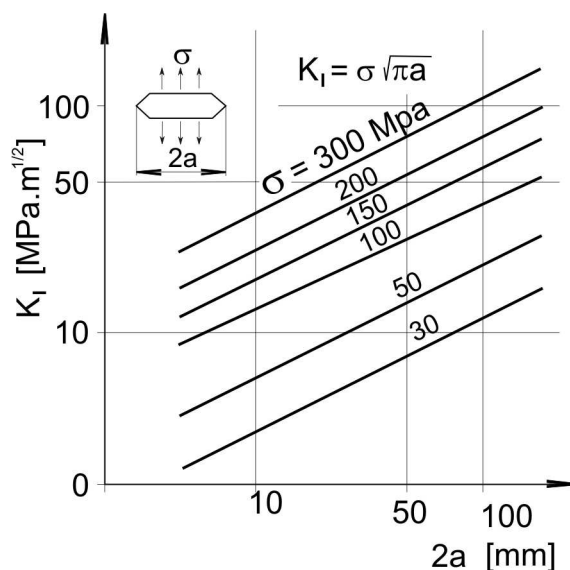
$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \cdot \sigma_y(r, 0)$$

Pro taženou stěnu – lhostejno, zda s jednoosou nebo dvouosou napjatostí v nekonečnu – z toho dostaneme

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$$

Rozměr této veličiny je buď $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ nebo $\text{N} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ v závislosti na použitém rozměru délky trhliny.

Kvantitativní představu o vzájemných souvislostech poskytuje obr. IV-12.



obr. IV-12

Obdobné definiční vztahy by bylo možno psát i pro módy II a III, stejně tak jako pro výrazy K_{II} a K_{III} .

Potom také pro mód I platí

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \left[1 - \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{3\varphi}{2}\right)\right]$$

atp. pro další veličiny

Součinitel intensity napětí tedy definuje amplitudu singularity u čela trhliny. Nezávisí na r , φ ani na elastických konstantách E , μ . Vždy ale závisí na velikosti nominálního napětí a odmocnině z délky trhliny. Všechna napětí a deformace v blízkosti čela trhliny se mění v závislosti na něm.

S pomocí znalostí pole napětí a deformací u kořene trhliny lze také určit velikost hnací síly trhliny. Lze odvodit, že – např. pro mód I – platí

$$G_I = -\lim_{\alpha \rightarrow 0} \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha \sigma_y u_y dx$$

kde α je velikost přírůstku délky trhliny. Z toho potom dostaneme

$$G_I = \frac{(\kappa+1)}{8G_s} \cdot K_I^2 = \frac{K_I^2}{E'}$$

kde pro rovinnou napjatost $E' = E$ pro rovinnou deformaci $E' = \frac{E}{1-\mu^2}$

Obdobně

$$G_{II} = \frac{(\kappa+1)}{8G_s} \cdot K_{II}^2 = \frac{K_{II}^2}{E'} \quad G_{III} = \frac{K_{III}^2}{2G_s} = \frac{(1+\mu)}{E} \cdot K_{III}^2$$

Hnací síla trhliny je skalár – proto pro smíšený mód platí

$$G = G_I + G_{II} + G_{III}$$

a tedy

$$G = \frac{K_{ef}^2}{E'} = \frac{K_I^2}{E'} + \frac{K_{II}^2}{E'} + \frac{(1+\mu)}{E} \cdot K_{III}^2$$

Toto můžeme též využít při posouzení smíšeného módu trhliny (kap. IV-4.311.4).

Dostali jsme tak kvantitativní vztah mezi globálním parametrem (hnací silou trhliny) a lokálním parametrem u čela trhliny (součinitelem intenzity napětí).

Je ovšem známo (a lze též dokázat pomocí koncepce hustoty deformační energie – kap. IV-4.32), že u II. módu neroste trhlina ve směru své roviny, ale odklání se od něho v závislosti na velikosti Poissonova čísla.

Z uvedeného je zřejmé, že

$$K_{celk} \neq K_I + K_{II} + K_{III}$$

Je možno ale využít principu superpozice – např.

$$K_{I,celk} = K_{I,m} + K_{I,b}$$

při působení membránových (m) a ohybových (b) napětí.

4.311.3 Metody určení součinitele intenzity napětí

Ke stanovení součinitele intenzity napětí pro daný tvar, velikost tělesa a jeho zatížení, typ a velikost trhliny a její polohy v tělese byla vypracována celá řada metod. Ne všechny z nich jsou však použitelné nebo vhodné pro celé spektrum možných typů zadání. Všeobecně jsou tedy k dispozici metody:

- I. analytické,
- II. numerické,
- III. experimentální,
- IV. inženýrské

ad I. Analytické metody

Jsou historicky nejstarší. Jejich použitelnost je omezena na jednodušší případy, především na rovinné úlohy. Zavedení vhodných zjednodušujících předpokladů umožňuje redukci některých prostorových úloh na rovinné. Vzhledem k tomu, že jsou v současné době přece jenom omezeně používány, uvedeme pouze jejich stručnou charakteristiku.

a) Komplexní napět'ové potenciály

Sem patří práce navazující na využití Muschelišviliho komplexních napět'ových potenciálů. Řada výsledků byla též získána pomocí funkce Westergaarda (jak bylo ukázáno v 4.311.1).

b) Konformní zobrazení

Využívá se zde známého poznatku o snadnější řešitelnosti úloh pružnosti na tělesech ohraničených kružnicí nebo dvojicí soustředných kružnic. Pomocí konformního zobrazení se proto transformuje tvar trhliny na jednotkovou kružnici.

c) Kolokace okrajových podmínek

Podstata této metody spočívá ve výběru třídy funkcí napětí, které splňují okrajové podmínky na povrchu trhliny a vyhovují okrajovým podmínkám pouze v některých bodech volného povrchu. Na zbývajících částech volného povrchu mohou být splněny okrajové podmínky pouze částečně. Tato metoda se užívá i u případů řešených pomocí konformního zobrazení.

d) Metoda Greenovy funkce

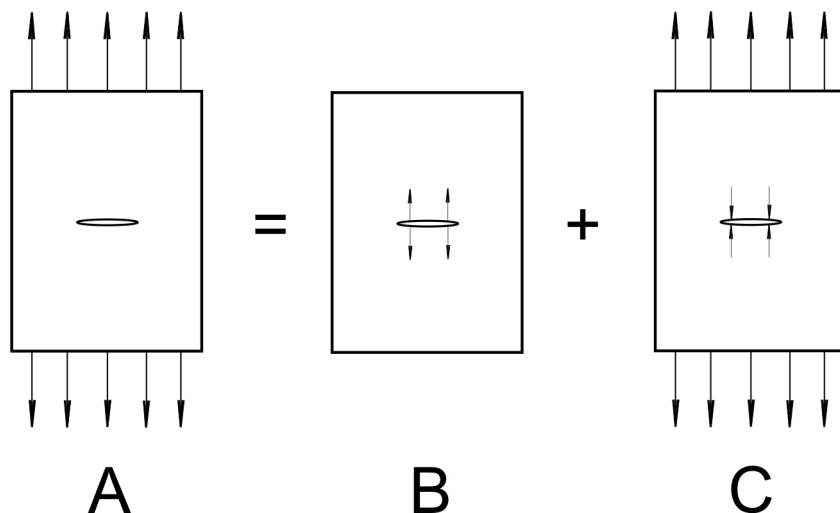
Jiný název této metody je metoda příčinkových funkcí (influence function). Alternativním postupem je metoda váhových funkcí (weight function).

Je to jednoduchá, rychlá a dostatečně přesná metoda pro určení součinitele intenzity napětí. Využívá principu superpozice.

Pole napětí v elastickém tělese si můžeme představit složené ze dvou částí:
pole napětí v tělese bez trhliny, zatížené vnějšími silami,
pole napětí v tělese bez vnějšího zatížení avšak s trhlinou symetricky zatíženou na svém povrchu plošným zatížením; u trhliny původně nezatížené na svém povrchu je toto plošné zatížení stejně velké, ale opačného smyslu než je napětí v místě trhliny u napět'ového pole v prvním případě.

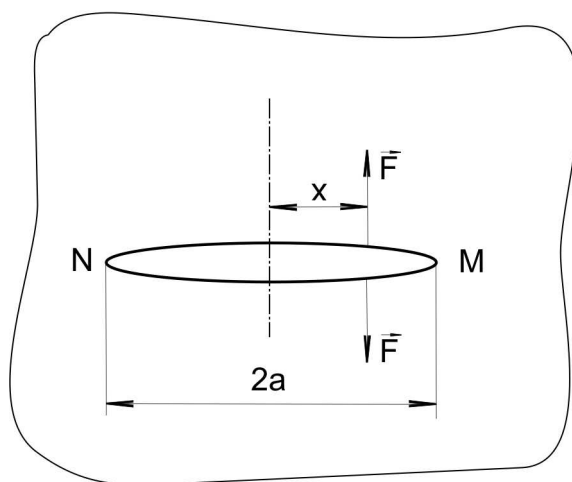
Postačujícím předpokladem pro úspěšnost řešení je znalost součinitele intenzity napětí tělesa daného tvaru s trhlinou zatíženou na povrchu jednotkovou silou v obecném bodě. Na základě principu superpozice totiž platí (viz obr. IV-13)

$$K_I^{(A)} = K_I^{(B)} + K_I^{(C)} = K_I^{(B)}$$



obr. IV-13

K určení součinitele intensity napětí tělesa s trhlinou zatíženou povrchovými silami lze potom s výhodou použít řešení pro trhlinu zatíženou bodovou silou (pro těleso jednotkové tloušťky) (obr. IV-14).



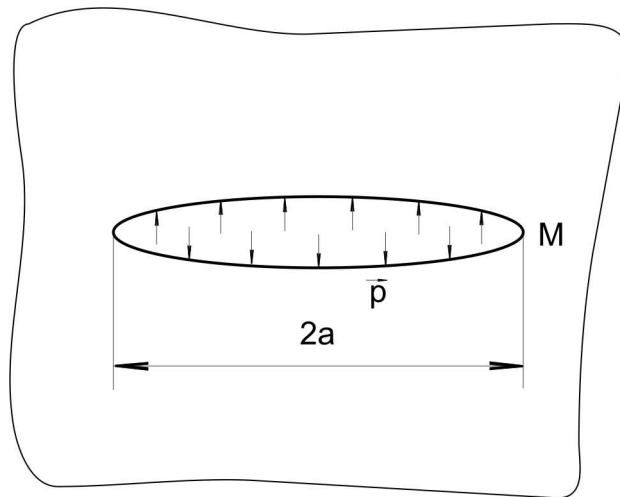
obr. IV-14

Lze odvodit

$$K_I^{(M)} = \frac{F}{\pi a} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}}$$

$$K_I^{(N)} = \frac{F}{\pi a} \sqrt{\frac{a-x}{a+x}}$$

Tak např. pro trhlinu zatíženou vnitřním tlakem (obr. IV-15)



obr. IV-15

$$K_I^{(M)} = \frac{F}{\pi a} \cdot \int_0^a \left[\sqrt{\frac{a+x}{a-x}} + \sqrt{\frac{a-x}{a+x}} \right] dx = 2p \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{dx}{\sqrt{a^2 - x^2}}$$

Substitucí $x = a \cdot \cos \varphi$ dostaneme

$$K_I^{(M)} = -2p \sqrt{\frac{a}{\pi}} \left[\arccos \frac{x}{a} \right]_0^a = p \sqrt{\pi a}$$

Podobným způsobem je možno získat součinitel intensity napětí pro libovolně zatížený povrch trhliny.

Váhové funkce

Jestliže vyšetřujeme součinitel intensity napětí u tělesa s trhlinou, pak vypočítaná hodnota $\underline{K}$ odpovídá pouze jednomu druhu okrajových podmínek. Jiné zatěžovací podmínky se projeví v jiné hodnotě $\underline{K}$ pro stejnou geometrii tělesa. Ukazuje se ale, že řešení pro jeden druh okrajových podmínek obsahuje dostatečnou informaci pro určení $\underline{K}$ za jakýchkoliv jiných okrajových podmínek tělesa stejné geometrie.

Uvažujme dvoje libovolné zatěžovací podmínky izotropního elastického tělesa s trhlinou ve stavu rovinné napjatosti (RN) nebo rovinné deformace (RD). Předpokládejme tentokrát, že obě zatížení jsou symetrická vzhledem k rovině trhliny a že je tedy dosaženo čistého módu I (tedy bez existence smykových napětí v rovině trhliny).

Předpokládejme dále, že známe součinitel intensity napětí pro zatížení (1) a že chceme určit jeho hodnotu pro zatížení (2). Rice ukázal, že příslušní součinitelé intensity napětí jsou svázáni výrazem

$$K_I^{(2)} = \frac{E}{2K_I^{(1)}} \left[\int_{\Gamma} T_i \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial a} d\Gamma + \int_A F_i \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial a} dA \right]$$

kde Γ ... obvod tělesa, A ... plocha tělesa, u_i ... deformační posuv ve směru x a y .

Jsou-li soustavy (1) a (2) libovolné, plyne z toho, že $K_I^{(2)}$ nemůže záviset na $K_I^{(1)}$ a $u_i^{(1)}$. Potom funkce

$$h(x_i) = \frac{E}{2K_I^{(1)}} \cdot \frac{\partial u_i^{(1)}}{\partial a}$$

musí být nezávislá na druhu zatížení. Podobný výraz odvodil Bueckner dva roky před Ricem a nazval h váhovou funkcí.

Váhové funkce jsou tenzorem prvního řádu; závisejí pouze na geometrii tělesa s trhlinou. Jestliže je dána váhová funkce pro jistou konfiguraci, je možné vypočítat K_I pro jakékoliv okrajové podmínky. Kromě toho, již dříve zmíněný princip superpozice ukázal, že jakýkoliv způsob zatížení může být představen příslušnou tahovou silou působící přímo na lici trhliny. Potom součinitel intensity napětí dvourozměrného tělesa s trhlinou může být určen z výrazu

$$K_I = \int_{\Gamma_c} p(x) \cdot h(x) \cdot dx$$

kde $p(x)$ je síla na lici trhliny (rovna normálovému napětí působícímu v místě roviny trhliny, avšak u tělesa bez trhliny) a Γ_c je obvod trhliny.

Váhová funkce $h(x)$ může být interpretována jako intensita napětí vyvolaná jednotkovou silou působící na lici trhliny v místě x .

Koncepce váhových funkcí není omezena na dvourozměrná tělesa, mód I nebo izotropní elastický materiál. Bueckner uvažoval kombinaci módů I / II a oba pro anizotropní elastické vlastnosti. Další výzkumy ukázaly, že teorie je aplikovatelná pro všechna lineárně elastická tělesa, která obsahují libovolné množství trhlín.

ad II. Numerické metody

V rámci metod pro určování součinitele intensity napětí převládá zcela výhradně v současné době metoda konečných prvků (MKP). Při jejím použití lze rozlišovat dva základní přístupy:

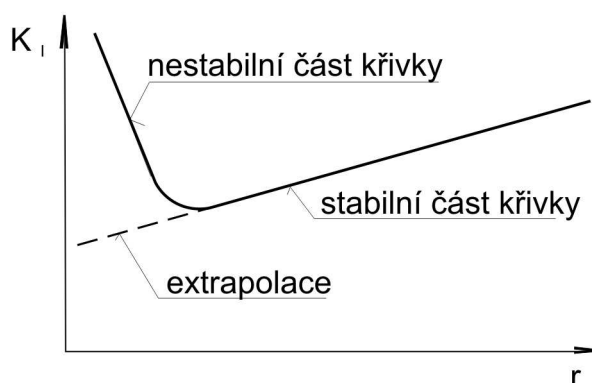
- přístupy nevyžadující zásahy do programového systému MKP, kdy velikost součinitele intensity napětí je určena na základě výpočtů formou postprocesoru. Tyto postupy lze použít v každém případě bez ohledu na strukturu programového systému a obecně pro libovolnou numerickou metodu; patří sem přímé metody a energetické metody;
- postupy využívající speciální trhlínové prvky, které a priori modelují singulární chování napětí v okolí kořene trhliny tak, jak to vyžaduje teoretické řešení. Takto získané výsledky jsou obecně spolehlivější a nekladou tak velké nároky na přípravu vstupních dat.

Při volbě metody pro výpočet K se uplatňují především dvě hlediska:

- požadovaná přesnost výsledku (a s tím související cena výpočtu),
- výpočetní možnosti, které jsou k dispozici (zejména příslušné programové vybavení).

a) Přímé metody

Součinitel intenzity napětí se zde určuje z definice a to buď z posuvů (což je výhodnější – jsou přesnější) nebo z napětí v okolí kořene trhliny. Použití přímých metod vyžaduje vysokou přesnost výpočtu těchto posuvů nebo napětí – u standardních prvků z toho vyplývá požadavek na podstatné zjemnění sítě MKP v okolí trhliny. Důsledkem pak mohou být (v závislosti na použitém generátoru) zvýšené nároky na přípravu vstupních dat a na spotřebu strojového času. Definiční vztahy (viz kap. 4.311.2) platí pouze pro $r \rightarrow 0$; zde jsou však získané hodnoty posuvů nebo napětí zatíženy největší chybou. Obvykle se tedy K stanoví lineární extrapolací z hodnot v blízkosti kořene (obr. IV-16). Tato extrapolace vyžaduje jemnou síť.



obr. IV-16

b) Energetické metody

Tyto metody poskytují výsledky s vyšší přesností a nevyžadují přitom tak jemné dělení. Jsou založeny na vztahu mezi hnací silou trhliny G a součinitelem intenzity napětí (viz kap. 4.311.2)

ba) Metoda poddajnosti (diferenciální tuhosti)

Při jejím využití se určí energie napjatosti tělesa pro dvě málo od sebe se lišící délky trhliny. Pro hnací sílu trhliny potom platí

$$G = \frac{\partial W}{\partial S} = \frac{W[S + \partial S] - W[S]}{\partial S}$$

kde S ... plocha původní trhliny, ∂S je přírůstek této plochy

Přírůstek délky trhliny se obvykle volí rovný délce jednoho prvku MKP ve směru růstu trhliny. Získané výsledky jsou poměrně přesné i při použití hrubší sítě. Nevýhodou je zde nutnost opakování výpočtu pro novou délku trhliny.

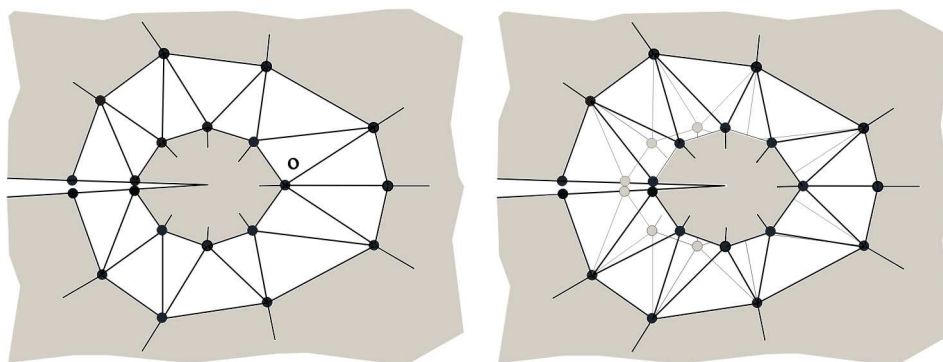
Při kombinovaném zatížení trhliny, kdy se vyskytuje více módů, se takto získá efektivní hodnota součinitele intenzity napětí, neboť tímto postupem určujeme hnací sílu trhliny. Jednotlivé složky součinitele intenzity napětí nemohou být přímo vzájemně odděleny.

Tato skutečnost potom komplikuje využívání této metody, jestliže se zabýváme např. otázkou směru růstu trhliny (kde je nutná znalost jednotlivých hodnot K_I , K_{II} , K_{III}).

Obecně je možno tuto metodu doporučit pro její jednoduchost a spolehlivost.

bb) metoda virtuálních posuvů (virtuálního růstu trhliny)

Je variantou předchozího postupu. V tomto případě se ale nemění délka trhliny o velikost jednoho prvku, ale posune se uzlový bod (odpovídající kořeni trhliny) o velikost $da \ll a$, kde a je délka trhliny (obr. IV-17).



obr. IV-17

Při tomto postupu se může předpokládat, že se mění tuhosti pouze u prvků v blízkosti kořene trhliny. Vezmeme-li toto v úvahu, pak ke stanovení změny energie napjatosti tělesa s trhlinou postačí pouze jediný výpočet. K tomu jsou potřebné některé nikterak náročné úpravy v systému MKP.

Tuto metodu je možno doporučit pro řešení složitých úloh s velkým počtem neznámých – zejména tedy pro prostorové úlohy. V případě kombinovaného zatížení trhliny získáme i zde pouze efektivní hodnoty součinitele intenzity napětí.

bc) metoda J-integrálu

Jak bude ukázáno později v kap. 4.342, platí v elastické oblasti $J = G$. Hodnota J-integrálu nezávisí na integrační cestě. Ta se obvykle volí v dostatečné vzdálenosti od kořene trhliny s cílem snížit numerické chyby. Metoda nevyžaduje příliš velké zjemnění sítě v okolí kořene trhliny. Obvykle se programuje jako postprocesor k systému MKP. Na rozdíl od předchozích umožňuje separovat hodnoty J_I a J_{II} a tedy i K_I a K_{II} .

c) využití speciálních prvků

ca) metoda posunutých středových uzlů na hranici prvku

Tato metoda využívá poznatku, že prvky s nerovnoměrným rozdělením uzlových bodů na hranici mohou imitovat singulární část řešení, která převládá v okolí kořene trhliny. To potom usnadní a zpřesní výpočet součinitele intenzity napětí, aniž by bylo třeba příliš zjemňovat síť. Používá se především u izoparametrických kvadratických prvků, u nichž je singularita modelována posunutím středových uzlových bodů. Podle povahy úlohy se velikost prvků

s posunutými středovými uzly volí v rozmezí $1/5$ až $1/20$ délky trhliny. Výhodou je rovněž možnost stanovení součinitele intensity napětí pro jednotlivé typy zatěžování trhliny. Využití metody je podmíněno pouze úpravami vstupních dat – posunutím středových uzlů. Jinak se používá běžných procedur, takže nejsou potřebné žádné speciální úpravy systému. Přesnost se zvýší, jestliže i připojené sousední izoparametrické prvky naznačují polohou svých uzlů, kde je singulární bod. Získané výsledky jsou dostatečně spolehlivé.

cb) hybridní trhlinové prvky

U komplikovaných těles s vnitřními trhlinami nejsou vhodné výše uvedené metody, neboť konvergují příliš pomalu a obvykle vyžadují jemné dělení v oblasti kořene trhliny. Daleko výhodnější je v tomto případě použít u kořene trhliny speciální prvky, které správně modelují napětíovou singularitu. Tyto trhlinové prvky mohou být rovněž odvozeny metodami založenými na předpokládaném rozložení posuvů, i když není vždy nutno dodržet spojitost s okolními prvky. Výhodnější je použít v tomto případě hybridní model, který umožňuje uvnitř prvku zavést napětíové proměnné (vhodné funkce napětí vystihující singularitu) a na hranici deformační proměnné. Tyto speciální prvky v sobě již předem zahrnují typ singularity odpovídající řešení v blízkosti kořene trhliny. Oblasti dostatečně vzdálené od kořene trhliny pak jsou reprezentovány opět konvenčními prvky. Uvedené případy lze rozdělit do dvou skupin:

α) vrchol trhliny je umístěn uvnitř speciálního prvku,

β) trhlina je obklopena řadou speciálních prvků, které mají společný uzlový bod v kořeni trhliny.

Hybridní přístup umožňuje spolehlivý výpočet součinitelů intensity napětí pro všechny tři druhy zatěžování trhliny. Výhodou je, že není vyžadováno podstatnější zjemnění sítě v okolí kořene trhliny (postačující je velikost odpovídající asi $1/4$ délky trhliny). Nevýhodou je poměrně pracná implementace hybridních trhlinových prvků do systému MKP.

d) superpoziční metody

U nich je analytické řešení kombinováno s řešením MKP tak, aby byly splněny všechny okrajové podmínky.

ad III. Experimentální metody

Jsou vedle numerických metod dalším vhodným nástrojem pro určování součinitele intensity napětí u složitějších konstrukcí s trhlinami.

U neprůhledných těles (modelů) lze určit hnací sílu trhliny (a tedy též součinitel intensity napětí a J-integrál) měřením jejich poddajnosti, měřením rozevřením trhliny (COD) nebo rozevření u čela trhliny (CTOD) a to klasickou moiré nebo holografickou interferometrií a nebo konečně reflexní fotoelasticitami.

U průhledných těles (modelů) se využívají metody holografické interferometrie, metody koherentní zrnitosti (spekl) a metody kaustik. Klasickou je fotoelasticimetrická metoda – jak pro 2D tak 3D úlohy.

Přehledné podrobnější informace lze získat např. v Kobayashi 1987.

ad IV. Inženýrské metody

S přesností vyhovující inženýrským úlohám určují součinitele intensity napětí z aproximovaných analytických výrazů nebo tabulek sestavených na základě předchozích metod. Tyto podklady jsou soustředěny v různých příručkách (jako jsou např. Murakami 1987, Rooke 1976, Sih 1973, Tada 1973), předpisech (např. BSI PD 6493, BS 7910) nebo publikacích (např. Anderson 1995). Zde si uvedeme pouze základní hlediska, která je nutno mít na zřeteli a některé vztahy, které se objevují v publikacích.

a) trhлина je v oblasti membránové napjatosti

Součinitel intensity napětí pro obecné těleso může být udáván ve tvaru

$$K_I = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi_0} \cdot Y = \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{Q_0}} \cdot Y$$

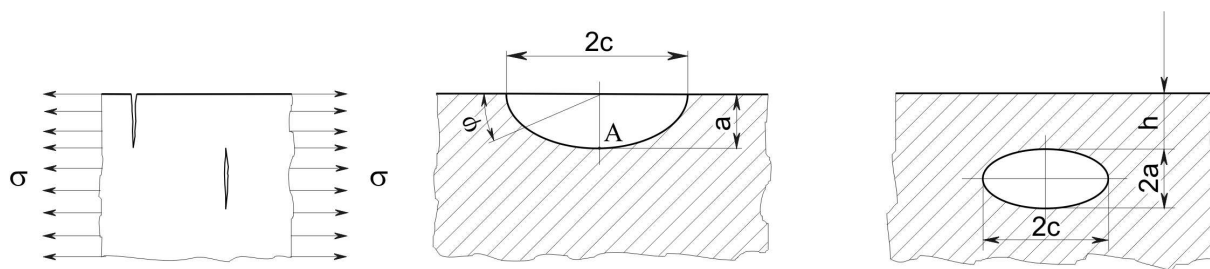
Φ_0 resp. Q_0 jsou funkce zohledňující tvar eliptické trhliny; u průchozí trhliny je $\Phi_0 = Q_0 = 1$, Y je korekční funkce závisící na okrajových podmínkách; k jejímu určení (nazývanému K-kalibrace) je užita některá z dříve uvedených metod.

1. povrchová versus vnitřní trhлина

V porovnání s taženou stěnou s centrální trhlínou je u polonekonečné stěny s povrchovou trhlínou součinitel intensity napětí větší; korekční funkce v tomto případě nabývá hodnoty $K = 1,12$.

2. eliptický (resp. poloeliptický) tvar vady typu trhliny

Jako náhradní vada, nahrazující svým účinkem skutečnou trhlínu, se nejčastěji uvažuje eliptická (je-li podpovrchová) nebo poloeliptická (je-li povrchová) vada (obr. IV-18)



obr. IV-18

Pro obecný bod na povrchu poloeliptické vady je

$$K_I = \frac{1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi_0} \cdot \left[\sin^2 \varphi + \left(\frac{a}{c} \right)^2 \cdot \cos^2 \varphi \right]^{\frac{1}{4}}$$

kde Φ_0 znamená úplný eliptický integrál II. druhu. Ten je velmi dobře aproximovatelný výrazem

$$\Phi_0 = \sqrt{1 + 4,593 \left(\frac{a}{2c} \right)^{1,65}} = \sqrt{1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}} = \sqrt{Q_0}$$

Své maximální hodnoty dosahuje K_I v bodě A ($\varphi = 90^\circ$), kde je

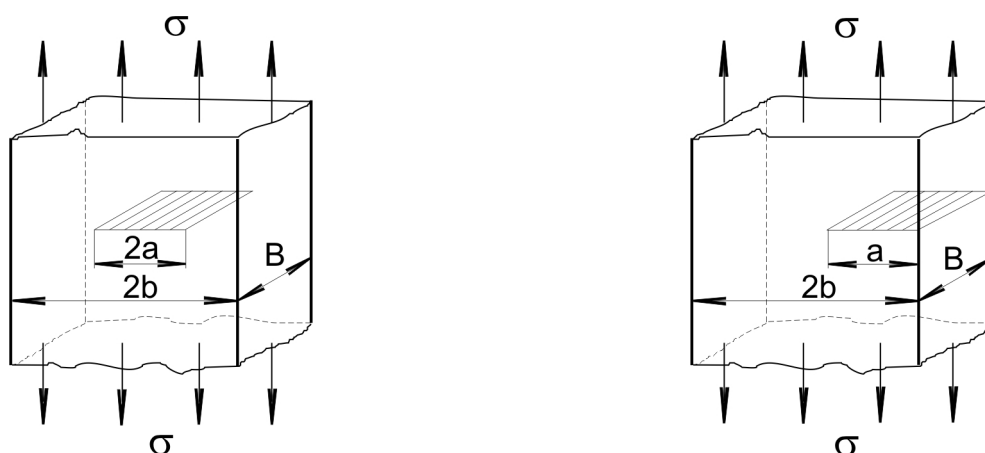
$$(K_I)_{\max} = \frac{1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi_0}$$

Minimální hodnota K_I je v bodě B (na povrchu)

$$(K_I)_{\min} = \frac{1,12 \cdot \sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi_0} \cdot \sqrt{\frac{a}{c}} = \frac{1,12 \cdot \sigma \sqrt{\frac{\pi a^2}{c}}}{\Phi_0}$$

3. konečné rozměry tělesa

- u průchozí trhliny (obr. IV-19)



obr. IV-19

pro centrální trhlínu

$$a/b \leq 0,5 \text{ (Irwin)} \quad Y = \sqrt{\frac{2W}{\pi a} \cdot \operatorname{tg} \left(\frac{\pi a}{2W} \right)}$$

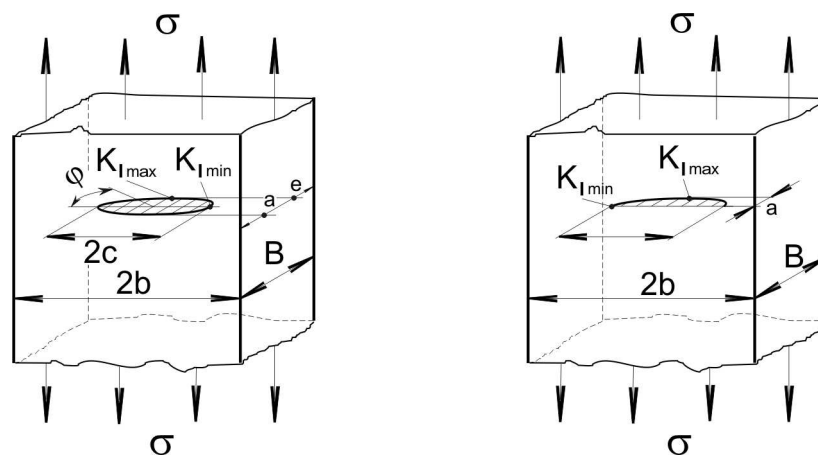
nebo přesnější výraz (kde může být někdy hodnota v hranaté závorce nepodstatná)

$$Y = \sqrt{\sec \left(\frac{\pi a}{2W} \right)} \cdot \left[1 - 0,025 \left(\frac{a}{W} \right)^2 + 0,06 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right]$$

pro povrchovou (hranovou) trhlínu

$$Y = 1,12 - 0,231 \left(\frac{a}{W} \right) + 10,55 \left(\frac{a}{W} \right)^2 - 21,72 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 30,39 \left(\frac{a}{W} \right)^4$$

u eliptické a poloeliptické trhliny (obr. IV-20)



obr. IV-20

Pro tento případ lze použít např. výraz

$$Y = Y_R \cdot Y_{VP}$$

kde Y_R vyjadřuje vliv konečných rozměrů tělesa,

Y_{VP} vyjadřuje vliv volného povrchu tělesa (pro vnitřní trhlinu je $Y_{VP} = 1$)

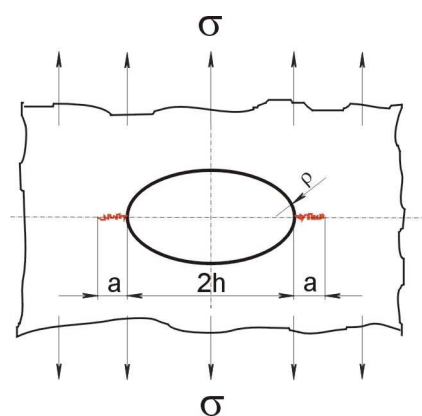
$$Y_R = 1 + k \cdot \left(\frac{a}{B} \right)^n$$

$$k = \left[0,08 + 2,6 \cdot \left(\frac{a}{2c} \right) + 12 \cdot \left(\frac{a}{2c} \right)^2 \right]^{-1} \quad n = 2 + \frac{1}{1,5 + 200 \cdot \left(\frac{a}{2c} \right)} + 45 \cdot \left(\frac{a}{2c} \right)^{4,8}$$

$$Y_{VP} = 1 + 0,12 \cdot \left(1 - \frac{a}{2c} \right)^2$$

4. vrub

Časté jsou případy trhlín, vycházejících z kořene vrubu – obecně eliptického tvaru (obr. IV-21)



obr. IV-21

Je-li kořen trhliny ještě v oblasti koncentrace napětí vyvolané vrubem, je třeba uvažovat toto zvýšení napětí. V dostatečné vzdálenosti od kořene vrubu se uvažuje již působení pouze nominálního napětí. Smith a Miller pro tento případ navrhl

$$\begin{aligned} \text{pro } a \leq 0,13 \cdot \sqrt{h \cdot \rho} \quad K_I &= \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \sqrt{1 + 7,69 \sqrt{\frac{h}{\rho}}} \\ \text{pro } a > 0,13 \cdot \sqrt{h \cdot \rho} \quad K_I &= \sigma \cdot \sqrt{\pi(h+a)} \end{aligned}$$

Nezanedbatelným koncentrátorem jsou svarové spoje a to především koutové. Ne tak vzácným úkolem bývá posouzení trhlín vyskytujících se buď přímo v nich nebo v jejich bezprostřední blízkosti. Příslušné korekční funkce lze nalézt např. v předpisech BS 7910, BSI PD 6493 (a v nich citované literatuře) nebo např. v Hobbacher 1993.

5. zakřivení povrchu

Tato otázka se týká posuzování trhlín na vnitřním nebo vnějším povrchu trubek, tlakových nádob apod. a to jak trhlín v obvodovém směru, tak ve směru osovém.

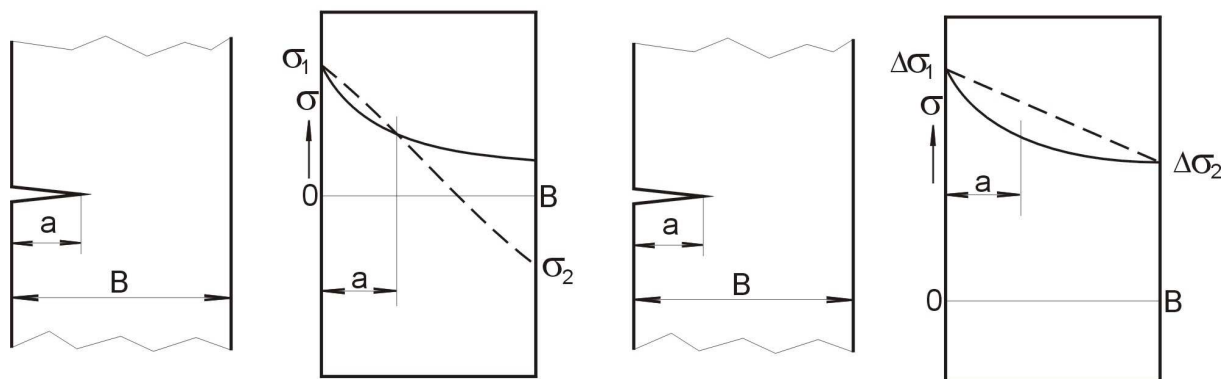
b) trhlina v oblasti superpozice membránových a ohybových napětí

V případě gradientu napětí po hloubce trhliny je součinitel intensity napětí dán superpozicí výrazem obecného typu

$$K_I = (\sigma_m \cdot M_m + \sigma_b \cdot M_b) \cdot \frac{\sqrt{\pi \cdot a}}{\Phi_0}$$

kde M_m a M_b jsou korekční součinitelé pro membránové a ohybové napětí.

σ_m a σ_b jsou membránové a ohybové napětí; určí se z linearizovaného napětí po průřezu a to podle různých postupů. Tak např. podle BS 7910 a BSI-PD 6493 se při křehkolomovém posouzení určí podle obr. IV-22a, při únavovém posouzení podle obr. IV-22b. Zásadou vždy je, aby toto linearizované napětí udávalo v místě trhliny vyšší hodnoty než odpovídá průběhu skutečného napětí.



obr. IV-22 a, b

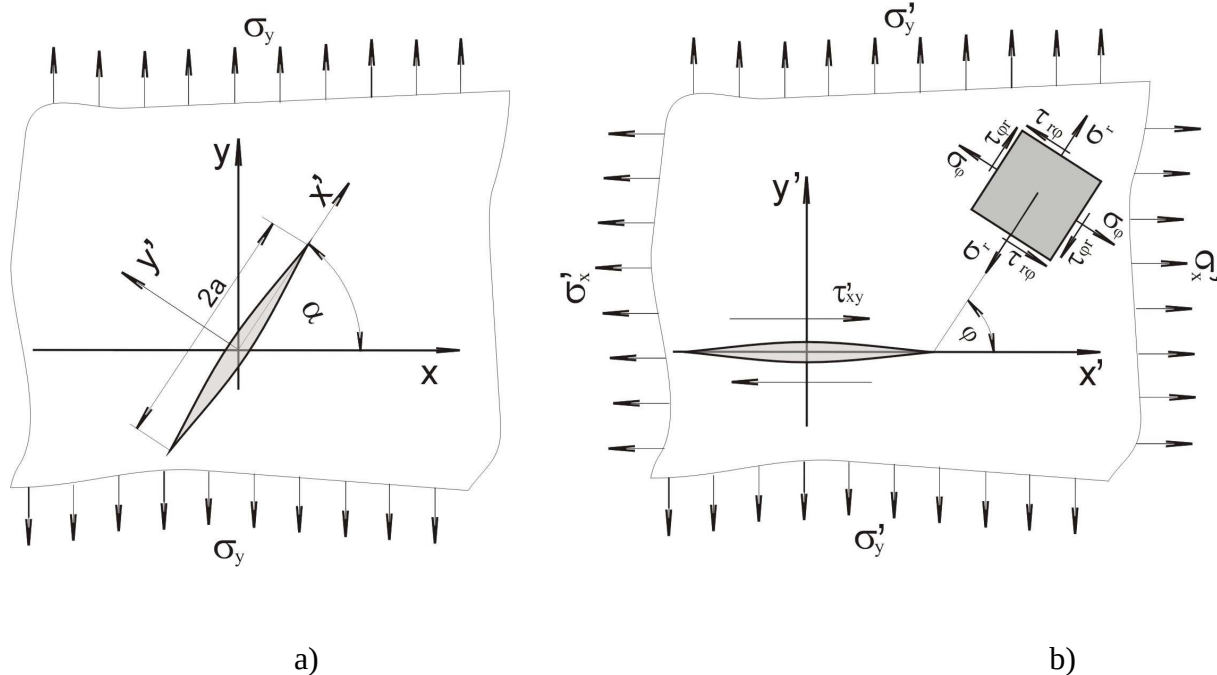
4.311.4 Smíšený mód trhliny

V praktických případech se módy I, II a III nevyskytují samostatně, ale velmi často ve svých kombinacích, jako I-II, I-III nebo I-II-III. Posuzování takovýchto případů je potom komplikovanější než případů s jednotlivými samostatnými módy. Byla navržena řada řešení avšak všeobecně přijatý způsob analýzy ještě neexistuje.

Mezi nejznámější kritéria patří:

- kritérium založené na největším hlavním napětí (Erdogan a Sih),
- kritérium založené na objemové hustotě deformační energie (Sih). Je možno řadit mezi nejkorektnější; budeme se mu věnovat v kap. IV-4.32),
- kritérium založené na hnací síle trhliny
- kritéria na základě experimentů.

Ukážeme si podstatu kritérií ad 1, 3 a 4 na příkladu tažené stěny s jednoosou napjatostí s průchozí trhlinou orientovanou šikmo ke směru tahového napětí (obr. IV-23a)



obr. IV-23

Situace na obr. IV-23a je ekvivalentní situaci na obr. IV-23b, přičemž

$$\sigma'_y = \sigma \cdot \cos^2 \alpha$$

$$\tau'_{xy} = \sigma \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha$$

$$K_I = \sigma'_y \sqrt{\pi a}$$

$$K_{II} = \tau'_{xy} \sqrt{\pi a}$$

$$\frac{K_I}{K_{II}} = \frac{1}{\tan \alpha}$$

ad 1. Kritérium největšího hlavního napětí

V polárním souřadnicovém systému bude

- pro mód I

$$\sigma_{\varphi}^I = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos^3\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

$$\tau_{xy}^I = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{1}{2} \cdot \sin \varphi \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

- pro mód II

$$\sigma_{\varphi}^{II} = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{3}{2} \cdot \sin \varphi \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

$$\tau_{r\varphi}^{II} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \frac{1}{2} \cdot (3 \cos \varphi - 1) \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right)$$

Hledáme nyní úhel φ , pro který bude σ_{φ} hlavním napětím; v takovém směru ovšem musí být

$$\tau_{r\varphi} = \tau_{r\varphi}^I + \tau_{r\varphi}^{II} = 0$$

Tato podmínka je splněna pro

$$K_I \cdot \sin \varphi + K_{II} \cdot (3 \cos \varphi - 1) = 0$$

neboli pro

$$(tg \varphi)_{1,2} = \frac{3 \frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2 + 8}}{1 - \left(\frac{K_I}{K_{II}}\right)^2}$$

Tak např. pro $\alpha = 60^\circ$, tj. $K_I / K_{II} = 1 / \sqrt{3}$, dostaneme $\varphi = -60^\circ$.

Velikost největšího hlavního napětí je

$$\sigma_1 = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \left[K_I \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) - 3K_{II} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \right]$$

K iniciaci nestabilního růstu dojde při největším hlavním napětí

$$\sigma_1 = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{2\pi r}}$$

neboli při

$$K_I \cdot \cos^3\left(\frac{\varphi}{2}\right) - 3K_{II} \cdot \cos^2\left(\frac{\varphi}{2}\right) \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) = K_{Ic}$$

ad 3. Kriterium hnací síly trhliny

V kap. IV-4.311.2 bylo odvozeno, že pro efektivní součinitel intenzity napětí pro smíšený mód platí

$$K_{ef}^2 = K_I^2 + K_{II}^2$$

Jako první přiblížení mezní podmínky je možno brát $K_{ef} = K_{IC}$; potom

$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{Ic}}\right)^2 = 1$$

Experimentální výsledky však nepotvrzují plně tuto podmínku. Příčina je zřejmě v tom, že k růstu trhliny nedochází ve směru její roviny – což ale bylo u této podmínky mlčky předpokládáno.

Poznámka

Pro případ kombinace módů I-II-III bychom mohli podobně psát (pro podmínku rovinné deformace)

$$K_{ef}^2 = K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{K_{III}^2}{(1-\mu)} = K_{Ic}^2$$

ad 4. Kriteria na základě experimentů

Na rozdíl od mezní podmínky ve tvaru čtvrtkružnice uvedené ad 3 vyhovuje lépe experimentům čtvrtkružnice

$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{Ic}}\right)^2 = 1$$

Jiný návrh [Hel-84] je velmi podobný – liší se pouze lineárním členem

$$\left(\frac{K_I}{K_{Ic}}\right) + \left(\frac{K_{II}}{K_{Ic}}\right)^2 = 1$$

V obou případech lze užít

$$K_{Ic} \approx 0,8K_{IIc}$$

4.311.5 Plastifikace u čela trhliny

4.311.51 Velikost plastické oblasti, $K_{I,ef}$

Z lineárně elastické analýzy napjatosti v oblasti čela ostré trhliny (viz kap. IV-4.311.1) vyplývá, že napětí by zde mělo dosahovat značně vysokých – na čele trhliny až nekonečných – hodnot. Tento stav ale neodpovídá skutečnosti: jednak je kořen reálné trhliny vždy zaoblen (otupen.), jednak v důsledku plastifikace materiálu dochází k poklesu a k přerozdělení napětí v této oblasti.

Elastická analýza napětíově deformačních poměrů u kořene trhliny je potom tím méně věrohodná, čím více roste velikost zplastizované oblasti. Jednoduché korekce lineárně elastické lomové mechaniky (LELM) jsou vhodné pouze v případech, kdy je rozsah plastifikace poměrně malý. V ostatních případech je třeba použít některou z koncepcí elasto plastické lomové mechaniky (EPLM) (viz kap. IV-4.33 a 4.34).

Korekce LELM je možno zavést s využitím

A. lineárně elastické analýzy (viz kap. 4.311.1),

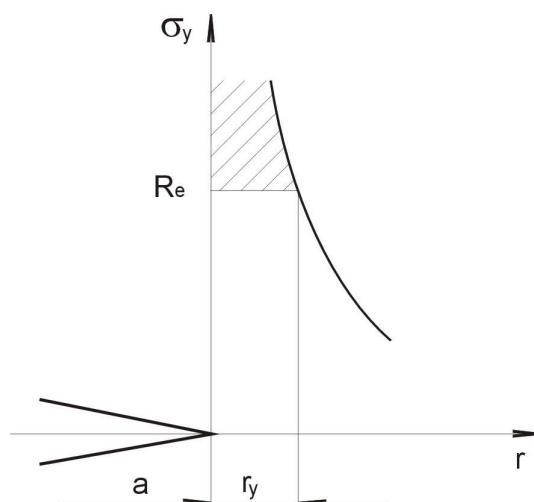
B. aproximace pružně plastického chování materiálu.

Ukážeme si tyto korekce pro případ tažené stěny s centrální průchozí trhlinou. Budeme přitom předpokládat použití ideálního pružně plastického materiálu bez zpevnění (napětíově deformační závislost je ve tvaru Prandtlova diagramu) a podmínku plasticity $\max \tau$ (Tresca). Postup vede na zavedení efektivního součinitele intenzity napětí $K_{I,ef}$.

ad A. Plastická oblast určená z lineárně elastické analýzy

Můžeme zde uvažovat dvě varianty a to bez redistribuce napětí v důsledku plastifikace a s redistribucí napětí v důsledku plastifikace

ad a) Řešení bez uvažování redistribuce napětí (obr. IV-24)



obr. IV-24

Napětí v rovině trhliny

$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi r}} = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r}} = \sigma_1 = \sigma_2$$

dosahuje pro rovinnou napjatost (RN) ($\sigma_3 = 0$) velikosti meze kluzu ve vzdálenosti $r = r_y$

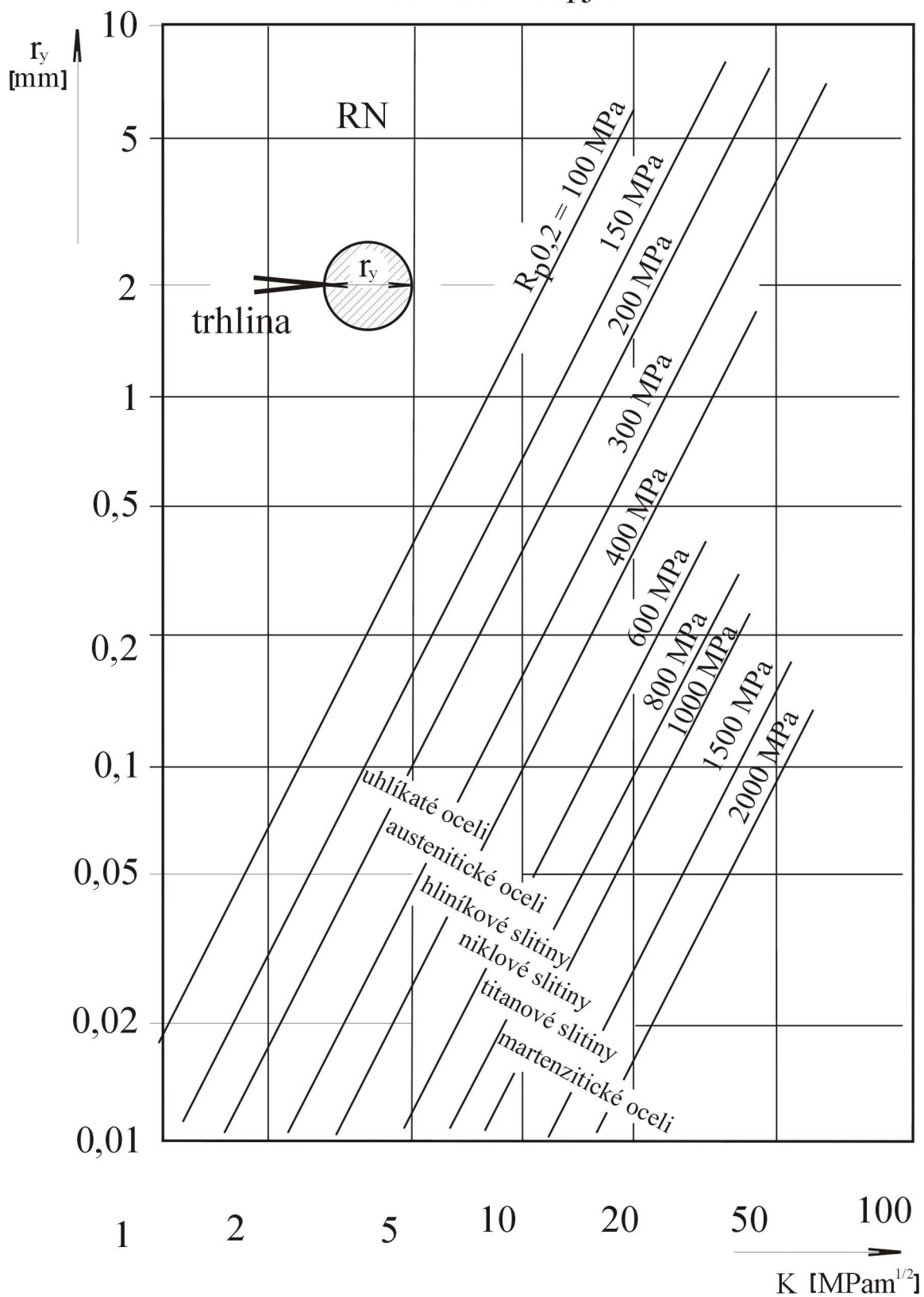
$$\sigma_1 - \sigma_3 = R_e = \sigma\sqrt{\frac{a}{2r_y}} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}}$$

Z toho

$$(r_y)_{RN} = \frac{a}{2} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Kvantitativní představu o velikosti této oblasti poskytuje obr. IV-25.

Rovinná napjatost



obr. IV-25

Maximální smykové napětí je

$$\tau_{\max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = \frac{\sigma_y}{2}$$

Toto napětí leží v rovinách skloněných pod 45° k rovině tažené stěny x – y.

Pro rovinnou deformaci (RD) je v rovině trhliny $\varepsilon_3 = 0$

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad \sigma_3 = \mu(\sigma_1 + \sigma_2) = 2\mu\sigma_1$$

Z podmínky max τ plyne

$$\sigma_1 - \sigma_3 = R_e = \sigma_1(1 - 2\mu) = \sigma_y(1 - 2\mu)$$

neboli

$$\sigma_1 = \sigma_y = \frac{R_e}{1 - 2\mu} \approx 3.R_e = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r_y}}$$

je-li je uvažováno $\mu \approx 1/3$.

Je tedy velikost plastické oblasti pro rovinnou deformaci

$$(r_y)_{RD} = \frac{a}{18} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{18\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Toto řešení pro rovinnou deformaci je však příliš přibližné. Obecně lze za podmínek rovinné deformace psát pro největší hlavní napětí v kořeni vrubu (trhliny) po plastifikaci

$$\sigma_{y,\max} = \sigma_{1,pl} = \alpha_{pl} . R_e$$

kde α_{pl} je tzv. součinitel plastického constraintu (plastic constraint factor); je funkcí tvaru vrubu (trhliny), tvaru tělesa, způsobu zatěžování a velikosti plastické oblasti. (Podrobněji o constraintu bude pojednáno v kap. 4.35 Dvoupřímá lomová mechanika.) U praktických úloh neexistuje stav rovinné deformace na povrchu tělesa. Důsledkem toho je, že α_{pl} je mnohem menší než jsou shora uvedené 3. Irwin udává velikost tohoto součinitele

$$\alpha_{pl} = \sqrt{2\sqrt{2}} \doteq 1,68$$

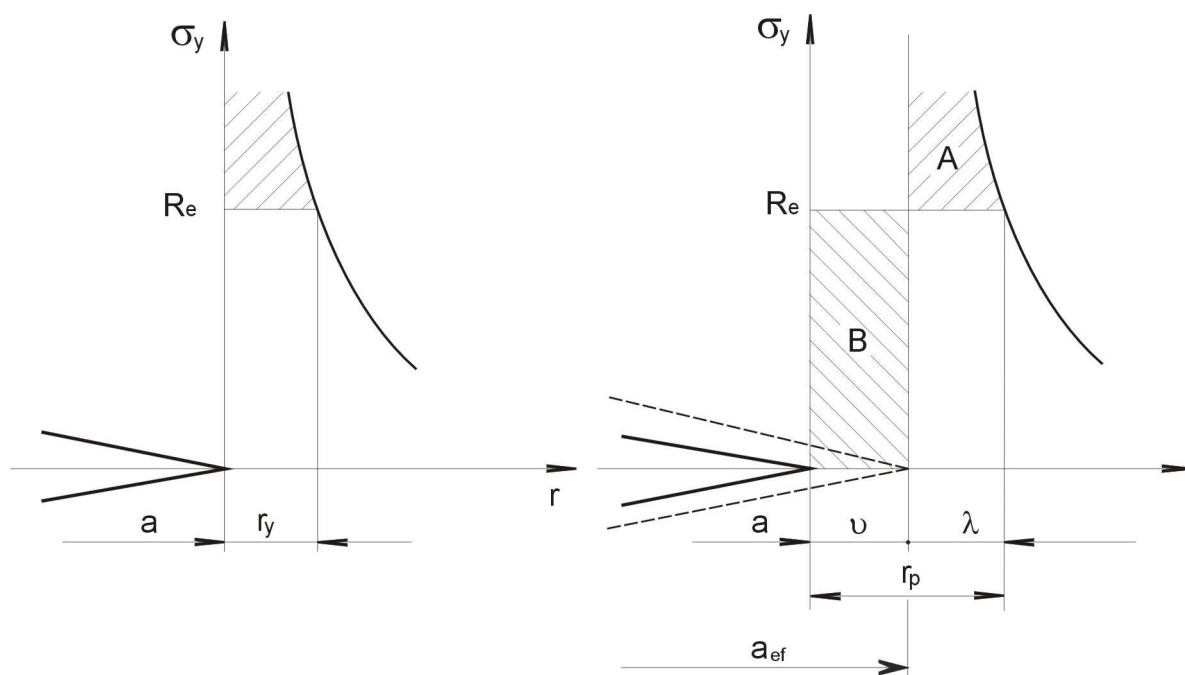
Z toho plyne

$$(r_y)_{RD} = \frac{a}{2} \left(\frac{\sigma}{1,68.R_e} \right)^2 \doteq \frac{a}{6} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Je tedy velikost plastické oblasti při RD přibližně 1/3 plastické oblasti při RN.

ad b) Řešení s uvažováním redistribuce napětí v důsledku plastifikace (obr. IV-26)

Předchozí řešení – bez uvažování změny napjatosti před čelem trhliny plastickou deformací materiálu – platí přibližně pouze pro malý poměr K_I/R_e , kdy plastická oblast je velmi malá vzhledem k délce trhliny.



obr. IV-26

Uvažujme případ rovinné napjatosti.

Z předchozího řešení plyne velikost plastické oblasti $\lambda = r_y$ (obr. IV-24). Skutečná velikost plastické oblasti však musí být větší než toto r_y . V důsledku plastifikace materiálu před čelem trhliny dojde k otupení čela trhliny a k přerozdělení napětí v této oblasti (obr. IV-26). Pro zjednodušení předpokládáme, že průběh napětí je stejný jako na obr. IV-24, avšak je posunutý ve směru o hodnotu ϑ .

Tyto skutečnosti vedly Irwina k návrhu zahrnout vliv plastifikace do zvětšení velikosti trhliny na její efektivní hodnotu $a_{ef} = a + \vartheta$. Velikost ϑ plyne z rovnosti vyšrafovaných ploch A a B (z podmínky ekvivalence vnitřních sil)

$$\vartheta \cdot R_e = \int_0^{\lambda} \sigma_y \cdot dr - \lambda \cdot R_e$$

kde

$$\sigma_y = \frac{\sigma \sqrt{\pi(a + \vartheta)}}{\sqrt{2\pi r}}$$

Pro $\vartheta \ll a$, $\lambda = r_y$ potom dostaneme $\vartheta = r_y$. Takže pro stav rovinné napjatosti bude

$$(r_p)_{RN} = \vartheta + \lambda = 2(r_y)_{RN} = a \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Pro rovinnou deformaci – s uvažováním constraintu

$$(r_p)_{RD} = \frac{1}{3} \cdot (r_p)_{RN} = \frac{a}{3} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Efektivní součinitel intenzity napětí pro eliptickou nebo poloeliptickou trhlinu je potom

$$K_{I,ef} = \sigma \sqrt{\pi a_{ef}} \cdot \frac{Y}{\Phi_0} = \sigma \sqrt{\pi (a + r_y)} \cdot \frac{Y}{\Phi_0}$$

Vyjádříme-li obecně ($\kappa = 2$ pro RN, $\kappa = 6$ pro RD)

$$r_y = \frac{1}{\kappa \pi} \left(\frac{K_{I,ef}}{R_e} \right)^2$$

můžeme přímo určit velikost efektivního součinitele intenzity napětí

$$K_{I,ef} = \frac{\sigma \sqrt{\pi a} Y}{\sqrt{\Phi_0^2 - \frac{Y^2}{\kappa} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2}} = \sigma \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q_{ef}}} Y$$

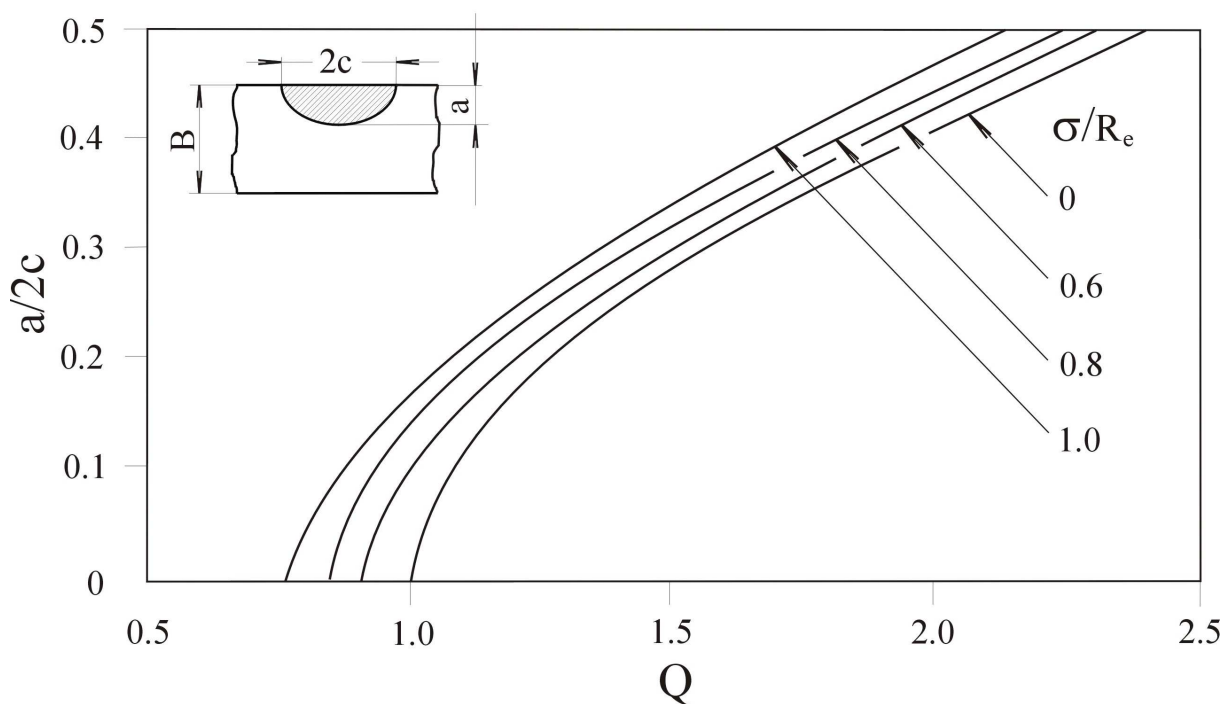
kde parametr tvaru trhliny

$$Q_{ef} = \Phi_0^2 - \frac{Y^2}{\kappa} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2$$

Zvolíme-li pro poloeliptickou povrchovou trhlínu $Y = \sqrt{1,20} \doteq 1,1$, $\kappa = 4\sqrt{2} \doteq 5,66$ (tedy stav RD), bude tento parametr tvaru trhliny (ASME Code XI) (obr. IV-27)

$$Q_{ef} = \Phi_0^2 - 0,212 \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2$$

Povrchová trhlina



ad B. Plastická oblast určena aproximací pružně plastického chování materiálu

a) Dugdalovo a Barenblattovo řešení

Toto řešení je podrobněji popsáno v kap. IV-4.333. Uvažují efektivní velikost trhliny

$$a_{ef} = a + s$$

Velikost plastické oblasti určili

$$s = a \left[\sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 R_e} \right) - 1 \right]$$

takže efektivní délka trhliny je potom

$$a_{ef} = a + s = a \cdot \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 R_e} \right)$$

a efektivní součinitel intensity napětí

$$K_{I,ef} = \sigma \sqrt{\pi \cdot a \cdot \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 R_e} \right)}$$

Tento výraz však poskytuje přehnaně velkou hodnotu $K_{I,ef}$.

b) Burdekinovo a Stoneho řešení

Získali realističtější odhad efektivního součinitele intensity napětí s využitím rozevření trhliny (viz kap. IV-4.333)

$$\delta = \frac{8 R_e \cdot a}{\pi \cdot E} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 R_e} \right)$$

a souvislostí mezi $K_{I,ef}$, δ a J-integrálem

Potom

$$K_{I,ef} = \sqrt{J \cdot E} = \sqrt{E \cdot R_e \cdot \delta} = R_e \sqrt{\pi \cdot a} \sqrt{\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2 R_e} \right)}$$

4.311.52 Tvar plastické oblasti

Doposud jsme vyjadřovali velikost plastické oblasti ve směru růstu trhliny.

Vydeme-li z elastického řešení, dostaneme velikosti hlavních napětí σ_1 , σ_2 ze složek σ_x , σ_y a τ_{xy} :

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \left[1 + \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \right] \quad \sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \left(\frac{\varphi}{2} \right) \cdot \left[1 - \sin \left(\frac{\varphi}{2} \right) \right]$$

Po dosazení do podmínky mezního stavu pružnosti – např. HMM - bude

- pro rovinnou napjatost

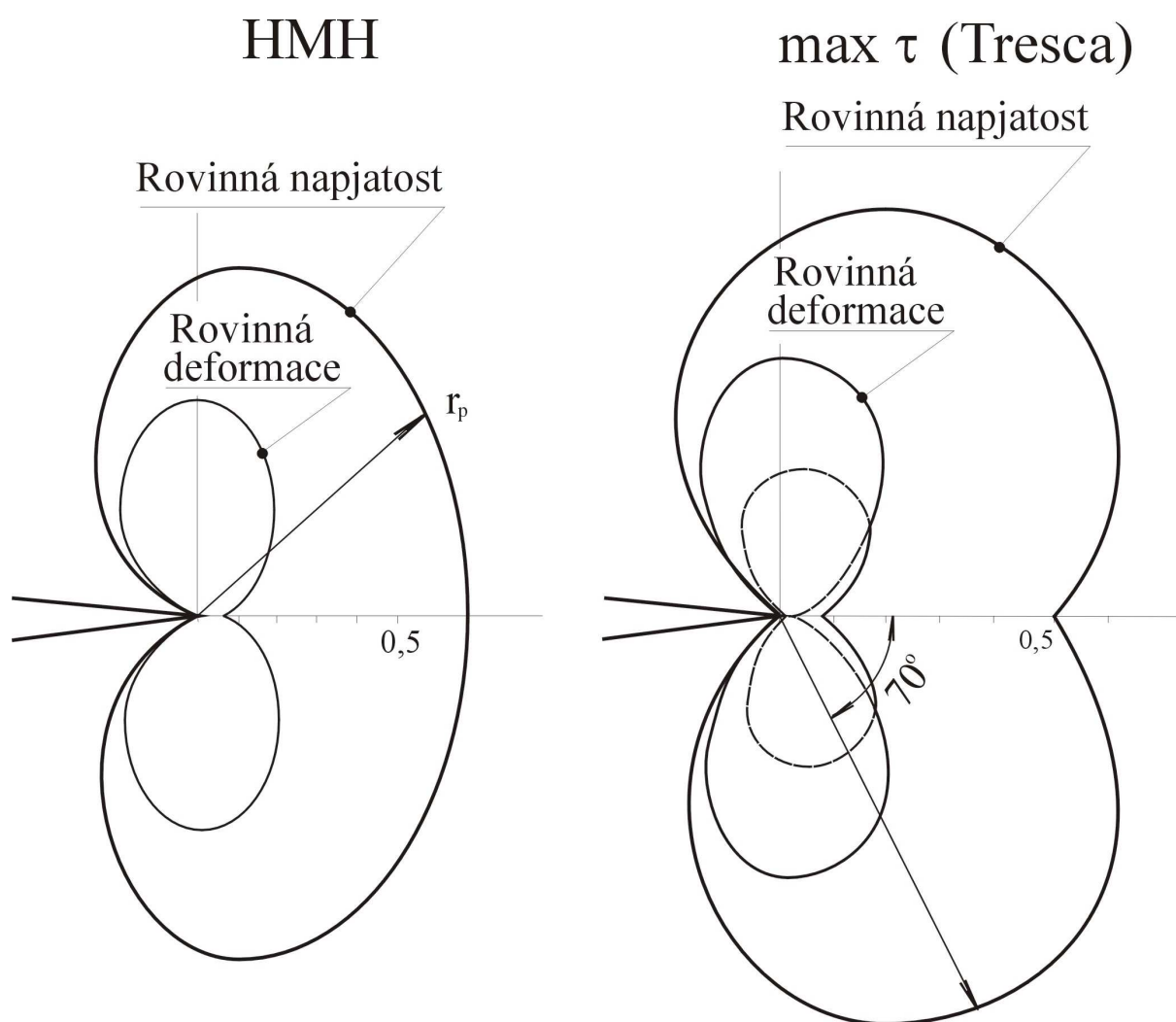
$$r_y(\varphi) = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \left(1 + \cos \varphi + \frac{3}{2} \sin^2 \varphi \right)$$

- pro rovinnou deformaci

$$r_y(\varphi) = \frac{1}{4\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \cdot \left[(1 - 2\mu)^2 \cdot (1 + \cos \varphi) + \frac{3}{2} \cdot \sin^2 \varphi \right]$$

Obdobné výrazy by bylo možno získat i z podmínky mezního stavu pružnosti $\max \tau$.

Porovnání tvarů plastických oblastí je uvedeno na obr. IV-28. Jsou v poměrně dobrém souladu s provedenými podrobnějšími pružně plastickými analýzami metodou konečných prvků.



obr. IV-28

4.311.53 Vliv stavu napjatosti na plastifikaci u čela trhliny

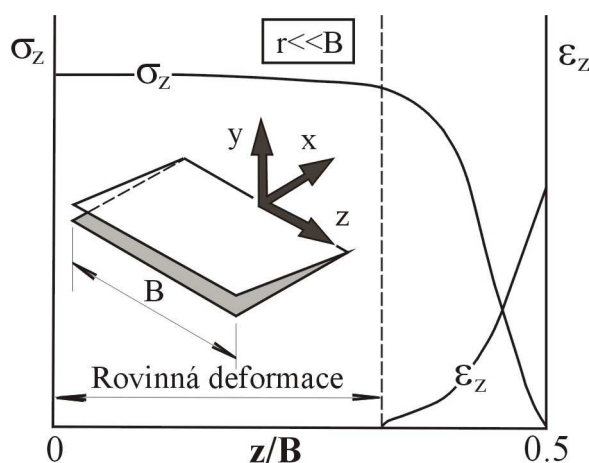
V lomové mechanice se většina řešení napětově deformačních poměrů v elastické oblasti omezuje na dvourozměrné problémy – rovinnou napjatost (RN) nebo rovinnou deformaci

(RD). Obecně však poměry před čelem trhliny neodpovídají ani jednomu z těchto dvou krajních případů – jedná se tam o trojrozměrnou napjatost a trojrozměrnou deformaci. Nicméně existují případy, kdy předpoklad o dvojrozměrnosti je platný nebo alespoň přijatelný.

Uvažujme zatíženou stěnu a to nejprve bez trhliny. Potom bez ohledu na její tloušťku bude v libovolné rovině rovnoběžné se střednicovou rovinou stejný stav rovinné napjatosti.

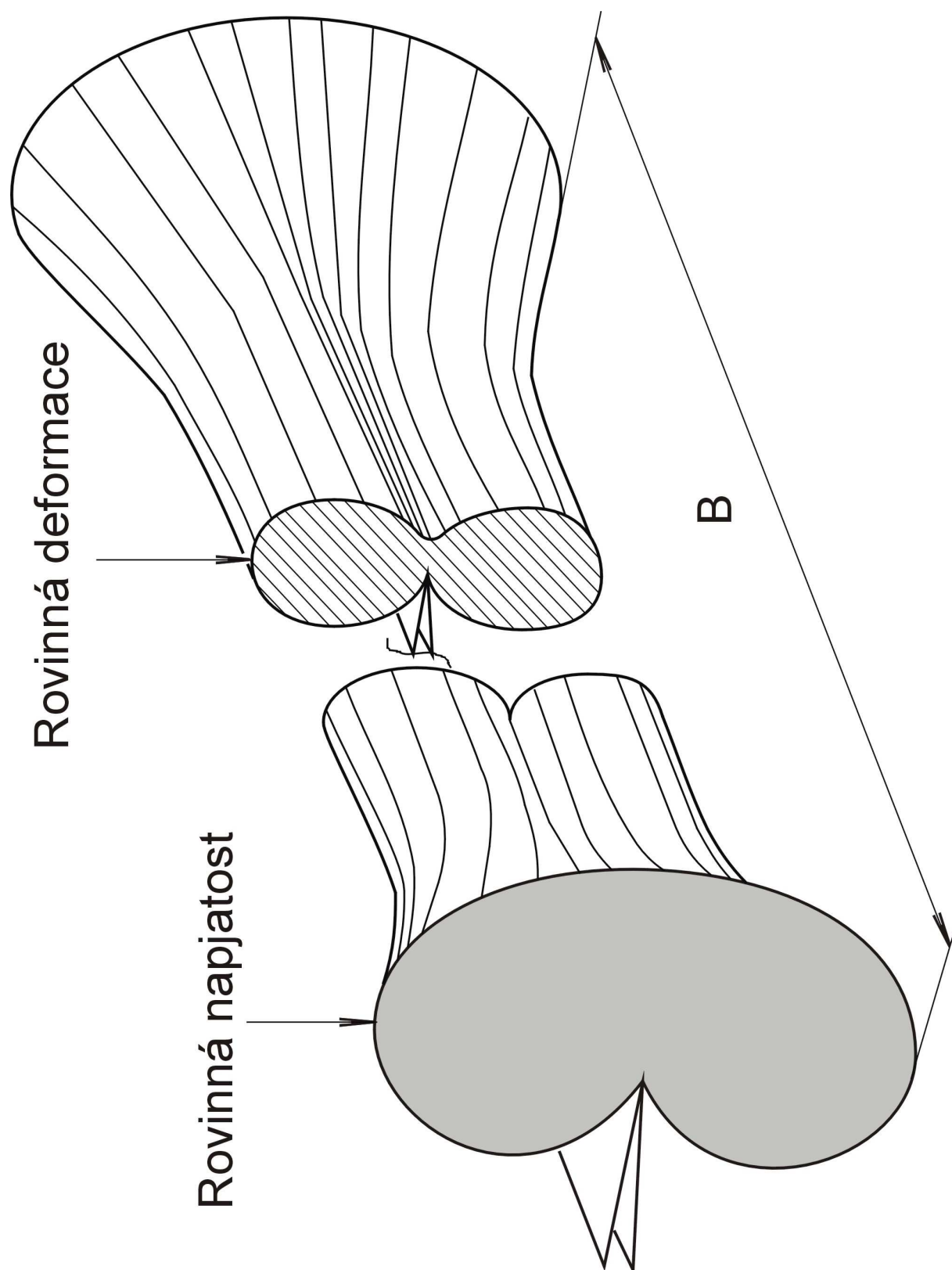
Jinak tomu však bude ve stěně s trhlinou (uvažujme pro zjednodušení, že se jedná o průchozí trhlinu přes celou tloušťku stěny); příslušné zatížení nechť je tak malé, že velikost zplastizované oblasti je nepodstatná (o vlivu plastifikace se zmíníme později).. V důsledku vysokého napětí σ_y působícího kolmo na rovinu trhliny (obr. IV-29) má materiál v blízkosti čela trhliny snahu se smršťovat ve směru souřadnicových os x a z (jak plyne z obecného Hookova zákona). Velikost tohoto smrštění je omezována materiálem ve vzdálenější oblasti od čela trhliny. Toto omezování plastické deformace u čela trhliny (anglicky „constraint“) má za důsledek vznik trojosého stavu (triaxiality) napjatosti. K pojmu „constraint“ neexistuje zatím všeobecně přijatý český ekvivalent; nejčastěji se tedy přepisuje ve svém anglickém tvaru, někdy se překládá jako „stísnění deformace“. (Přesnější vymezení tohoto constraintu souvisejícího s vlivem tloušťky je „out-of-plane constraint“.) Podrobněji se budeme otázce constraintu věnovat v kap. 4.35.

Kvalitativně jsou průběhy napětí σ_z a délkového přetvoření ε_z působící ve směru osy z v blízkosti čela trhliny ($r \ll B$) naznačeny na obr. IV-29.



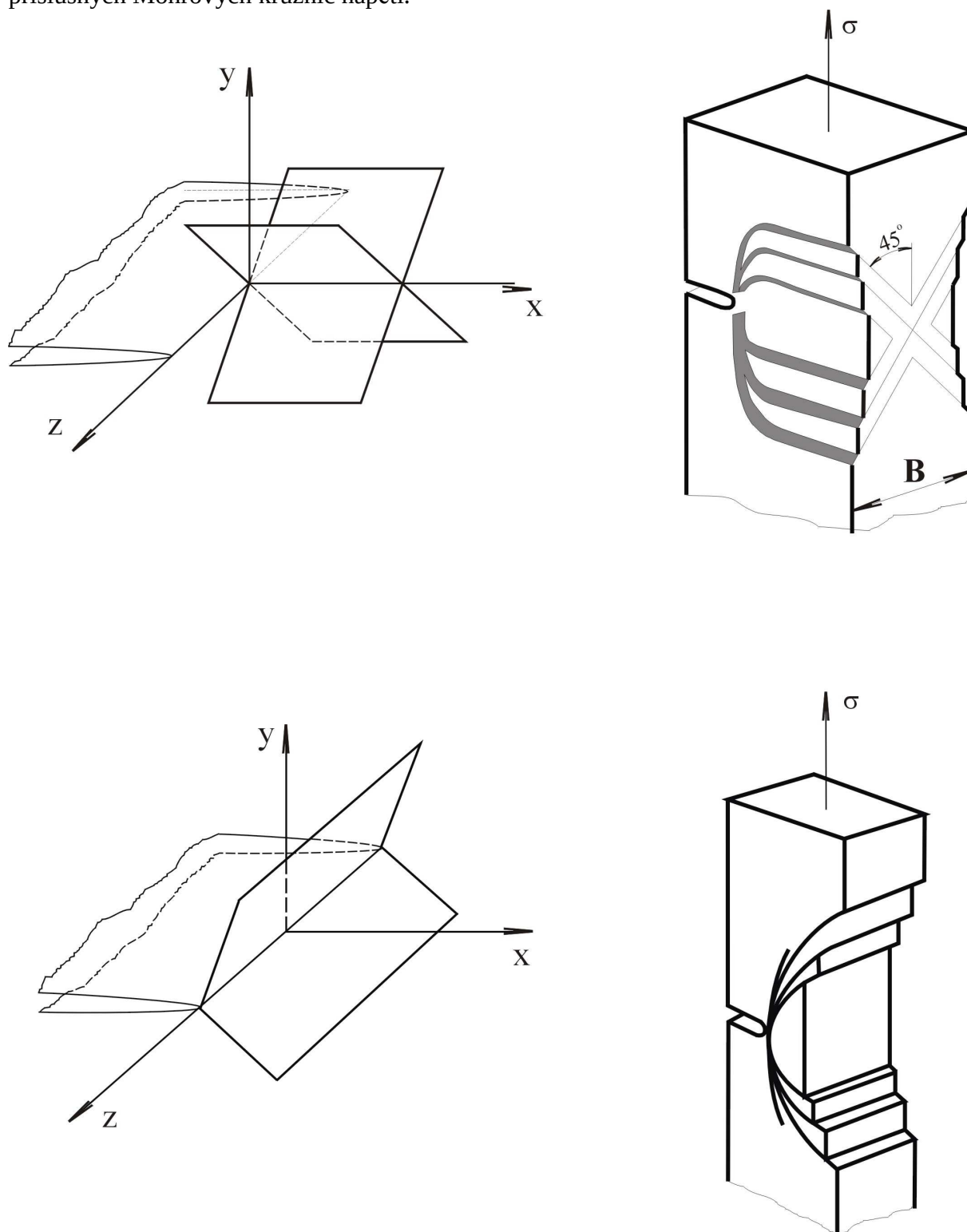
obr. IV-29

Na povrchu stěny ($z/B = 0,5$) je $\sigma_z = 0$ a ε_z dosahuje své největší absolutní hodnoty. Na střednicové ploše ($z/B = 0$) jsou pro $r \gg r_y$ podmínky rovinné deformace, tedy $\sigma_z = \mu(\sigma_x + \sigma_y)$. S tím také souvisí změna tvaru a velikosti plastické oblasti po tloušťce stěny tělesa (obr. IV – 30).



obr. IV - 30

Různým stavům napjatosti také odpovídají různé polohy rovin maximálních smykových napětí; na obr. IV-31 to je znázorněno pro poměry v rovině trhliny ($\varphi = 0$). Představu o poloze těchto rovin maximálních smykových napětí lze získat po nakreslení příslušných Mohrových kružnic napětí.



obr. IV-31

4.311.6 Lomová houževnatost

Lomovou houževnatostí rozumíme obecně odpor materiálu proti iniciaci a růstu trhliny. Tato vlastnost potom může být charakterizována buď pouze jednou hodnotou příslušného parametru vyjadřujícího houževnatost (např. K_{Ic} v této kapitole, δ_c v kap. 4.33, J_{Ic} v kap. 4.34) nebo závislostí odpovídajícího parametru na přírůstku délky trhliny (např. $R - \Delta a$ v kap. 4.43).

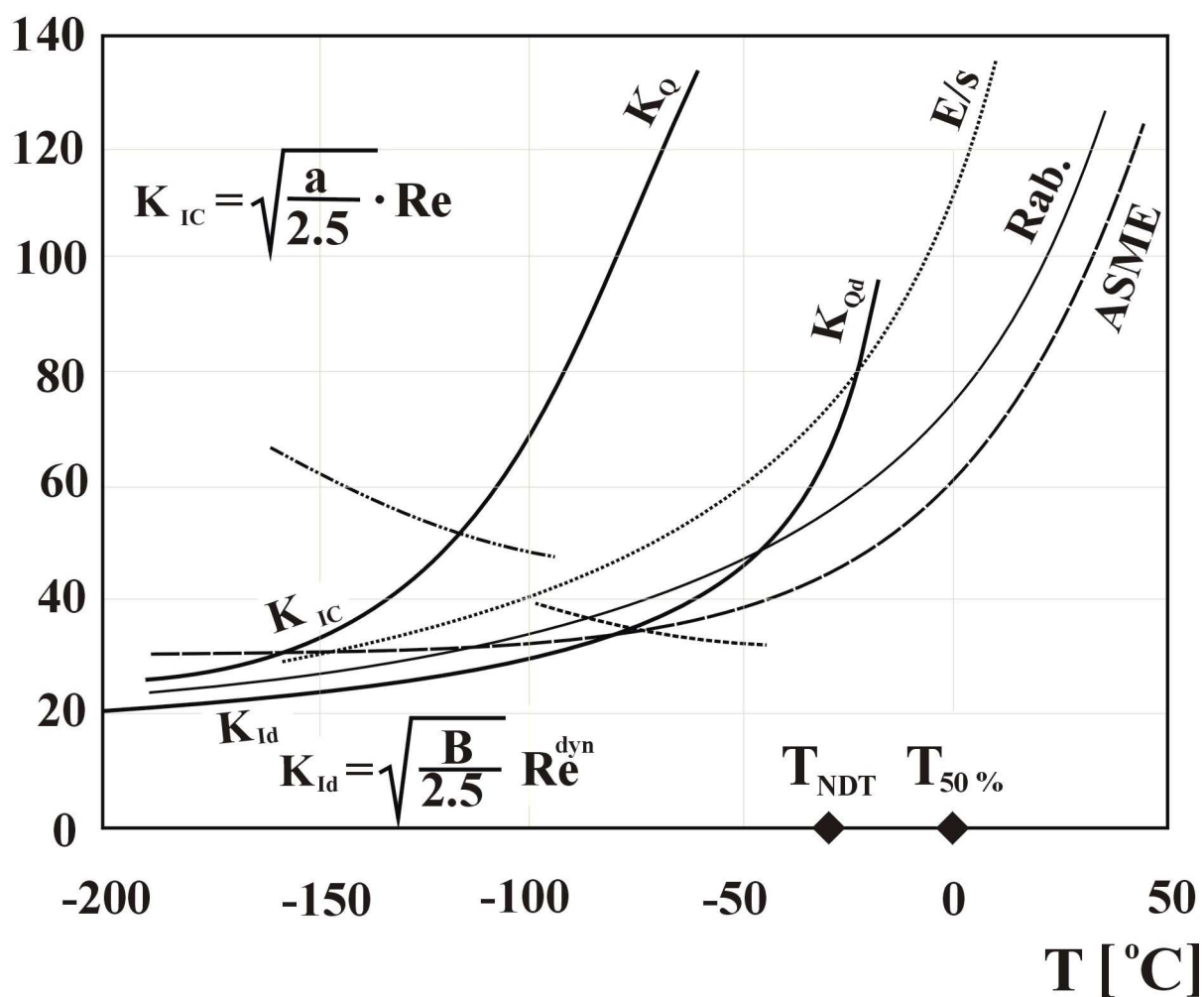
4.311.61 Vlivy na lomovou houževnatost

Faktorů ovlivňujících lomovou houževnatost je celá řada: mezi nejpodstatnější patří teplota, rychlost zatěžování a constraint („stísnění deformace“), nezanedbatelný vliv má ale též materiál a pracovní prostředí.

➤ teplota

Příklad závislosti lomové houževnatosti K_{Ic} na teplotě u oceli 11 483.1 je uveden na obr. IV – 32. Zde uvedená čárkovaná křivka odpovídá požadavku na velikost trhliny zkušebního tělesa; ohraničuje oblast využitelnosti K_{Ic} jako materiálové charakteristiky od oblasti, kde K_Q je sice též měřítkem odolnosti proti lomu při statické iniciaci, ale pouze pro materiál dané tloušťky.

11 483.1



$$T_{NDT} = -30^{\circ}C$$

$$T_{86} = +3^{\circ}C$$

$$T_{0.89} = +10^{\circ}C$$

$$RT_{NDT} = -30^{\circ}C$$

$$T_{50\%} = \pm 0^{\circ}C$$

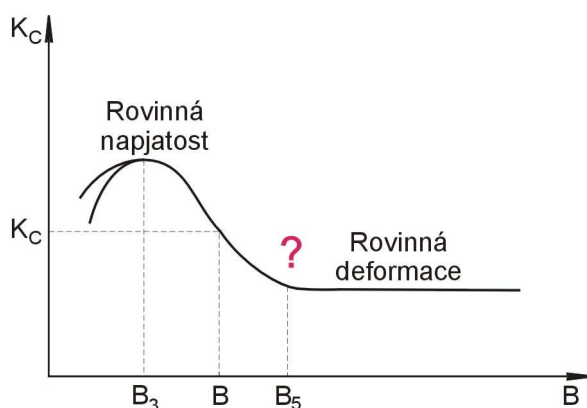
obr. IV - 32

➤ rychlost zatěžování

Všeobecně vede zvyšující se rychlost zatěžování (rychlost deformace) k poklesu lomové houževnatosti. Tento vliv na lomovou houževnatost je podstatný. Bude o něm pojednáno později v kap. 4.312 - Dynamická lomová mechanika.

➤ constraint

Tento pojem se poměrně často vyskytuje v soudobé lomové mechanice. Jeho prvotní vymezení souviselo s přechodem ze stavu rovinné deformace do stavu rovinné napjatosti v závislosti na tloušťce tělesa. (Podrobněji je otázka vlivu constraintu věnována kap. 4.35.) Závislost velikosti lomové houževnatosti na tloušťce tělesa ukazuje obr. IV – 33.



obr. IV - 33

U těles s tloušťkami

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

je dosaženo lomové houževnatosti při rovinné deformaci v oblasti čela trhliny; v tomto případě je dosaženo maximálního constraintu. Své maximální hodnoty dosahuje lomová houževnatost při rovinné napjatosti v oblasti čela trhliny; constraint je v tomto případě minimální. Rovinná napjatost se může plně rozvinout, je-li velikost plastické oblasti řádově stejně veliká jako tloušťka tělesa, tj. při

$$B = B_0 = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

V přechodové oblasti dosahuje lomová houževnatost mezilehlých hodnot. Tak podle přibližné Irwinovy korekce je (Barsom 1999)

$$\frac{K_c}{K_{Ic}} = \sqrt{1 + \frac{1,4}{B^2} \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2}$$

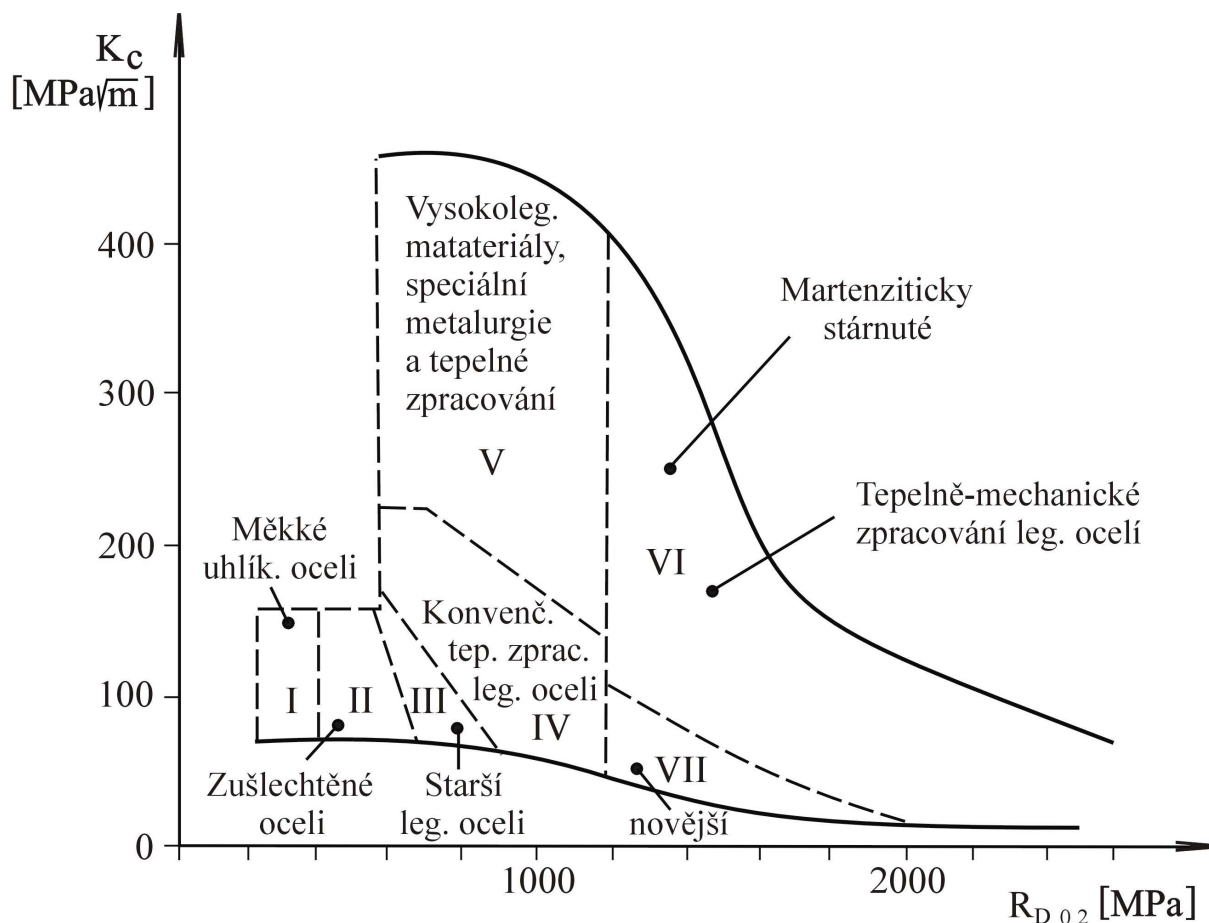
Pro $B < B_0$ je průběh K_c nepravidelný – někdy je horizontální, někdy klesá.

➤ materiál

Vliv má
velikost zrna

prokalení
povrchové tepelné zpracování
čistota (především obsah síry)

Představu o mezích dosažitelných lomových houževnatostí některých ocelí v souvislosti s jejich mezemi kluzu poskytuje obr. IV – 34 (Dvořák 2003).



obr. IV - 34

Jednotlivé oblasti zahrnují: 1 – nelegované svařitelné oceli, 2 – zušlechtěné nelegované oceli, 3 – tepelně zpracované nízkolegované oceli, 4 – vysokolegované oceli, speciální metalurgie a tepelné zpracování, 5 – maraging oceli, 6 – středně legované vysocepevné oceli.

Jak je z tohoto obrázku zřejmé, snižuje se u jednotlivých druhů materiálů jejich houževnatost s rostoucí mezí kluzu.

Po doplnění tohoto diagramu o přímky s konstantním poměrem K_{Ic} / R_e dostáváme tzv. poměrový diagram (RAD – Ratio Analysis Diagram), jehož autorem je Pellini. Zakresleny jsou přímky pro tloušťky v rozmezí od 5 do 300 mm, které splňují podmínku rovinné deformace podle vztahu

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

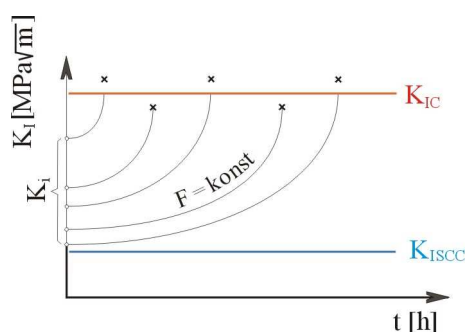
Dále jsou zde pro představu uvedeny kritické velikosti povrchových poloeliptických trhlin určené s uvažováním plastifikace u čela trhliny (viz kap. 4.311.5)

$$a_c = \frac{Q}{\pi} \left(\frac{\frac{K_{Ic}}{R_e}}{\frac{\sigma}{R_e} \cdot Y} \right)^2$$

V tomto případě je uvažováno $Y = 1,12$, $a:c = 1:3$, $\sigma:R_e = 1:2$ a 1 ; tomu odpovídají hodnoty $Q = 1,186$ a $1,027$.

➤ druh prostředí

Z předchozího vyplývá, že K_{Ic} představuje lomovou houževnatost materiálu, určující kritické podmínky pro statickou iniciaci nestabilního lomu. Avšak v řadě případů dochází k těmto nestabilním lomům i když počáteční hodnota součinitele intenzity napětí je značně menší než K_{Ic} . Příčinou těchto jevů je subkritický růst trhliny, kdy spolupůsobení stálého napětí s okolním prostředím vede ke koroznímu praskání (koroze za napětí), vodíkovému zkrěhnutí apod. Experimentálně bylo prokázáno, že jestliže je počáteční součinitel intenzity napětí K_I větší než jistá prahová hodnota (obr. IV-35), dojde k subkritickému růstu a tedy – při stálém zatížení – též ke vzrůstu K_I .



obr. IV - 35

K porušení lomem došlo vždy po určité době, kdy se K_I nepatrně lišilo od K_{Ic} . Lomová houževnatost materiálu se tedy nesnížila vlivem prostředí. Příslušná prahová hodnota součinitele intenzity napětí se označuje buď jako K_{ISCC} (stress corrosion cracking) – prahová lomová houževnatost při korozním praskání pod napětím – jedná-li se o korozní praskání, nebo jako K_{ISH} jde-li o vodíkové zkrěhnutí.

Otázka korozních změn ve svařovaných ocelových konstrukcích je velmi důležitá. U těchto konstrukcí je obtížné a prakticky nemožné se vyhnout povrchovým vadám (zápalům nebo neprůvarům) nebo vzniku mikrotrhlin v tepelně ovlivněné oblasti svaru. Kombinace korozních změn za spolupůsobení zbytkových napětí potom vyvolávají oprávněný předpoklad zvýšeného nebezpečí křehkého porušení v důsledku subkritického růstu.

Výsledky zkoušek (Polák 1981), které sledovaly korozní a napěťové ovlivnění lomové houževnatosti, je možno hodnotit ze dvou hledisek. Samotné přímé porovnání křehkolomových charakteristik ukazuje malý vliv korozního působení. Zdůvodňuje se to

otupením kořene únavové trhliny koroze vedoucí k dosažení relativně vyšších hodnot lomové houževnatosti. Tento poznatek odpovídá skutečnému chování zkušebního tělesa nebo reálné konstrukce s trhlínami (nebo mikrotrhlínami) únavového typu vystaveným působení koroze. Z metodického hlediska je však správnější přepočítání lomových houževnatostí na stejné otupení kořene trhliny; takto získáme názornější představu o vlivu koroze. Vyhodnocení zkoušek v tomto smyslu potom je možno interpretovat tak, že konstrukce s tvarovým nebo technologickým vrubem, představujícím podstatně tupější vadu než je únavová trhlina, by se vlivem koroze pod napětím chovala po určité době jako těleso s velmi ostrou trhlínou.

Vedle uvedených geometrických změn je třeba brát v úvahu i zkřehnutí v oblasti kořene korozních trhlín. Za hlavní zdroj zkřehnutí se dnes považuje nadifundovaný vodík.

➤ rozptyl výsledků

Naměřené hodnoty lomových houževnatostí K_{Ic} vykazují poměrně značný rozptyl a to i tehdy, má-li materiál homogenní strukturu. Příčinu je třeba vidět ve statistickém charakteru porušování soudržnosti materiálu. Ukazuje se (Wallin 1984), že vhodným rozdělením je pro tyto účely trojparametrické Weibullovo rozdělení s distribuční funkcí

$$F = 1 - \exp \left[- \left(\frac{K_{Ic} - a}{b} \right)^m \right]$$

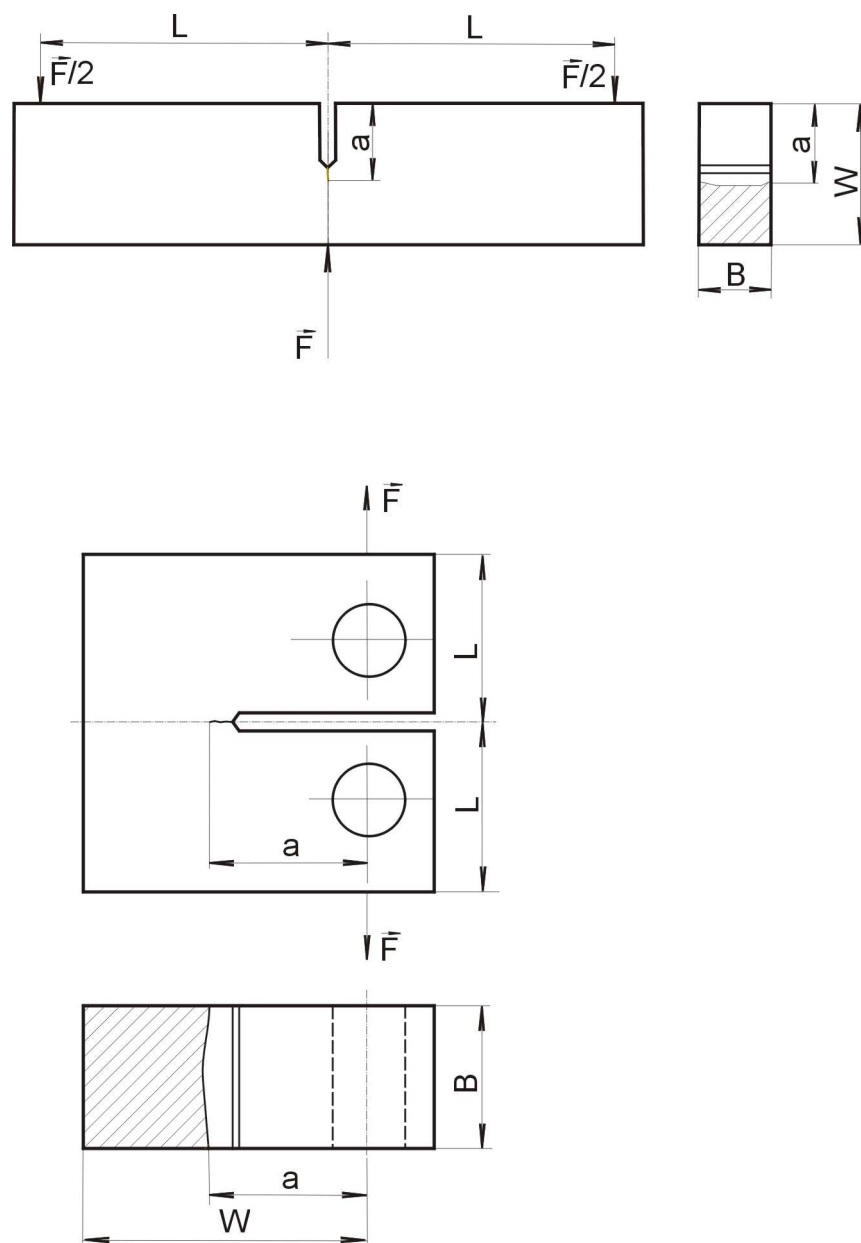
kde a je parametr polohy, b je parametrem měřítka a exponent m je parametrem tvaru (všeobecně se užívá hodnota $m = 4$). (Tohoto rozdělení využívá též tzv. „master křivka“ – viz kap. 4.314.)

4.311.62 Metodika určení K_{Ic}

Hodnota K_{Ic} charakterizuje odolnost materiálu proti statické iniciaci křehkého porušení při rovinné deformaci v oblasti kořene trhliny a to za platnosti předpokladů LELM.

Prvá norma popisující měření K_{Ic} byla vydána v r. 1970 v USA jako ASTM E 399. U nás byla k tomuto účelu zpracována ČSN 42 0347 „Lomová houževnatost kovů při statickém zatížení“. Tato norma prošla několika etapami svého vývoje; její poslední verze již zahrnovala nejen určení K_{Ic} , ale též δ_c , J_{Ic} a R-křivek. V současné době je schválena norma ČSN EN ISO 12737 „Kovové materiály – Určení lomové houževnatosti“.

Ke zkouškám se používá těles pro trojbodový ohyb nebo excentrický tah (CT-tělesa) (obr. IV-36).



obr. IV - 36

Aby byl v oblasti kořene trhliny stav rovinné deformace, musí být splněna podmínka

$$B \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

Měřené hodnoty K_{Ic} u ocelí vysoké pevnosti jsou v rozmezí cca 50 až 100 MPa.m^{1/2}. V závislosti na mezi kluzu je pak minimální požadovaná tloušťka vzorku 2 až 20 mm; z praktických důvodů jsou však zřídka užívány vzorky s tloušťkou menší jak 10 mm. Kombinace vysokých lomových houževnatostí a nízkých mezí kluzu vedou k požadavkům na extrémně velké a mnohdy nereálné tloušťky vzorků (např. $K_{Ic} = 150 \text{ MPa.m}^{1/2}$, $R_e = 300 \text{ MPa}$, $B \geq 0,62 \text{ m}$). Odolnost materiálu je pak charakterizována jinými koncepcemi lomové

mechaniky. Zkoušení při takto velkých tloušťkách by bylo nejen nepraktické, ale také neúčelné (je velmi nepravděpodobná taková tloušťka stěny reálné konstrukce).

Další požadavek se klade na velikost trhliny: aby byla plastická oblast malá v porovnání s délkou trhliny, tj. aby bylo

$$r_p = 2r_y = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2 \leq 0,04a$$

musí být délka nacyklované únavové trhliny (při uvažování $50/6\pi \approx 2,5$)

$$a \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_e} \right)^2$$

Splnění podmínky malého rozsahu plastické deformace je v normě kontrolováno ještě dalšími dvěma podmínkami využívajícími k tomu hodnotu sil F_Q a F_{max} ; podrobnější údaje o tom uvádí např. Vlach 2001.

Z uvedené síly F_Q se potom stanoví provizorní hodnota K_Q . Jsou-li splněny všechny uvedené podmínky, je K_Q platnou hodnotou K_{Ic} .

Je však třeba poznamenat, že pro konstrukční svařitelné oceli střední a vyšší pevnosti je možné určit platné hodnoty K_{Ic} pouze při velmi nízkých teplotách (v oblasti dolních prahových hodnot).

Příklad závislosti K_{Ic} na teplotě byl uveden na obr. IV-34

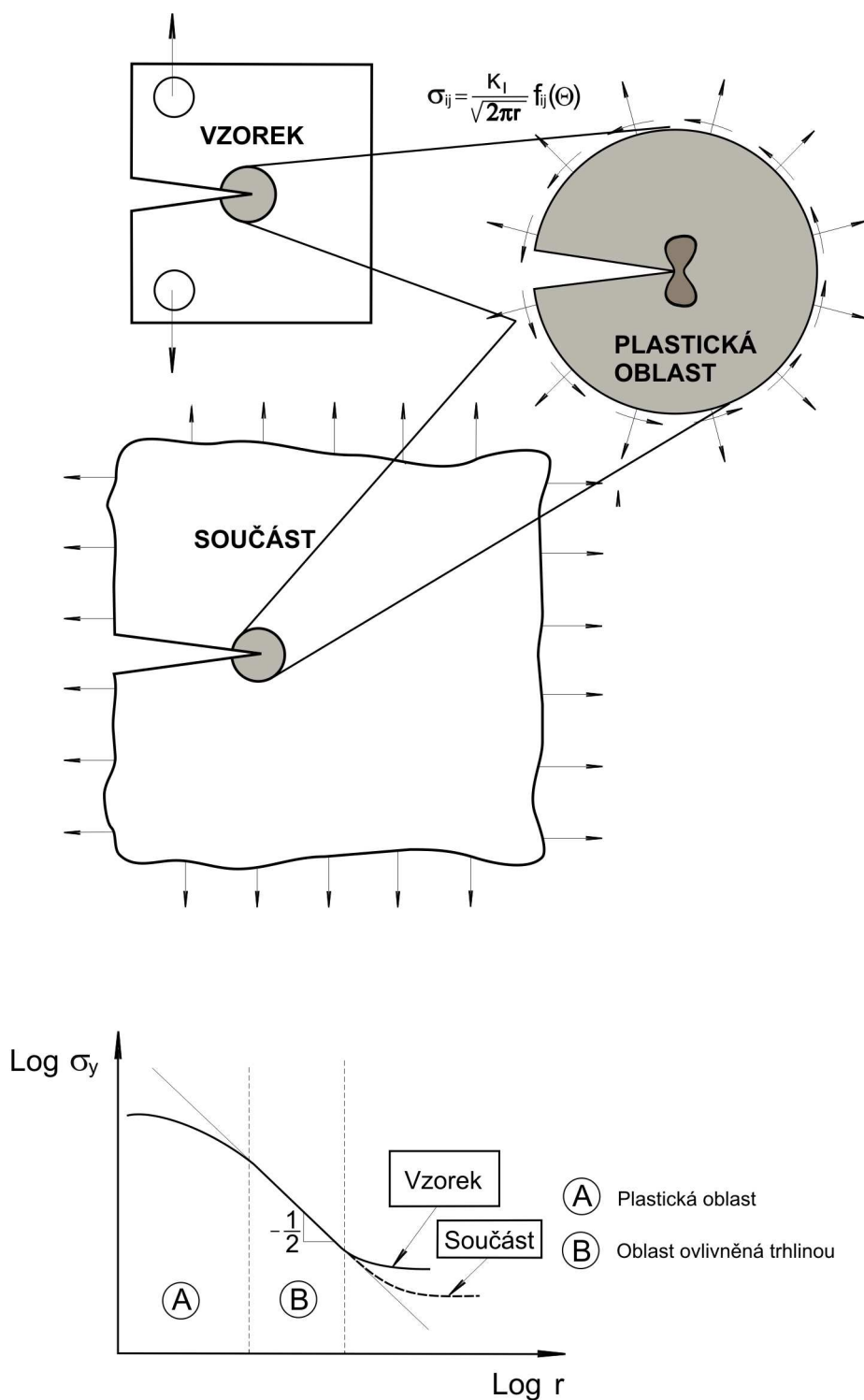
4.311.7 Oblast použitelnosti této koncepce

V kap. 4.311.1 bylo ukázáno, že napětí a deformace v blízkém okolí čela trhliny závisí u lineárně elastického materiálu na $1/\sqrt{r}$ a že součinitel intensity napětí určuje amplitudu singularity. Pomocí součinitele intensity napětí je potom možno stanovit pole napětí a deformací v oblasti s touto převládající singularitou. Jestliže uvažujeme, že k iniciaci nestabilního růstu trhliny dochází při jisté kombinaci napětí a deformací, pak tento stav nastane při dosažení kritické hodnoty součinitele intensity napětí – lomové houževnatosti (ať již K_{Ic} , K_{IIc} nebo K_{IIIc} – podle příslušného módu).

Protože hnací síla trhliny souvisí jednoznačně se součinitelem intensity napětí (viz kap. 4.311.2), je také houževnatost G_C parametrem popisujícím za kritického stavu podmínky na čele trhliny (to bylo již ukázáno v kap. 4.231).

Předchozí úvahy ovšem neuvažují plastifikaci nebo další nelinearity vyskytující se u čela trhliny. Bylo zjištěno, že procesy na mikroskopické úrovni, vedoucí k lomu, probíhají obecně v plastické oblasti (nebo výstižněji v procesní zóně). Dokonce je-li tato plastická oblast velmi malá, nedochází v oblasti, v níž singularita má rozhodující vliv na pole napětí a deformací, k iniciaci lomu. Lze si tedy položit otázku, zda je součinitel intensity napětí vhodným parametrem i v případech, kdy dochází v materiálu k nepružným deformacím. Odpověď na ni zní ano, avšak pouze při splnění jistých podmínek.

Uvažujme zatěžovaný vzorek a reálnou konstrukci se stejnou hodnotou součinitele intenzity napětí K_I (obr. IV-37 a).



obr. IV - 37

Předpokládejme, že plastická oblast je malá v porovnání s rozměry vzorku a konstrukce. Uvolněme si nyní prvek ve tvaru disku takové velikosti, že v ní má singularita rozhodující vliv na pole napětí a deformací. Napětí a deformace na hranici tohoto prvku je

pak možno popsat rovnicemi LELM (kap. 4.311.1). Velikost plastické oblasti a rozložení napětí v disku jsou funkcemi těchto okrajových podmínek a pružnostních charakteristik materiálu. I když ale neznáme rozložení napětí v plastické oblasti, můžeme prohlásit, že je toto rozložení (obr. IV-37 b) jednoznačně charakterizováno uvedenými známými okrajovými podmínkami. Potom také podmínky na čele trhliny jsou u vzorku a konstrukce stejné a v obou případech dojde k iniciaci nestabilního lomu při stejném K_{IC} .

Otázka použitelnosti lomové houževnatosti K_{IC} jako kritéria iniciace nestabilního lomu souvisí s několika otázkami, souvisejícími

- s omezením z hlediska velikosti plastické oblasti,
- s omezením na dlouhé trhliny,
- s omezením na případ rovinné deformace,
- s uvážením možnosti vzniku plastického kolapsu.

ad 1. Omezení z hlediska velikosti plastické oblasti

Pro získání představ o přípustné velikosti plastické oblasti byla tato otázka testována na různých typech zkušebních vzorků. Dospělo se k závěru (Knott 1973), že nemá-li být chyba v určení napětí větší jak 7 %, musí být splněna podmínka velikosti plastické oblasti při rovinné deformaci

$$\frac{(r_y)_{RD}}{a} = \frac{1}{6} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 \leq 0,02$$

což vede na požadavek $\sigma \leq R_e$.

Pro chybu 20 % se udává poměr

$$\frac{(r_y)_{RD}}{a} \leq 0,05$$

z čehož plyne $\sigma \leq 0,55 R_e$. Tuto hodnotu je možno brát jako hrubé kritérium – nikoliv ale všeobecně platné.

ad 2. Omezení na dlouhé trhliny

Uvážíme-li platnost vztahu

$$\frac{K_I}{R_e} = \frac{\sigma}{R_e} \cdot \sqrt{\pi a}$$

plyne z něj též velikost trhliny

$$a = \frac{1}{\pi} \cdot \frac{(K_I / R_e)^2}{(\sigma / R_e)^2}$$

a také minimální velikost trhliny pro $\sigma / R_e \leq 0,55$

$$a \geq \frac{1}{0,55^2 \cdot \pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 = 1,05 \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

což je poněkud mírnější požadavek než byl uveden na velikost trhliny zkušební vzorku.

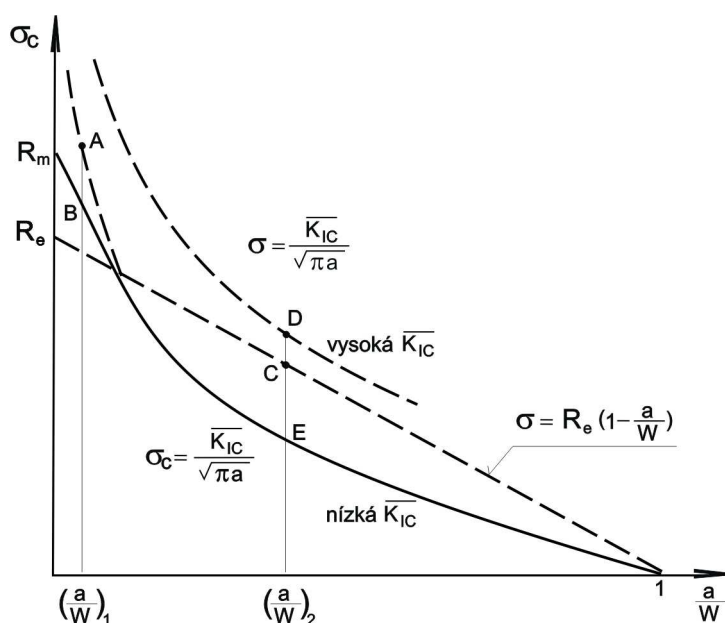
Otázka lomové houževnatosti u krátkých (mělkých) trhlin bude v dalším podrobněji rozebrána v kap. 4.35.

ad 3. Omezení na případ rovinné deformace

Souvislost lomové houževnatosti při rovinné deformaci a rovinné napjatosti v oblasti u čela trhliny byla již ukázána na obr. IV-33.

ad 4. Uvážení možnosti vzniku plastického kolapsu

V závislosti na velikosti lomové houževnatosti, velikosti tělesa a trhliny může dojít buď k iniciaci nestabilního lomu nebo ke vzniku plastického kolapsu (plastického zhroucení) tělesa (obr. IV – 38).



Obr. IV - 38

Na svislé ose je vynášeno napětí u taženého pásu šířky W s průchozí centrální trhlínou délky $2a$, odpovídající jednak vzniku křehkého porušení, jednak vzniku plastického kolapsu.

Teoreticky by ke křehkému porušení mělo docházet při napětích, kdy $\sigma_c = K_{IC} / \sqrt{\pi a}$; tomu odpovídají body ležící na příslušné rovnoosé hyperbole. Realističtější však je upřesnit tuto mezní křivku dvěma tečnami k této hyperbole, vycházejícími jednak z bodu odpovídajícího mezi pevnosti R_m , jednak z bodu pro $(a/W)=1$. Malá trhliny se potom neporuší křehce při napětí odpovídajícímu bodu A, ale bodu B

K plastickému kolapsu dojde při napětí v „netto“ průřezu (v průřezu oslabeném trhlínou) o velikosti

$$\sigma_{net} = \sigma \frac{W}{W-a} \geq R_e$$

Tuto situaci je možno znázornit přímkou

$$\sigma = R_e (1 - a/W)$$

Uvažujme nyní případ, kdy je lomová houževnatost tělesa nízká a trhlina malá – jak odpovídá poměru $(a/W)_1$. Jak je z obrázku zřejmé, k poruše dojde nyní v důsledku plastického kolapsu při napětí $\sigma_{net} \approx \sigma$. Za těchto podmínek tedy nelze použít LELM: oblast její použitelnosti je vymezena podmínkou $\sigma_{net} < R_e$. Tak např. Fedderson udává $\sigma_{net} < 2/3 \cdot R_e$.

Lineárně elastickou lomovou mechaniku nelze rovněž použít v případě, kdy se bude jednat o materiál s vysokou lomovou houževnatostí (čárkovaně naznačená hyperbola). K plastickému kolapsu dojde při napětí odpovídajícímu bodu C; napětí v bodě D nelze dosáhnout.

Podrobněji se otázkami souvisejícími se vznikem vzniku křehkého lomu, plastického kolapsu a mezilehlých porušení zabývá dvouparametrová lomová mechanika (kap. 4.5).

4.312 Dynamická lomová mechanika

4.312.1 Úvod

Doposud jsme se zabývali analýzou tělesa s trhlinou pouze za kvazistatických podmínek, kdy kinetická energie byla v porovnání s ostatními složkami energie soustavy poměrně nevýznamná a mohla být zanedbána. Trhlina byla považována za stacionární trhlinu, podrobenou stálému nebo pomalu rostoucímu zatížení.

Obecně je však možno v procesu křehkého porušení tělesa s trhlinou rozlišovat tři stadia, přičemž třetí stadium se nemusí vždy vyskytnout; jedná se pak o :

1. **iniciaci lomu**, tj. okamžik, kdy se čelo trhliny začíná nestabilně šířit; k této iniciaci může dojít i v důsledku dynamického (rázového, impulsního) zatížení stacionární trhliny;
2. **šíření lomu** (růst trhliny), kdy se lom šíří tělesem určitou rychlostí (závisící na přívodu energie do oblasti čela trhliny a na odporu proti růstu trhliny);
3. **zastavení lomu** – to může nastat za určitých vnějších podmínek a při jistých vlastnostech materiálu.

Studiem podmínek pro iniciaci trhliny, její růst a zastavení se zabývá **dynamická lomová mechanika**. V nejobecnějším tvaru není odpověď na tyto otázky jednoduchá. Objevují se totiž v této souvislosti tři komplikující faktory, které se dříve nevyskytovaly. Jsou to:

- setrvačné síly,
- časově závislé materiálové vlastnosti,
- odražené vlny napětí .

Působení **setrvačných sil** je důležité v případech, kdy se zatížení mění náhle; část deformační práce se přemění v kinetickou energii.

Mechanické **vlastnosti** materiálu závisejí výrazně na době působení zatížení na těleso. Tak např. u většiny kovů se jak mez kluzu tak i mez pevnosti zvyšují s rychlostí zatěžování. Dynamická zatížení vyvolají vysokou hladinu napětí v oblasti trhliny a lom nastane tak rychle, že tento čas není postačující pro rozvoj plastické deformace. Energie je tudíž uvolněna v průběhu krátké doby což vede k rychlému růstu trhliny. Tato představa vysvětluje výsledky experimentů, které ukazují, že dynamické zatížení vyvolává křehké porušení.

Jestliže dojde k náhlé změně zatížení nebo když trhlina rychle roste, šíří se materiálem **vlny napětí**, které se odrážejí od volných povrchů a líců trhliny. Odražené vlny napětí ovlivňují lokální napětí a deformace u čela trhliny (a ta zase zpětně ovlivňují lomové chování). Napětí a deformace se tedy značně liší od poměrů při statickém zatížení. V některých oblastech tělesa jsou potom dynamická napětí větší než odpovídající statická napětí.

U některých problémů může být vynechán jeden nebo více uvedených vlivů. Jestliže jsou považovány za nepodstatné všechny tři vlivy, redukuje se problém na kvazistatický případ.

Dynamická verze LELM se nazývá **elastodynamická lomová mechanika**. V jejím rámci nejsou uvažovány nelineární materiálové vlastnosti; setrvačné síly a odražené vlny napětí však zde jsou – je-li třeba – zahrnuty. Teoretická základna elastodynamické lomové mechaniky je v dnešní době na solidní úrovni. Praktické aplikace tohoto přístupu se staly běžnými.

I když elastodynamická lomová mechanika platí v řadě případů, má rovněž svá jistá omezení. Jestliže je v dynamickém problému plastická zóna omezena na malou oblast u čela trhliny, je koncepce součinitele intenzity napětí (s jistými modifikacemi) stále použitelná. V dalším se omezíme pouze na tuto koncepci.

Dynamická lomová mechanika zahrnující nelineární, časově závislé materiálové chování, je poměrně nedávnou inovací lomové mechaniky. V řadě prací je zobecněn J-integrál, zahrnující pak vlivy setrvačných sil a viskoplasticity.

Každé shora uvedené stadium se řídí jinými fyzikálně-metalurgickými a mechanickými zákonitostmi. Odolnost materiálu proti porušení na čele trhliny bude různá pro jednotlivá stadia (to platí především u materiálů citlivých na rychlost deformace). To především znamená, že lomová houževnatost je závislá na rychlosti zatěžování. Dále to znamená nutnost uvažovat dynamické namáhání u čela pohybující se trhliny – šíření napěťových (případně při impulzním zatěžování též rázových) vln. Nelze použít jen číselně upravených hodnot ze statického řešení, neboť je zde jiný tvar plastické zóny, bariéry proti pohybu trhliny mají jinou povahu, vliv tělesa nebo soustavy těles hraje podstatnější roli.

4.312.2 Dynamické (rychlé) zatížení stacionární (stojící) trhliny

Rychlé zatížení konstrukce může být vyvoláno různými příčinami. Nejčastěji to je ráz s jiným objektem – např. náraz vozidla na svodidlo, náraz jeřábu na zarážku na jeřábové dráze nebo náraz lodi do mořské plošiny a pod. Rázové zatížení se často užívá při laboratorních zkouškách, kdy je požadována vysoká rychlost deformace. Charpyho zkouška, kdy naráží kladivo z určené výšky na vzorek s vrubem, je pravděpodobně nejznámější dynamickou zkouškou mechanických vlastností. Dynamické zatížení vzorků v lomové mechanice může být též vyvoláno rázovým zatížením vyvolaným řízeným výbuchem náložky blízko vzorku nebo servohydraulickým zkušebním strojem, speciálně zkonstruovaným pro dosažení vysokých rychlostí deformace.

Úměrně tomuto dynamickému namáhání též roste i časová změna součinitele intenzity napětí $\dot{K}$ [MPa.m^{1/2}.s⁻¹]. Jeho orientační hodnoty jsou (Holzmann et al. 1984):

cca 10 MPa.m ^{1/2} s ⁻¹	tlakové nádoby
10 ³	mosty, jeřáby
10 ⁴	letecké podvozky
10 ⁵	zemní a stavební stroje
10 ⁶	kovací lisy

až 10^7

vojenská technika (exploze, náraz střely)

Avšak k lokálnímu dynamickému namáhání může dojít i u staticky zatížené konstrukce obsahující zkřehnutou oblast. V ní existující nebo při statickém zatížení vzniklá mikrotrhlina proběhne touto zkřehnutou oblastí a dojde na hranici se základním materiálem. O jejím dalším postupu rozhodnou vlastnosti základního materiálu zjištěné za dynamických podmínek.

Určení parametru charakterizujícího lom – jako je součinitel intensity napětí nebo J-integrál – je pro rychlé zatěžování velmi obtížné.

Uvažujme případ, kdy plastická zóna zahrnuje malou oblast u čela trhliny. Pole napětí u čela trhliny pro vysokou rychlost zatěžování a mód I je potom dáno

$$\sigma_{ij}(t) = \frac{K_I(t)}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{ij}$$

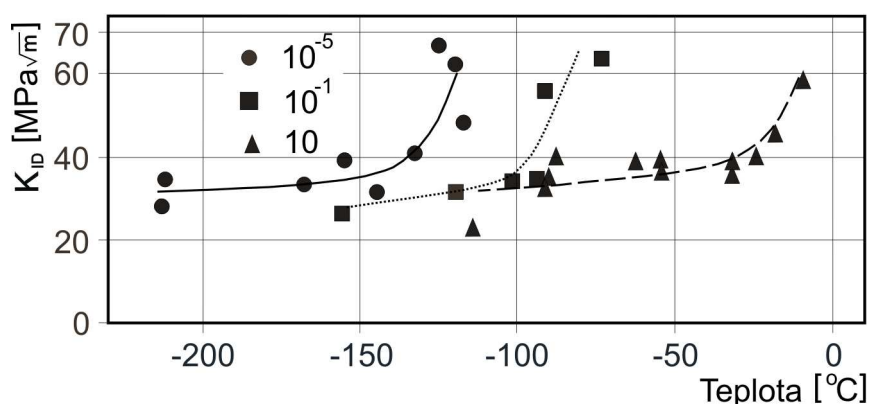
kde (t) udává, že se jedná o funkci času. Funkce úhlu f_{ij} je identická s kvazistatickým případem a byla uvedena již dříve.

Součinitel intensity napětí, který charakterizuje amplitudu elastické singularity, se v počátečním stadiu zatěžování nevyzpytatelně mění. Odražené vlny napětí, které procházejí vzorkem navzájem interferují a vyvolávají složité – časově závislé – pole napětí. Okamžitá hodnota K_I závisí na velikosti jednotlivých napětíových vln, které procházejí v daném okamžiku oblastí u čela trhliny. Jsou-li tyto vlny významné, není možno usuzovat na velikost K_I z hodnot vzdáleného zatížení. Podrobnou analýzu napětí a deformací v konečném tělese s trhlinou lze provést pouze výpočtem některou z numerických metod nebo na základě experimentů (např. dynamickou fotoelasticitami).

Dynamické zatížení stojící trhliny povede podle současných představ **ke ztrátě stability** této trhliny a k náhlému lomu tehdy, když dynamický součinitel intensity napětí bude roven nebo větší nežli materiálová konstanta, dynamická lomová houževnatost K_{Id} :

$$K_I(t) \geq K_{Id}$$

Dynamická lomová houževnatost K_{Id} je vždy menší než statická houževnatost K_{Ic} . Průběhy K_{Id} pro tři různé rychlosti zatěžování jsou uvedeny na obr. IV – 39.



Obr. IV - 39

Z obrázku je zřejmé, že zvyšování rychlosti zatěžování se projevuje posunutím tranzitní oblasti k vyšším teplotám.

Orientačně je možno uvažovat podle Pelliniho, že

$$K_{Id} = 0,6.K_{Ic}$$

Rozborem rozsáhlých zkoušek byl též vyjádřen teplotní posuv mezi K_{Ic} a K_{Id} :

$$\Delta T_{Cd} = 119 - 0,12.R_e$$

Výraz platí pro oceli s mezí kluzu od 250 do 950 MPa. Tak např. pro ocel s $R_e = 500 \text{ MPa}$ tomu odpovídá teplotní posuv 59°C .

Pro stanovení K_{Id} se často užívají rázová kladiva nebo padostroje vybavené zařízením pro registraci závislosti síla – průhyb, případně síla – čas (Man et al. 1987). Na tyto zkoušky se používají tělesa relativně malých rozměrů – nejčastěji rozměrově shodná se zkušebními tyčemi pro zkoušky rázem v ohybu $10 \times 10 \times 55 \text{ mm}$. Jsou opatřena vrubem v jehož kořeni je cyklickým namáháním vytvořena únavová trhлина. Zkušební tělesa jsou zatěžována dynamickým třibodovým ohybem – úderem kladiva nebo závažím padostroje při nárazové rychlosti $1 - 4 \text{ ms}^{-1}$. Nárazová rychlost musí být volena tak, aby setrvačná síla a kmitání tělesa projevující se na záznamu zkoušky neovlivnily vyhodnocované veličiny. Docílí se při nich hodnot $\dot{K}$ cca $5 \cdot 10^4$ až $5 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$ při nichž je dynamická lomová houževnatost minimální. I při této zkoušce musí být splněny podmínky pro velikost nacyklované trhliny a tloušťku vzorku – obdobně jako u zkoušky K_{Ic} -avšak s uvážením dynamické meze kluzu. Pro nízkouhlíkové a nízkolegované oceli s mezí pevnosti menší než 800 MPa lze tuto dynamickou mez kluzu určit ze vztahu [Vla-82]

$$R_e^d = R_e - 40 + 1100 \exp \left[\frac{-0,0113}{2,7 - 0,0017 R_m} (273 + T) \right]$$

V řadě teoretických i experimentálních prací bylo prokázáno, že pro konstrukční oceli je při teplotě T_{NDT} poměr K_{Id} / R_e^d konstantní a nezávislý na typu oceli. Zde R_e^d znamená dynamickou mez kluzu oceli při rychlostech deformace odpovídajících zkouškám na rázovém kladivu. Pro ilustraci si uveďme některé korelace mezi dynamickou lomovou houževnatostí K_{Id} a dynamickou mezí kluzu R_e^d při teplotě NDT:

- Pellini navrhl (in Barsom a Rolfe 1999)

$$\frac{K_{Id}}{R_e^d} = 3,02 \text{ mm}^{1/2} = 0,096 \text{ m}^{1/2}$$

- Shoemaker a Rolfe uvádějí (in Barsom a Rolfe 1999)

$$\frac{K_{Id}}{R_e^d} = 3,23 \text{ mm}^{1/2} = 0,10 \text{ m}^{1/2}$$

- v ÚFM ČSAV bylo u konstrukčních ocelí zjištěno (Holzmann et al. 1980)

$$\frac{K_{Id}}{R_e^d} = (3,4 \pm 0,3) \text{ mm}^{1/2} = (0,11 \pm 0,04) \text{ m}^{1/2}$$

Z porovnání časových změn součinitele intensity napětí při zkouškách K_{Id} a např. u mostů je zřejmé, že použití dynamické lomové houževnatosti pro posouzení jejich spolehlivosti by bylo příliš konzervativní (použití statické lomové houževnatosti K_{Ic} by

v tomto případě samozřejmě nepřicházelo v úvahu). Byly proto hledány způsoby určení dynamické lomové houževnatosti při nižších hodnotách $\dot{K}_I$.

Elektronické zkušební stroje s mechanickým pohonem jsou k těmto účelům příliš pomalé. U rázových kladiv a padostrojů se mění rychlost zatěžování změnou výšky spouštění beranu. V tomto případě však je kinetická energie závaží často nedostatečná k porušení vzorku (nehledě na to, že rychlost je měnitelná pouze v omezeném rozsahu). Tyto skutečnosti spolu s požadavkem zjišťování rychlostní závislosti klasických pevnostních charakteristik daly podnět k použití elektrohydraulických zkušebních strojů pro tato měření (Holzmann et al. 1984). Konvenční elektrohydraulické zkušební stroje umožňují maximální rychlost zatěžování při níž lze dosáhnout cca $10^4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$. U elektrohydraulických zkušebních strojů s akumulátorem jsou možné časové změny součinitele intenzity napětí do cca $5 \cdot 10^5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$. Takovým způsobem bylo možno určit lomové houževnatosti při rychlém zatěžování s 10 až $10^4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$.

Teplotní posuv dynamické lomové houževnatosti pro zhruba střední rychlosti zatěžování (kdy je rychlost deformace $\dot{\epsilon} \approx 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) vztažený ke K_{Ic} (kdy je $\dot{\epsilon} \approx 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) je přibližně ([Barsom a Rolfe 1999])

$$\Delta T_{CS} \approx 0,25 \cdot \Delta T_{Cd} = 30 - 0,03 \cdot R_e$$

Pro představu: u oceli s mezí kluzu 500 MPa jsou odpovídající teplotní posuvy $\Delta T_{Cd} = 59^\circ \text{C}$, $\Delta T_{CS} = 15^\circ \text{C}$.

Falk (1993) uvádí výraz, který poskytuje poněkud menší teplotní posuvy v závislosti na rychlosti deformace:

$$\Delta T_{CS} = \left(\frac{1440 - R_e}{550} \right) \left[\ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-4}} \right) \right]^{1,5}$$

4.312.3 Rychlý růst trhliny

Otázky spojené s růstem křehkých trhlin v tělesech lze řešit přístupem

- **kvazidynamický** – zanedbává ovlivnění čel rostoucí trhliny odraženými i Rayleighovými vlnami,
- **dynamický** – podává řešení včetně těchto vln.

Uveďme si některé poznatky získané kvazidynamickým přístupem (Anderson 1995, Kučera 2006):

- uvažujme trhlínu v nekonečné stěně s napětím působícím v nekonečnu kolmo na líce trhliny: v závislosti na rychlosti růstu trhliny klesá napětí σ_y kolmé na její líce. Z toho potom plyne, že v plastické oblasti běžící trhliny klesá trojosost napětí a tím též klesá lokální mez kluzu (viz kap. 4.311.53). A tedy k udržení trhliny v jejím běhu postačí menší napětí než je napětí potřebné k její iniciaci (dojde-li k poklesu napětí, její pohyb se nezastaví).
- dynamický součinitel intenzity napětí běžící trhliny $K_I(v)$

$$K_I(\dot{a}) = K_I(v) = K_I(0) \cdot k(v)$$

kde $K_I(0)$ je statický součinitel intenzity napětí pro rychlost $v = 0$,
 $k(v)$ je funkce rychlosti trhliny v ; klesá od hodnoty 1 (pro $v = 0$) k hodnotě 0 pro rychlost rovnou Rayleighově rychlosti

podobná závislost platí rovněž mezi dynamickou $G_I(v)$ a statickou G_I hnací silou trhliny:

$$G_I(v) = G_I \cdot g(v)$$

Funkce $g(v)$ má obdobný charakter jako shora uvedená funkce $k(v)$.

- v LELM platí vztahy mezi K_I a G_I ; potom pro stav rovinné deformace je obdobně jako při statickém případě

$$G_I(v) = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot A(v) \cdot K_I^2(v)$$

Hodnota funkce $A(v)$ je přibližně rovna jedné pro rychlost trhliny v oceli do 1000 m/s.

- celkové množství energie soustavy (tělesa) s rostoucí trhlinou je

$$E_c = W + L + \Gamma + E_k$$

Jak je zřejmé z porovnání s podobným výrazem v kap. 4.21, vystupuje zde v tomto případě navíc kinetická energie soustavy; to je ta energie v níž se při růstu trhliny přeměnila nadbytečná přiváděná energie. Všechny zde uvedené veličiny jsou samozřejmě funkcemi času a musely by být stanoveny dynamickou analýzou.

- při růstu trhliny nedochází ke změně celkové energie - takže

$$dE_c = d(W + L + \Gamma + E_k) = 0$$

- podmínku růstu trhliny můžeme potom psát pomocí hnací síly trhliny ve tvaru

$$G_I(v) = -\frac{d(W + L + E_k)}{dS} \geq R_I(v) = R_{ID}$$

nebo též

$$G_I(v) \geq G_{ID}$$

- z energetických úvah pro rostoucí trhlínu lze nalézt vztah mezi kritickou hodnotou hnací síly trhliny G_{ID} a efektivní měrnou energií povrchových ploch w_f (podobně jako v kap. 4.231):

$$G_{ID} = 2w_f$$

Obě veličiny jsou konstantami materiálu, závislými pouze na teplotě a rychlosti trhliny.

- s přihlédnutím k předchozímu lze psát pro rovinnou deformaci

$$G_{ID} = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot A(v) \cdot K_{ID}^2$$

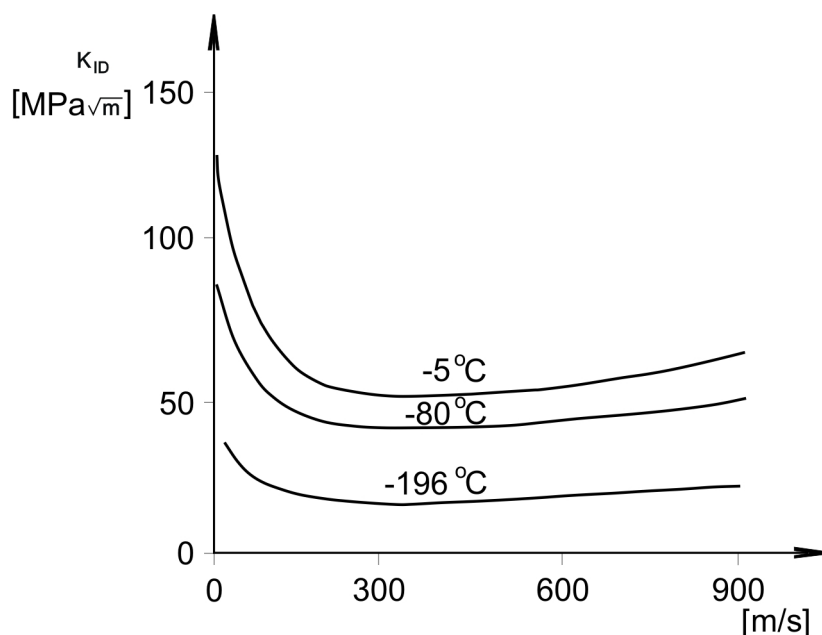
- kritickou hodnotou, na níž záleží udržení křehké trhliny v běhu, je součinitel dynamické lomové houževnatosti běžící trhliny K_{ID} . Trhlina poroste, když

$$K_I(v, \sigma, a, Y, t) \geq K_{ID}(v)$$

Zde je K_{ID} materiálová konstanta, závislá pouze na teplotě a rychlosti růstu trhliny.

Je třeba zdůraznit, že shora uvedené vztahy platí za předpokladu polonekonečného tělesa s trhlínou, jejíž čelo není ovlivněno Rayleighovými podélnými ani příčnými vlnami napětí od druhého konce trhliny ani vlnami odraženými od vnějších ploch tělesa.

Příklad závislosti K_{ID} na rychlosti růstu trhliny pro různé teploty a ferriticko-perlitickou ocel s $T_{NDT} = -5^{\circ}\text{C}$ je uveden na obr. IV – 40 (Kučera 1983).



Obr. IV - 40

Je zřejmé, že K_{ID} klesá ze statické hodnoty K_{Ic} při $v = 0$, dosahuje minima K_{IDm} a potom vzrůstá se zvyšující se rychlostí trhliny. Tento průběh je kvalitativně dodržen i u jiných ocelí; pouze vysoce pevné oceli s jamkovitým lomem vykazují monotónní vzrůst K_{ID} s rostoucí rychlostí trhliny.

Studium modelů růstu trhlin společně s fraktografií lomových ploch umožnilo určit veličiny, ovlivňující tvar křivek $K_{ID} - v$. Pokles hodnot K_{ID} při malých rychlostech je ovlivňován:

- energeticky méně náročným štěpným lomem,
- vzrůstem meze kluzu s rychlostí deformace v plastické zóně trhliny,
- změnou součinitele zpevnění materiálu.

Následný vzrůst K_{ID} s rychlostí za minimem K_{IDm} je způsoben vzrůstem podílu jamkového lomu a snížení meze kluzu v plastické zóně s poklesem trojososti napětí.

Pro ilustraci uveďme korelační vztah získaný při teplotě T_{NDT} na čtyřech konstrukčních ocelích (Bílek 1981)

$$\frac{K_{IDm}}{R_e^d} = (0,18 \pm 0,02) v^{1/2}$$

kde R_e^d je dynamická mez kluzu.

Z porovnání se shora uvedenými výrazy je zřejmé, že

$$K_{Id} < K_{IDm}$$

4.312.4 Zastavení trhliny

Otázka zastavení rychle rostoucí trhliny má značný teoretický a praktický význam. Důležitou roli přitom hraje změna přívodu energie (vyjádřené hnací silou trhliny) do plastické oblasti u čela trhliny. Mohou přitom nastat tři případy:

- $dG/da = 0 \rightarrow$ přívod energie v průběhu růstu trhliny je konstantní, růst trhliny se nezastaví; tak je tomu např. u potrubí s plynným médiem, kde se tlakové změny šíří menší rychlostí než je rychlost růstu trhliny,
- $dG/da > 0 \rightarrow$ přívod energie roste, trhlina se proto nemůže zastavit. Příkladem mohou být součásti zatížené vlastní tíhou nebo jiným stálým případně vzrůstajícím zatížením,
- $dG/da < 0 \rightarrow$ přívod energie klesá, v budoucnu dojde k zastavení trhliny; příkladem jsou některé staticky neurčité části konstrukcí tlakových nádob a potrubí s vodním médiem, součásti s nerovnoměrně rozloženým tahovým a tlakovým zbytkovým napětím atp.

Je-li přiváděna neustále energie do oblasti čela trhliny, pokračuje trhlina ve svém růstu. To je případ trhliny v poli rovnoměrného tahového napětí.

Na druhé straně, růst trhliny za podmínek konstantní deformace může případně vést k zastavení trhliny, jestliže energie přiváděná do oblasti čela trhliny se postupně snižuje s časem. Jestliže se vzdálenost mezi zdrojem energie a čelem trhliny zvětšuje s časem, zvyšuje se rovněž schopnost soustavy zastavit trhlínu.

K zastavení lomu dochází, jestliže šíření lomu, vyjádřené podmínkou

$$K_I(\dot{a}) = K_{ID}(\dot{a}, T)$$

není možné (tedy při nesplnění této rovnice).

Obecně funkce K_{ID} obsahuje hodnotu pro **zastavení trhliny** K_{IA} , která je dána minimální hodnotou K_{IDm} na křivce $K_{ID} - v$ (viz obr. IV – 40). Je tedy

$$K_{IA} = K_{IDm}$$

Potom podmínka zastavení trhliny formulovaná pomocí součinitele intenzity napětí má tvar

$$K(\dot{a}) = K_{IA} = K_{IDm}$$

V praktických úlohách musí být dynamický součinitel intenzity napětí určen pro danou geometrii a zatěžování metodou konečných prvků. Určení $K_{IA}(T)$ vyžaduje experimentální stanovení K_{ID} v závislosti na rychlosti růstu trhliny.

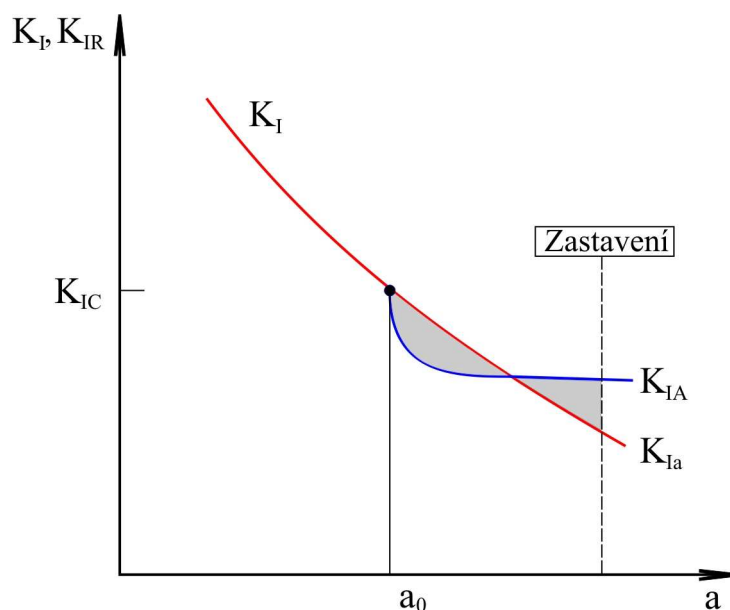
V tomto případě se jednalo o tzv. **dynamickou koncepci zastavení lomu**. Ta uvažuje celý proces šíření lomu včetně interakce s napěťovými vlnami.

Podle **statické koncepce** dochází k zastavení lomu při splnění podmínky

$$K_I = K_{Ia}(T)$$

což je obdoba statické podmínky nestability $K_I = K_{Ic}$. Součinitel intenzity napětí je v tomto případě počítán ze statických vztahů. Veličina K_{Ia} je teplotně závislá konstanta materiálu. V této rovnici ale není uvažován proces šíření, které spojuje iniciaci a zastavení. Hodnota K_{Ia} je určována z délky trhliny a zatížení vzorku po zastavení lomu.

Na obr. IV – 41 je zjednodušeně znázorněna při situace zastavení trhliny. K tomu dojde, jestliže energie, která je k dispozici pro další šíření rychle rostoucí trhliny klesne pod hodnotu odporu materiálu proti růstu.



obr. IV – 41

Předpokládejme, že k iniciaci štěpného lomu dojde při $K_I = K_{IC}$. Odpor proti rychle rostoucí štěpné trhlíně je menší než proti štěpné iniciaci, neboť plastická deformace u pohybujícího se čela trhliny je menší v důsledku vysoké rychlosti deformace. Jestliže dále dochází u tělesa k poklesu hnací síly trhliny (a tedy i součinitele intensity napětí) se zvětšující se velikostí trhliny, může křivka G případně protnout křivku odporu proti růstu R . V tomto okamžiku ale nedochází k zastavení trhliny neboť kinetická energie tělesa může být ještě přeměněna v energii lomu. K zastavení trhliny dojde pod křivkou odporu proti růstu trhliny, kdy již došlo k disipaci většiny energie, která byla k dispozici. Zdánlivá lomová houževnatost při zastavení trhliny K_{Ia} je menší než skutečný odpor materiálu K_{IA} . Rozdíl mezi těmito dvěma hodnotami je určen velikostí kinetické energie soustavy. K_{IA} je materiálovou charakteristikou, K_{Ia} závisí na geometrii tělesa.

Jednoduchost statického kritéria je atraktivní pro hodnocení schopnosti konstrukčních materiálů zastavit lom a pro přibližný odhad možného poškození konstrukcí. Použití statické koncepce je též podporováno okolností, že hodnoty K_{Ia} jsou zatím ve všech analyzovaných případech konzervativním přiblížením k přesné veličině K_{IA} :

$$K_{Ia} \leq K_{IA}$$

Pro určování K_{Ia} byla rozpracována metoda založená na DCB vzorcích příčně otevíraných klínem (Bílek 1991).

Rychle nestabilně rostoucí trhlina je značně nebezpečná – zvláště u některých typů konstrukcí. Proto je v popředí zájmu nalézt a realizovat taková opatření, která by buď zamezila nebo alespoň výrazně omezila tento způsob porušování. Jejich podstata spočívá buď ve zvýšení dynamické lomové houževnatosti (tedy měrné lomové energie) běžící trhliny nebo ve snížení dynamického součinitele intensity napětí (tedy dynamické hnací síly trhliny) [Něm-86].

Překážky (bariéry) mohou být v podstatě dvojího druhu:

- materiálové

- napětově-geometrické
- lokální centra dvojsového napětí
- žebra
- tlaková zbytková napětí

4.313 Korelace mezi lomovou houževnatostí a nárazovou prací (případně vrubovou houževnatostí)

Houževnatost oceli a svarových spojů se běžně hodnotí velikostí nárazové práce KV nebo KU [J] (v dřívějších dobách pak velikostí vrubové houževnatosti KCV nebo KCU [J/cm²]). Pro posouzení křehkolomové odolnosti s využitím zákonitostí lomové mechaniky jsou však zapotřebí jiné charakteristiky. Z toho potom vyplývají snahy nalézt vztah mezi KV resp. KCV a lomovými houževnatostmi K_{Ic} a K_{Id} .

Míra těsnosti navržených korelačních vztahů je však ovlivněna rozdílnými podmínkami při zkouškách těchto charakteristik. Lomová houževnatost K_{Ic} je vztažena ke statické iniciaci zkušebního tělesa s hlubokou trhlinou. Hodnoty KV resp. KCV se určují rázovou zkouškou na zkušebním vzorku s mělkým vrubem zaobleným poloměrem 0,25 mm.

Při přepočtech nárazové práce na lomovou houževnatost se předpokládá určitá strmost těchto závislostí (vyjádřená příslušným exponentem). U různých druhů ocelí a jejich svarových spojů je ale tato strmost různá. Křehkolomové parametry jsou též značně citlivé na konkrétní výrobní technologii. Zkušenosti také potvrzují, že není možno zodpovědně kontrolovat lomovou houževnatost zkouškou rázem v ohybu podle Charpyho pouze při jedné teplotě. Doporučuje se to provádět při nejnižší pracovní teplotě a při teplotě vyšší cca o 30 až 50⁰ C.

Z těchto hledisek je třeba též hodnotit spolehlivost dále uvedených vztahů.

V dále uvedených vztazích bude vždy uvažováno: K_{Ic} a K_{Id} [MPa.m^{1/2}], E [MPa], R_e [MPa], KV [J], KCV [J/cm²]. Pokud byly do vztahů dosazeny konkrétní hodnoty modulu pružnosti v tahu, bylo použito $E = 210\,000$ MPa.

a) statická lomová houževnatost

- Barsom a Rolfe (in Hertzberg 1976)

$$K_{Ic} = 0,0149 \cdot E^{1/2} \cdot (KV)^{3/4} = 6,82 (KV)^{3/4} = 5,77 (KCV)^{3/4}$$

Tito autoři též doporučují (Barsom a Rolfe 1999) stanovit ze známých hodnot nárazové práce velikosti K_{Id} a velikosti K_{Ic} určit teplotním posuvem v závislosti na mezi kluzu a rychlosti deformace (jak bylo ukázáno v kap. 4.312.2).

- Sailors a Corten (in Hertzberg 1976)

$$K_{Ic} = 0,0321 \sqrt{E \cdot (KV)} = 14,7 \sqrt{(KV)} = 13,2 \sqrt{(KCV)}$$

- Marandet a Sanz (1977) (pro KV < 50 J)

$$K_{Ic} = 0,0418 \sqrt{E \cdot (KV)} = 19,2 \sqrt{(KV)} = 17,1 \sqrt{(KCV)}$$

- Müncner a Adamičková (1984)

pro základní materiál s $R_e = (230 - 550)$ MPa

$$K_{CJ} = \frac{11400}{R_e} \sqrt{(KCV)} = \frac{12750}{R_e} \sqrt{(KV)}$$

$$\min K_{CJ} = \frac{5800}{R_e} \sqrt{(KCV)} = \frac{6500}{R_e} \sqrt{(KV)}$$

pro svarový kov s $R_e = (320 - 700)$ MPa

$$K_{CJ} = 490 \sqrt{\frac{(KCV)}{R_e}} = 550 \sqrt{\frac{(KV)}{R_e}}$$

$$\min K_{CJ} = 250 \sqrt{\frac{(KCV)}{R_e}} = 280 \sqrt{\frac{(KV)}{R_e}}$$

- BS 7910:1999

Příslušná dolní mez lomové houževnatosti je tam označena jako K_{mat} . Převodní konstanta $\sqrt{1000}$ v níže uvedených vztazích slouží k převodu z $N.mm^{-3/2}$ na $MPa\sqrt{m}$.

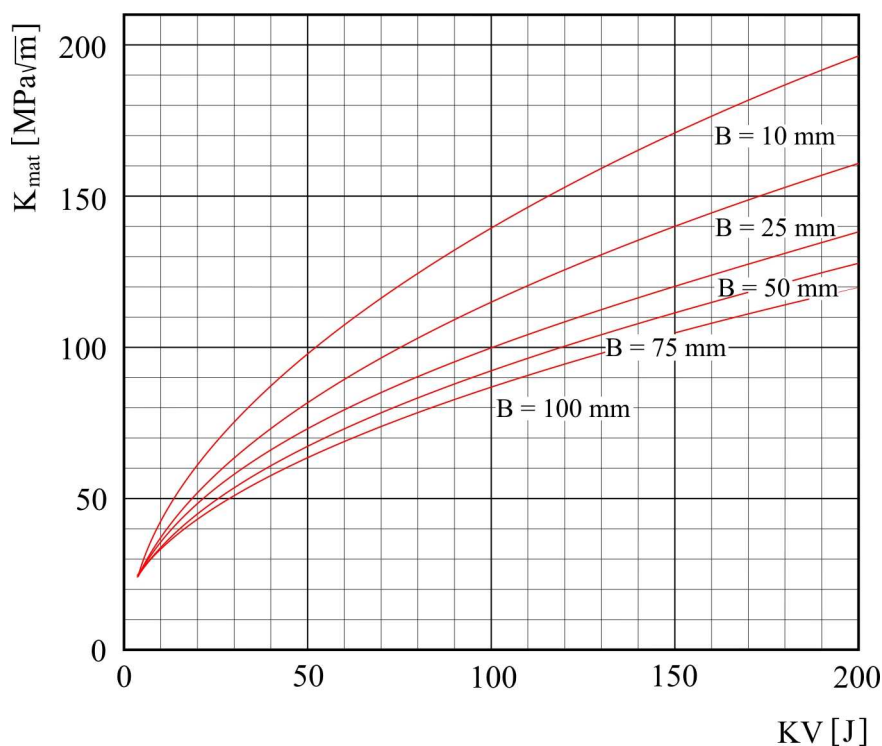
- v oblasti dolních prahových hodnot a v přechodové oblasti (obr. IV-42)

$$K_{mat} = \frac{1}{\sqrt{1000}} \left[\frac{820\sqrt{(KV)} - 1420}{B^{1/4}} + 630 \right] = \frac{26\sqrt{(KV)} - 45}{B^{1/4}} + 20$$

B je tloušťka materiálu v mm

- v oblasti horních prahových hodnot (pro $KV > 60$ J)

$$K_{mat} = \frac{1}{\sqrt{1000}} [17(KV) + 1740] = 0,54(KV) + 55$$



b) dynamická lomová houževnatost

- Barsom a Rolfe (1999)

$$K_{Id} = 0,0254\sqrt{E \cdot (KV)} = 11,6\sqrt{(KV)} = 10,4\sqrt{(KCV)}$$

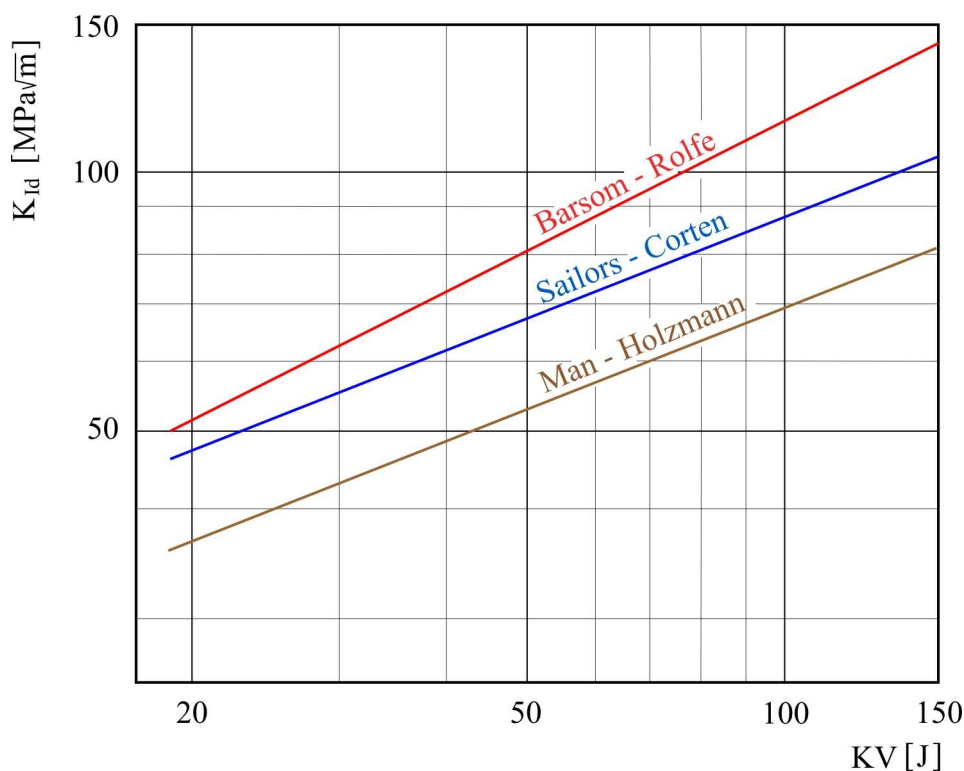
- Sailors a Corten (Man a Holzmann 1977, Sailors 1973)

$$K_{Id} = 15,4(KV)^{0,375} = 14,2(KCV)^{0,375}$$

- Man a Holzmann (1977) pro minimální hodnoty (při $KCV = 8 - 80 \text{ J/cm}^2$)

$$\min K_{Id} = 12,1(KV)^{0,375} = 11,1(KCV)^{0,375}$$

Graficky jsou závislosti $K_{Id} - KV$ znázorněny na obr. IV - 43.



obr. IV - 43

4.314 Referenční křivky lomové houževnatosti

Takto budeme nazývat křivky lomové houževnatosti vztažené k tzv. **referenčním teplotám**. Těmi budeme rozumět rozmanité tranzitní teploty jako jsou např.

- T_{28} – tranzitní teplota, při níž je u zkoušky v ohybu rázem podle Charpyho dosaženo nárazové práce 28 J,

- $T_{50\%}$ - teplota, při níž lomová plocha u zkoušky v ohybu rázem podle Charpyho vykazuje z 50 % vizuálně houževnatý charakter,
- T_{NDT} - teplota nulové houževnatosti ,
- T_k - kritická teplota křehkosti,
- T_0 - teplota pro lomovou houževnatost $100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$.

O jejich určování bude pojednáno později v kap. V-2.22.

Tyto referenční křivky jsou dolní obálkou výsledků zkoušek lomových houževnatostí různých druhů ocelí. Co do svého charakteru spadají takto stanovené lomové houževnatosti nejen do oblasti LELM, ale i EPLM. Všechny dále uvedené vztahy budou ve tvaru, v němž vystupuje lomová houževnatost v $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$.

1. vztah s referenční teplotou T_{28} (INSTA 1991)

Byl ověřován na více jak 350 druzích ocelí s mezemi kluzu 300 – 1000 MPa. Popisuje dolní 5-procentní kvantil lomové houževnatosti těles s tloušťkou 25 mm

$$K_{Ic} = 25 + 37 \exp\left(\frac{T - T_{28}}{52,6}\right)$$

2. vztahy s referenční teplotou $T_{50\%}$

Vyskytuje se jich více. Tak např. Rabotnov (1976) uvádí (viz též obr. IV-32) výraz

$$K_{IR} = \frac{6326,3}{86 - T + T_{50\%}}$$

platící pro $K_{IR} \leq 140 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Mírně odlišnými koeficienty se liší vztah Elsanderův, který je rovněž znázorněn na obr. IV-32

3. vztahy s referenční teplotou T_{NDT}

a) ASME Code Section XI

uvádí dva výrazy – jeden pro lomovou houževnatost při zastavení trhliny

$$K_{Ia} = 26,8 + 12,445 \cdot \exp\left[0,0145(T - RT_{NDT})\right] \quad \text{ksi}\sqrt{\text{in}}$$

což je po přepočtu

$$K_{Ia} = K_{IR} = 29,4 + 13,675 \exp\left[0,0261(T - RT_{NDT})\right] \quad \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$$

a druhý pro lomovou houževnatost při statické iniciaci křehké trhliny

$$K_{Ic} = 33,2 + 20,734 \cdot \exp\left[0,02(T - RT_{NDT})\right] \quad \text{ksi}\sqrt{\text{in}}$$

$$K_{Ic} = 36,5 + 22,783 \exp\left[0,036(T - RT_{NDT})\right] \quad \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$$

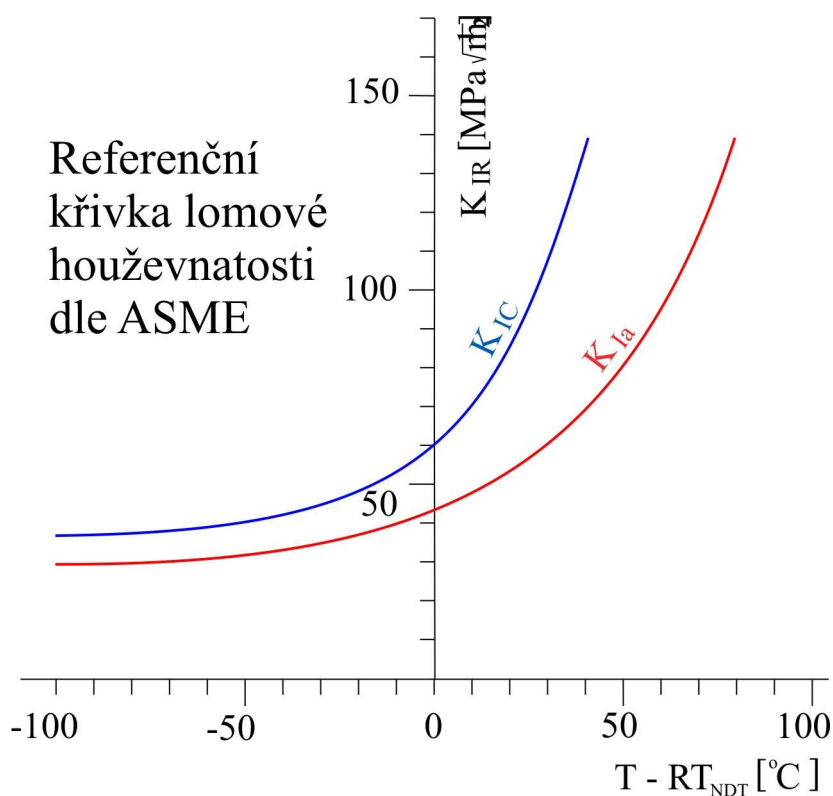
V těchto vztazích vystupuje referenční teplota nulové houževnatosti RT_{NDT} ; ta se určí následujícím postupem:

- určí se teplota T_{NDT} ,
- při teplotě $T_1 = T_{NDT} + 33^\circ\text{C}$ se provede zkouška rázem v ohybu na kyvadlovém kladivu podle Charpyho,
- je-li při této teplotě u každého vzorku vrubová houževnatost alespoň 86 J/cm^2 a příčné rozšíření alespoň 0,89 mm, pak $RT_{NDT} = T_{NDT}$,

- nejsou-li splněny předchozí požadavky, pak se hledá teplota T_V při níž jsou již splněny; potom $RT_{NDT} = T_V - 33\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Experimentální výsledky na našich ocelích prokázaly, že tyto vztahy poskytují spodní hranice lomových houževnatostí (Holzmann et al. 1980b).

Uvedené výrazy jsou znázorněny na obr. IV – 44.



obr. IV - 44

b) ASME Code Section III

V tomto předpisu uvedený výraz se nepatrně liší od ASME XI velikostí jedné konstanty. Uvádí pouze vztah pro lomovou houževnatost při zastavení trhliny :

$$K_{IR} = 29,43 + 13,675 \exp[0,0261(T - RT_{NDT})]$$

c) Vlach – Holzmann – Man (1982)

Tito autoři již v (Holzmann et al. 1980) ukázali, že poměr K_{Id} / R_e^d nezávisí prakticky na druhu oceli (viz kap. 4.312.2). Avšak nejen při T_{NDT} , ale i při nižších teplotách než T_{NDT} nezávisle na typu oceli leží K_{Id} / R_e^d v poměrně úzkém rozptylovém pásmu. Spodní obálku výsledků zkoušek je možno popsat rovnicí

$$\frac{K_{Id}}{R_e^d} = \frac{6,142}{65 - (T - T_{NDT})} - 0,006[m^{1/2}]$$

4. vztahy s referenční teplotou T_k

Lze se s nimi setkat např. v normativně technické dokumentaci pro hodnocení pevnosti komponent JE typu VVER (A.S.I. 2001). Tak pro normální provozní podmínky je u feriticko-perlitických a bainitických ocelí a jejich svarových spojů s mezí kluzu do 600 MPa jejich dovolená lomová houževnatost (při $T - T_k \leq 80$ °C)

$$K_{lc} = 13 + 18 \exp[0,02(T - T_k)]$$

5. vztahy s referenční teplotou T_0

a) Sanz (1980)

Pro střední hodnoty lomových houževnatostí

$$K_{lc} = 100 \exp[0,1(T - T_0)]$$

b) Sandström (1987)

Pro střední hodnoty lomových houževnatostí je vhodnější výraz

$$K_{lc} = 25 + 75 \exp\left(\frac{T - T_0}{60}\right)$$

c) Wallin – základní křivka („master curve“) (Wallin 1989)

Hodnoty lomové houževnatosti použité pro její stanovení musí být určeny za podmínek malé plastické oblasti (small scale yielding) při iniciaci nestabilního lomu. Křivka tedy není použitelná pro oblast tvárného porušení.

Výchozím předpokladem pro její definici je použití tříparametrového Weibullova rozdělení lomové houževnatosti při jedné teplotě. Tříparametrové Weibullovo rozdělení náhodné veličiny X má distribuční funkci tvaru

$$F(x) = P(X < x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x - a}{b}\right)^k\right]$$

Pro popis rozdělení lomových houževnatostí v tranzitní oblasti se užívá konstantní parametr $k = 4$; zbývající dva parametry – polohy a tvaru se označují

$$a = K_{\min} \quad b = K_0 - K_{\min}$$

Potom je distribuční funkce lomové houževnatosti K_{Jc} , udávající pravděpodobnost porušení P_f , ve tvaru

$$P_f = 1 - \exp\left[-\left(\frac{K_{Jc} - K_{\min}}{K_0 - K_{\min}}\right)^4\right]$$

Z toho plyne, že $K_{Jc} = K_0$ pro $P_f = 1 - e^{-1} = 0,63212$; je tedy K_0 též (přibližně) 63-procentním kvantilem daného rozdělení.

Parametr K_0 je závislý na teplotě; Wallin zjistil statistickou analýzou dat, že pro všechny třídy nízkolegovaných a nízkouhlíkových ocelí platí závislost

$$K_0 = 31 + 77 \exp[0,019(T - T_0)]$$

Parametr $K_{\min}$ je konstantní; bere se $K_{\min} = 20 \text{ MPa.m}^{1/2}$. Potom ze shora uvedeného plyne

$$K_{Jc} = 20 + \{11 + 77 \exp[0,019(T - T_0)]\} \left[\ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) \right]^{1/4}$$

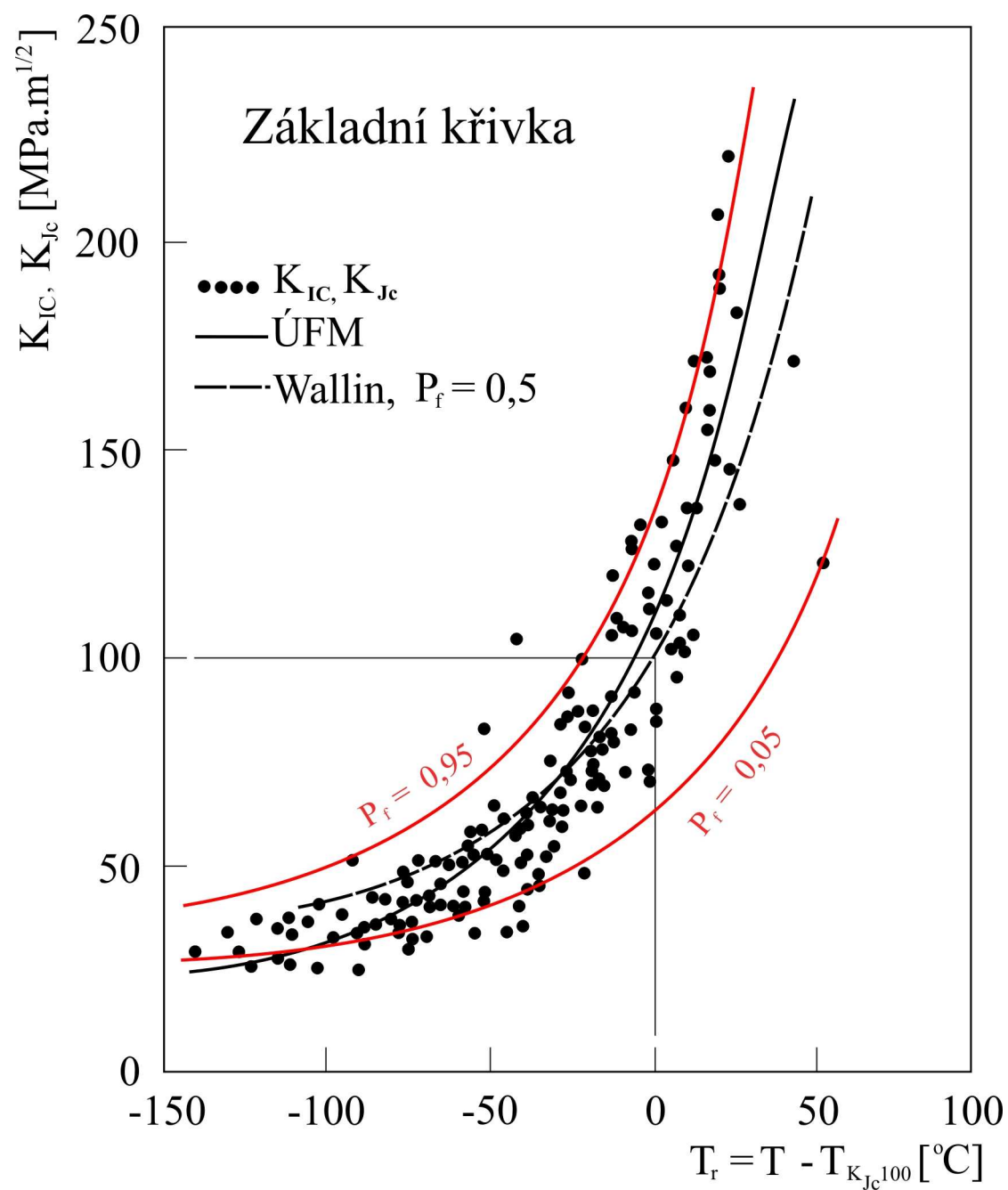
Takže pro vybrané pravděpodobnosti porušení dostaneme

$$P_f = 0,05 \quad K_{Jc} = 25,23 + 36,64 \exp[0,019(T - T_0)]$$

$$P_f = 0,5 \quad K_{Jc} = 30,04 + 70,25 \exp[0,019(T - T_0)]$$

$$P_f = 0,95 \quad K_{Jc} = 34,47 + 101,3 \exp[0,019(T - T_0)]$$

Tyto křivky jsou též znázorněny na obr. IV – 45 v němž jsou též zobrazeny výsledky získané na některých čs. ocelích (Holzmann et al. 1997). Experimenty potvrzují (Holzmann et al. 2002), že v rozmezí toleranční oblasti vymezené shora uvedenými křivkami pro $P_f = 0,05$ a $P_f = 0,95$ leží i výsledky zkoušek dynamické lomové houževnatosti.



obr. IV - 45

Toto platí pro tloušťku materiálu 25 mm. Pro jiné tloušťky lze použít přepočít podle vztahu (avšak pouze pro $K_{Jc} > 50 \text{ MPa.m}^{1/2}$)

$$\frac{(K_{Jc})_B}{(K_{Jc})_{25}} = \left(\frac{25}{B_{eff}} \right)^{1/4}$$

kde B_{eff} ...efektivní tloušťka stěny; v případě tělesa s povrchovou trhlínou se bere B_{eff} jako 5-násobek hloubky trhliny.

Dostáváme potom výsledný výraz

$$K_{Jc} = 20 + \left\{ 11 + 77 \exp[0,019(T - T_0)] \right\} \cdot \left(\frac{25}{B_{ef}} \right)^{1/4} \cdot \left[\ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) \right]^{1/4}$$

V posledních letech se rozmáhají snahy o zavedení této základní křivky i do ASME Codů místo křivky využívající referenční teplot RT_{NDT} , která je mnohdy příliš konzervativní.

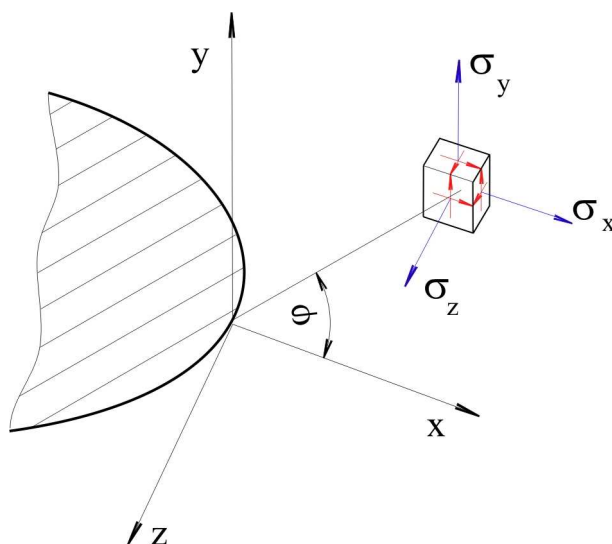
4.32 Koncepte hustoty deformační energie

V rámci koncepte součinitele intensity napětí se všeobecně předpokládá, že iniciovaná trhlina (ve všech třech základních případech zatížení) poroste ve směru původní trhliny. Tento předpoklad je splněn u laboratorních vzorků, nikoliv však vždy u reálných konstrukcí. Zjednodušená úvaha o růstu trhliny kolmo na směr algebraicky největšího hlavního napětí není obecně potvrzena. Rovněž v případech kombinací více typů zatížení trhliny bylo určení směru jejího růstu pomocí koncepte součinitele intensity napětí problematické.

Kvalitativní změnu proto znamenalo vypracování koncepte hustoty deformační energie Sihem (Sih 1973b). Ta umožňuje nejen stanovení podmínek pro iniciaci nestabilního růstu, ale též určit (předpovědět) směr tohoto růstu. Je tedy možno hodnotit vztah tohoto kritéria ke kritériu součinitele intensity napětí jako vztah vektoru ke skaláru.

4.321 Podstata koncepte

Vysvětlení podstaty této koncepte si ukážeme na problému trhliny v obecně zatíženém tělese (obr. IV-46).



obr. IV - 46

Počátek souřadnicového systému leží v obecném bodě na obrysu trhliny. Osa x leží ve směru normály k tomuto obrysu, osa y kolmo k rovině trhliny. V případě rovinné deformace jsou potom složky tenzoru napětí (s uvážením principu superpozice a Sihových součinitelů intensity napětí k_1, k_2, k_3)

$$\sigma_x = \frac{k_1}{\sqrt{2r}} \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \sin \frac{3\varphi}{2}\right) - \frac{k_2}{\sqrt{2r}} \cdot \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \left(2 + \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \cos \frac{3\varphi}{2}\right)$$

$$\sigma_y = \frac{k_1}{\sqrt{2r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \left(1 + \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \sin \frac{3\varphi}{2}\right) + \frac{k_2}{\sqrt{2r}} \cdot \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \cos \frac{3\varphi}{2}$$

$$\sigma_z = 2\mu \frac{k_1}{\sqrt{2r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} - 2\mu \frac{k_2}{\sqrt{2r}} \cdot \sin \frac{\varphi}{2}$$

$$\tau_{xy} = \frac{k_1}{\sqrt{2r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \cos \frac{3\varphi}{2} + \frac{k_2}{\sqrt{2r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2} \cdot \left(1 - \sin \frac{\varphi}{2} \cdot \sin \frac{3\varphi}{2}\right)$$

$$\tau_{xz} = -\frac{k_3}{\sqrt{2r}} \cdot \sin \frac{\varphi}{2}$$

$$\tau_{yz} = \frac{k_3}{\sqrt{2r}} \cdot \cos \frac{\varphi}{2}$$

V teorii pružnosti byl zaveden pojem objemové hustoty deformační energie (měrné elastické energie napjatosti) akumulované v objemu elementárního prvku

$$\lambda = \frac{dW}{dV} = \frac{1}{2E} (\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2) - \frac{\mu}{E} (\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x) + \frac{1}{2G} (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)$$

kde E je modul pružnosti v tahu a G je modul pružnosti ve smyku.

Po dosazení a úpravě dostaneme

$$\lambda = \frac{1}{r} (a_{11} k_1^2 + 2a_{12} k_1 k_2 + a_{22} k_2^2 + a_{33} k_3^2) = \frac{S}{r}$$

kde byl zaveden součinitel hustoty deformační energie

$$S = a_{11} k_1^2 + 2a_{12} k_1 k_2 + a_{22} k_2^2 + a_{33} k_3^2$$

představuje amplitudu (nebo také intensitu) pole hustoty deformační energie. Ta se mění s polohovým úhlem φ . Jednotlivé koeficienty potom jsou (pro stav rovinné deformace)

$$a_{11} = \frac{1}{16G} [(3 - 4\mu - \cos \varphi)(1 + \cos \varphi)]$$

$$a_{12} = \frac{1}{16G} \cdot 2 \sin \varphi \cdot [\cos \varphi - (1 - 2\mu)]$$

$$a_{22} = \frac{1}{16G} [4(1 - \mu)(1 - \cos \varphi) + (1 + \cos \varphi)(3 \cos \varphi - 1)]$$

$$a_{33} = \frac{1}{4G}$$

kde μ je Poissonovo číslo.

Lze dokázat, že kvadratická forma S je nezávislá na volbě součinitelů intensity napětí k_1 , k_2 , k_3 – anebo jinými slovy, že je invariantní vzhledem k součinitelům intensity napětí.

Uvážíme-li, že pro lineárně elastické těleso je potenciální energie vnějších sil $L = -2W$, je celková potenciální energie soustavy $\Pi = -W$ a tedy

$$\lambda = \frac{dW}{dV} = -\frac{d\Pi}{dV}$$

neboli

$$\frac{d\Pi}{dV} = -\frac{dW}{dV} = -\lambda = -\frac{S}{r}$$

Sih založil svoje úvahy na následujících dvou hypotézách:

1. trhlina se bude šířit ve směru maximální hustoty celkové potenciální energie neboli ve směru minimální hustoty deformační energie – tedy ve směru určeném podmínkami

$$\frac{\partial S}{\partial \varphi} = 0 \quad \frac{\partial^2 S}{\partial \varphi^2} > 0 \text{ pro } \varphi = \varphi_0$$

2. pro okamžik nestabilního růstu je rozhodující kritická hodnota součinitele hustoty deformační energie S_c [J/m^2]; ta charakterizuje odpor materiálu proti růstu trhliny:

$$S_{c,\min} = \text{konst.} = S(k_1, k_2, k_3) \text{ pro } \varphi = \varphi_0$$

Toto kritérium tedy nevyžaduje žádný další předpoklad o směru v němž se bude trhlina šířit. Tm jsou odstraněny problémy, které nastávaly u složitějších případů zatížení trhliny. Je nyní zřejmé, že jakékoliv lomové kritérium založené pouze na jediném parametru jako je k_1 , nemůže být postačující pro popis kombinovaných způsobů lomu.

Využití Sihova kritéria si ukážeme na několika typických příkladech.

4.322 I. mód zatížení trhliny (normálový)

Pro takovouto trhlínu v nekonečné stěně platí

$$k_1 = \sigma\sqrt{a} \quad k_2 = 0 \quad k_3 = 0$$

a tudíž součinitel hustoty deformační energie je

$$S = \frac{\sigma^2 a}{16G} [(3 - 4\mu - \cos \varphi)(1 + \cos \varphi)]$$

Pro podmínku extrému S platí

$$-\sin \varphi (2 - 4\mu - \cos \varphi) + \cos \varphi \cdot \sin \varphi = 0$$

Z toho

$$\text{a) } \sin \varphi = 0 \text{ a tedy } \varphi_0 = 0$$

$$\text{b) } -2 + 4\mu + 2 \cos \varphi = 0 \text{ a tedy } \cos \varphi_0 = 1 - 2\mu$$

Druhá derivace

$$\frac{\partial^2 S}{\partial \varphi^2} = \frac{\sigma^2 a}{16G} [\cos 2\varphi - (1 - 2\mu) \cdot \cos \varphi]$$

je v případě a) kladná, v případě b) záporná (jak se lze snadno přesvědčit). Rovina $\varphi_0 = 0$ tedy odpovídá směru maximální celkové potenciální energie. Minimální hodnota S je

$$S_{\min} = \frac{(1-2\mu)\sigma^2 a}{4G}$$

K nestabilnímu růstu tedy dojde při

$$S_c = \frac{(1-2\mu)\sigma_c^2 a}{4G}$$

tedy při kritickém napětí

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{4G S_c}{(1-2\mu)a}}$$

Parametr S_c můžeme též vztahovat k povrchové energii γ v Griffithově teorii, ke k_{Ic} nebo ke K_{Ic} :

$$\sigma_c^2 a = \frac{4G}{1-2\mu} \cdot S_c = \frac{2E}{\pi(1-\mu^2)} \cdot \gamma = k_{Ic}^2 = \frac{K_{Ic}^2}{\pi}$$

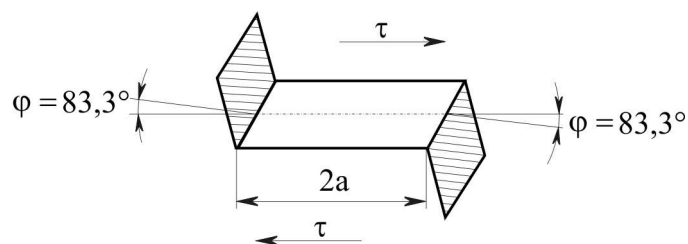
4.323 II. mód zatížení trhliny (smykový) (obr. IV-47)

V tomto případě je

$$k_1 = 0$$

$$k_2 = \tau\sqrt{a}$$

$$k_3 = 0$$



obr. IV - 47

Po dosazení dostaneme součinitel hustoty deformační energie

$$S = \frac{\tau^2 a}{16G} [4(1-\mu)(1-\cos \varphi) + (1+\cos \varphi)(3\cos \varphi - 1)]$$

Obdobným postupem jako v předchozím případě zjistíme, že podmínka pro extrém S je

$$(1 - 2\mu - 3\cos\varphi)\sin\varphi = 0$$

a že směr minimálního S je

$$\cos\varphi_0 = \frac{1 - 2\mu}{3}$$

a závisí tedy na Poissonově čísle. Pro $\mu = 0,3$ tomu odpovídá úhel $\varphi_0 = -82,3^\circ$ (záporné znaménko plyne ze smyslu působícího smykového napětí a z orientace kladného smyslu tohoto úhlu).

Pro představu jsou v tabulce uvedeny některé hodnoty:

μ	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
φ	-70,5	-74,5	-78,5	-82,3	-86,2	-90,0

Trhlina tedy neroste ve směru své původní roviny, ale odklání se od něj v závislosti na velikosti Poissonova čísla materiálu. Tento závěr znamená výraznou odchylku od klasické koncepce lomové mechaniky, která předpokládá růst trhliny v jejím původním směru. V této souvislosti je možno se též kriticky vyjádřit k hnací síle trhliny G_{II} , odvozované pro shora uvedený předpoklad. Její velikost proto nemusí být pro reálné případy správná.

Minimální hodnota S potom je

$$S_{\min} = \frac{[2(1 - \mu) - \mu^2]}{12G} \cdot \tau^2 a$$

Podmínky pro iniciaci nestabilního lomu jsou

$$S_c = \frac{[2(1 - \mu) - \mu^2]}{12G} \cdot \tau_c^2 a$$

takže kritické napětí je

$$\tau_c = \sqrt{\frac{12GS_c}{[2(1 - \mu) - \mu^2] \cdot a}}$$

a rovněž

$$\tau_c^2 a = \frac{12G}{2(1 - \mu) - \mu^2} \cdot S_c = k_{2c}^2 = \frac{K_{IIc}^2}{\pi}$$

Jestliže předpokládáme, že S_c je čistě materiálovou konstantou, plyne z předchozího

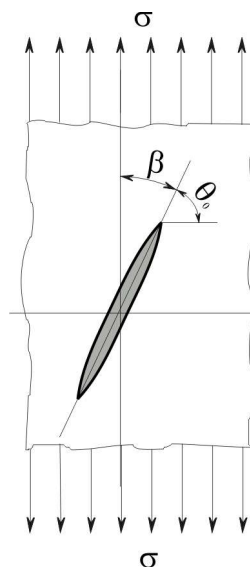
$$\frac{K_{IIc}}{K_{Ic}} = \frac{\tau_c}{\sigma_c} = \sqrt{\frac{3(1 - 2\mu)}{2(1 - \mu) - \mu^2}}$$

Pro představu je v tabulce uvedeno několik hodnot:

μ	K_{IIc} / K_{Ic}
0,25	1,02
1/3	0,905
0,3	0,957

4.324 Smíšený typ zatížení – kombinace módů I + II

Uvažujme taženou stěnu s trhlinou podle obr. IV-48.



obr. IV - 48

Platí zde

$$\sigma = \sigma_1 \cdot \sin^2 \beta$$

$$\tau = \sigma_1 \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta$$

Součinitelé intensity napětí tedy jsou

$$k_1 = \sigma \sqrt{a} = \sigma_1 \sqrt{a} \cdot \sin^2 \beta$$

$$k_2 = \tau \sqrt{a} = \sigma_1 \sqrt{a} \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta$$

Součinitel hustoty deformační energie v tomto případě je

$$S = \sigma_1^2 a (a_{11} \sin^2 \beta + 2a_{12} \sin \beta \cdot \cos \beta + a_{22} \cos^2 \beta) \cdot \sin^2 \beta$$

Pro stav rovinné deformace dostaneme z podmínky jeho extrému

$$2(1-2\mu) \cdot \sin(\varphi_0 - 2\beta) - 2 \sin[2(\varphi_0 - \beta)] - \sin 2\varphi_0 = 0$$

Tak např. pro $\beta = 30^\circ$ a $\mu = 1/3$ z toho plyne $\varphi_0 = -63,5^\circ$.

Obdobně bychom dostali pro stav rovinné napjatosti podmínku (Gdoutos 1993)

$$\frac{2(1-\mu)}{1+\mu} \cdot \sin(\varphi_0 - 2\beta) - 2 \sin[2(\varphi_0 - \beta)] - \sin 2\varphi_0 = 0$$

Vedle těchto úvah o směru růstu křehké trhliny si na závěr uvedme fyzikální interpretaci Sihovy teorie. Pro charakterizování chování materiálu s trhlinou je třeba jasně

rozlišovat mezi S a S_c . Veličina S – součinitel hustoty deformační energie – je řídicím součinitelem rozvoje v řadu hustoty deformační energie dW/dV pro kořen trhliny $r = 0$; závisí na polohovém úhlu φ . V blízkosti kořene trhliny je možno na S pohlížet jako na sílu odporu proti růstu trhliny. Trhlina má potom snahu růst ve směru tohoto nejmenšího odporu, tedy ve směru minimální hodnoty S . Dosáhne-li S své kritické hodnoty S_c v bodě začínajícího lomu, může být považována za sílu nutnou pro rozšiřování trhliny. Ta by měla být nezávislá na podmínkách zatěžování a na konfiguraci trhliny. Veličina S_c tak může být materiálovou konstantou, která je měřítkem jeho lomové houževnatosti.

Je třeba však mít na paměti, že platnost této koncepce je založena na předpokladu lineárně elastického chování materiálu (kdy je možno využít principu superpozice).

4.33 Koncepce kritického rozevření trhliny (COD)

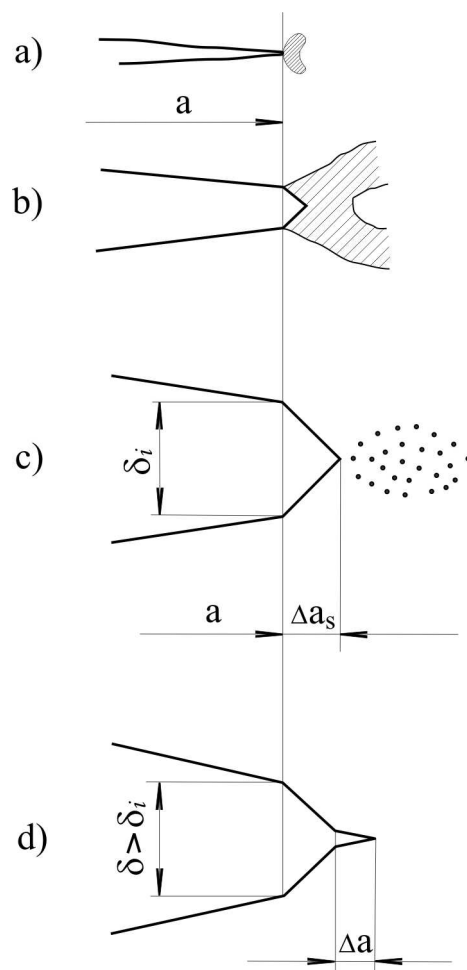
4.331 Úvod do koncepcí elastoplastické lomové mechaniky

Koncepce lineárně elastické lomové mechaniky (LELM) jsou platné pouze v případech, kdy nelineární deformace materiálu (a tedy i plastické deformace) se vyskytují pouze v malé oblasti u čela trhliny. K tomu může ovšem dojít pouze tehdy, je-li nominální napětí, vztažené k mezi kluzu poměrně nízké. Nestabilní lomy běžných konstrukčních ocelí (nízké a střední pevnosti) tak mohou nastat pouze při velmi nízkých teplotách. Splnění podmínky rovinné deformace pak vyžaduje velikost tlouštěk překračující tloušťky obvyklých konstrukčních prvků. Je proto pochopitelné, že byly hledány jiné koncepce, využitelné i za situace větších plastických deformací u čela trhliny.

Koncepce elasto plastické lomové mechaniky (EPLM) jsou použitelné pro materiály vykazující časově nezávislé nelineární chování (tedy i např. existenci plastických deformací). Nejrozšířenější jsou v současné době dvě koncepce – kritického rozevření trhliny (historicky starší) a J-integrálu. Oba související parametry – rozevření u čela trhliny i J-integrál – popisují podmínky u čela trhliny v elasto plastickém materiálu a mohou být použity jako kriteria lomu. Kritické hodnoty δ_c a J_{Ic} jsou mírou lomové houževnatosti téměř nezávislou na velikosti tělesa.

4.332 Vymezení pojmů COD a CTOD, vztah δ - G_I - K_I

Základní představu o rozevírání trhliny při jednosměrném zatěžování je možno si učinit z obr. IV – 49.



obr. IV - 49

Obr. a) představuje trhlinu zatíženou v oblasti elastických deformací pouze s malou plastickou oblastí (SSY – small scale yielding). Při vzrůstajícím zatížení též narůstají elasto plastické deformace (obr. b). Intenzivním plastickým skluzem dochází k otupení kořene trhliny a k zvětšení její délky o Δa_s (obr. c); nejedná se ale ještě o vlastní růst trhliny, je to proces probíhající v tzv. zóně roztažení (stretch zone). Pokračující růst zatížení vyvolá v procesní zóně před čelem trhliny intenzivní růst dutin; těsně před roztržením materiálu je dosaženo iniciační hodnoty rozevření trhliny δ_i . Při dalším nárůstu zatížení dojde k jistému subkritickému stabilnímu nárůstu o Δa (obr. d). Dosáhne-li rozevření o kořene trhliny své kritické hodnoty δ_c dojde k nestabilnímu lomu křehkého charakteru.

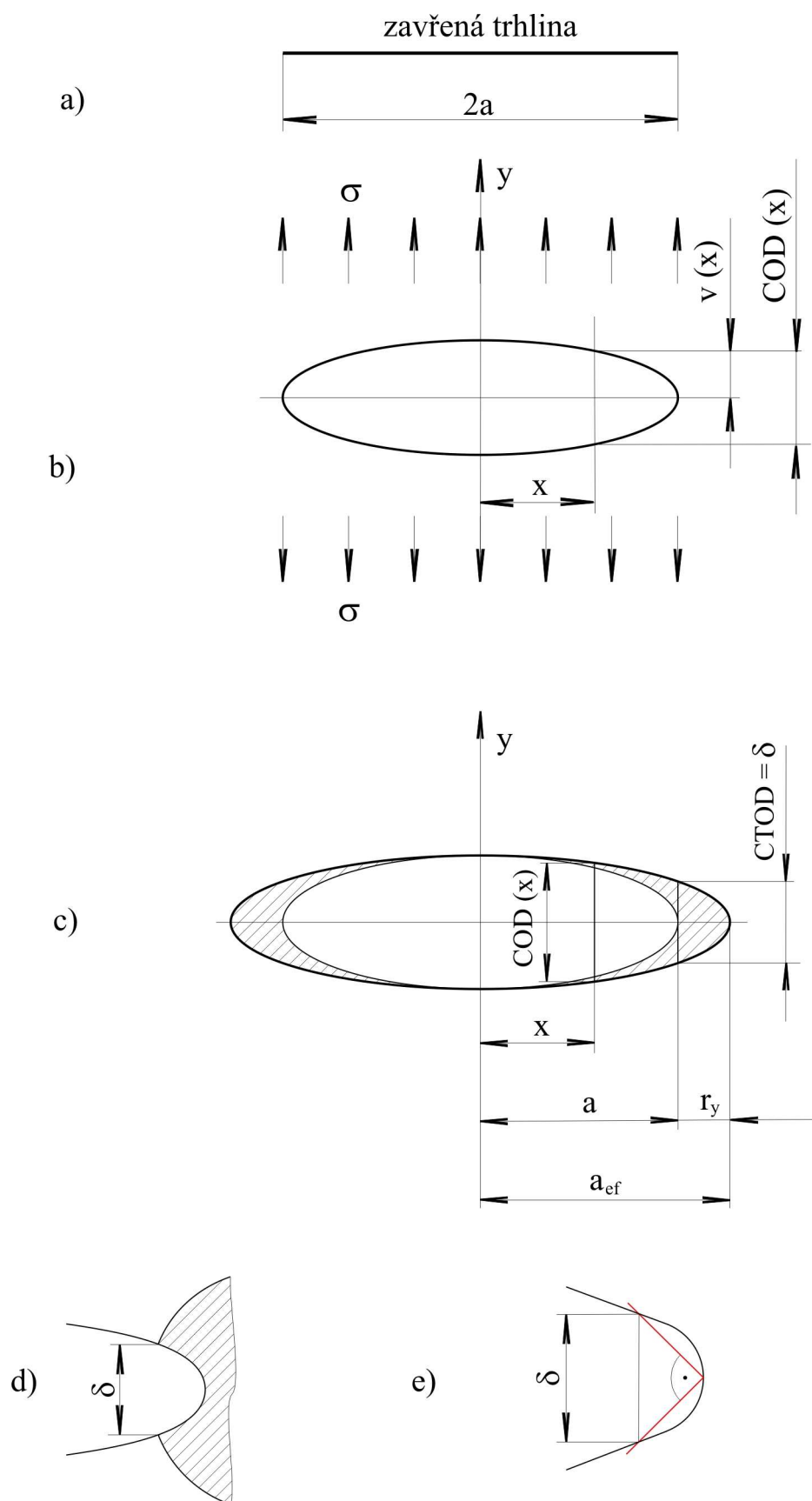
Tento návrh – uvažovat rozevření u kořene trhliny jako jeden z parametrů lomové mechaniky – publikovali v roce 1961 nezávisle na sobě Wells, Cottrell a Barenblatt. K nestabilnímu lomu podle této koncepce potom dojde (u daného materiálu, při dané teplotě, tloušťce, rychlosti zatěžování) tehdy, až rozevřen trhliny dosáhne své kritické velikosti. Tato kritická velikost je materiálovou konstantou, nezávislou na geometrii tělesa, velikosti a konfiguraci trhliny. Pro obtíže vyplývající z nelineárních vztahů pro napětí a přetvoření nebyla tato koncepce COD teoreticky tak propracována jako koncepce součinitele intensity

napětí. Vzhledem ke své jednoduchosti a nenáročnosti se však využívá doposud a to i např. ve směrnících PD 6493 nebo BS 7910 (viz kap. IV-6).

Vymezení pojmů rozevření trhliny COD (Crack Opening Displacement) a rozevření u kořene trhliny CTOD (Crack Tip Opening Displacement) může být provedeno různým způsobem. V dalším si uvedeme vymezení, které je jednoznačné, použitelné pro všechny druhy vzorků a je platné i v případě plastické deformace malého rozsahu.

a) Uvažujme nejprve situaci za **elastické napjatosti**.

Původně rovinná trhlina (obr. IV-50a) se po přiložení zatížení rozevře (obr. IV-50 b).



obr. IV - 50

Z Westergaardovy funkce napětí (viz kap. 4.311.1) dostaneme deformační posuvy pro body ležící v rovině trhliny ($y = 0$):

- pro rovinnou deformaci

$$v(x, 0) = \frac{2\sigma(1-\mu^2)}{E} \sqrt{a^2 - x^2}$$

- pro rovinnou napjatost

$$v(x, 0) = \frac{2\sigma}{E} \sqrt{a^2 - x^2}$$

V elastické oblasti je potom .

$$COD = CTOD = 2v(x, 0)$$

b) Při uvážení **plastické deformace** malého rozsahu (obdobně jako v 4.311.5) - vyšrafováno na obr. IV-50c – odvodil Wells pro rovinnou napjatost

$$COD(x) = 2v(x) = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{\left[(a+r_y)^2 - x^2\right]}$$

Z toho pro $x = a$ plyne

$$CTOD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{2r_y(a+r_y)}$$

a jednodušeji pro $r_y \ll a$

$$CTOD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{2ar_y}$$

Je tedy CTOD chápáno jako COD na hranici plastické oblasti (obr. IV-50d). Na obdobném základě je vymezení doporučené Ricem, které je často používáno v rámci metody konečných prvků (obr. IV-50e). Při otupení čela trhliny ve tvaru půlkružnice jsou obě definice ekvivalentní.

Převezmeme-li údaj o velikosti plastické oblasti z kap. 4.311.5 (podle Irwina), dostaneme

$$CTOD = \delta = \frac{4\sigma^2 a}{ER_e}$$

Uvážíme-li dále, že pro centrální trhlínu v nekonečné stěně je $K_I = \sigma\sqrt{\pi a}$, můžeme též vyjádřit pro plasticitu malého rozsahu a rovinnou napjatost

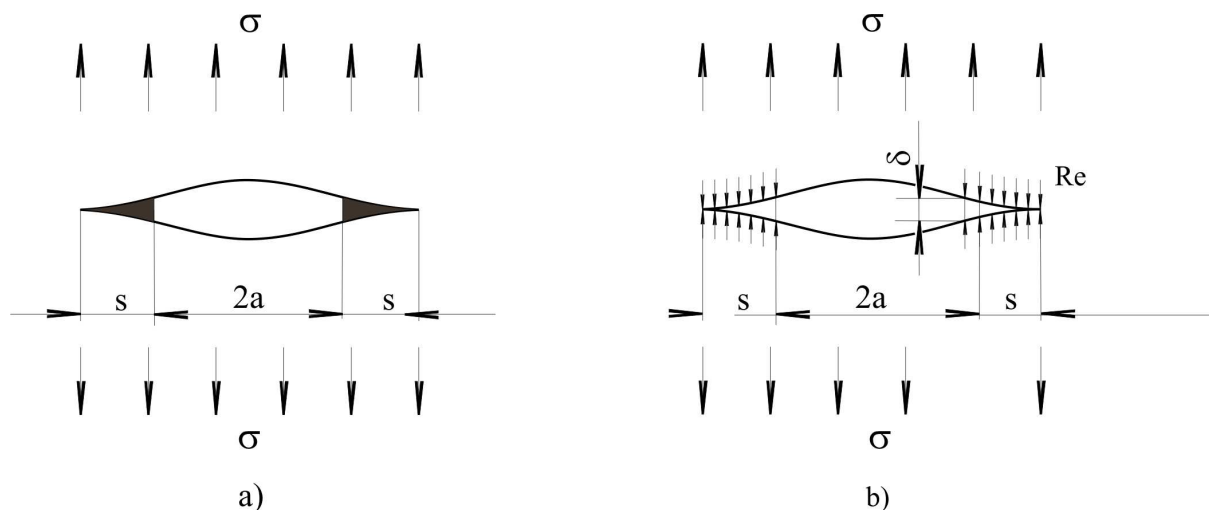
$$\delta = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{K_I^2}{ER_e} = \frac{4G_I}{\pi R_e}$$

anebo též zjednodušeně (přibližně)

$$\delta = \frac{K_I^2}{ER_e} = \frac{G_I}{R_e}$$

4.333 Barenblattův - Dugdalův model úzké plastické oblasti (strip yield model)

Podnětem k rozpracování tohoto modelu (Barenblattem a Dugdalem nezávisle na sobě) byla snaha vyloučit nereálnou napěťovou singularitu vyplývající z elastického řešení napěťově deformačních poměrů u kořene trhliny. Již Griffithovo řešení využívalo předpokladu, že líce trhliny jsou ovlivňovány silami soudržnosti (kohezními silami) o velikosti rovné řádově teoretické pevnosti. Ty potom způsobují, že se tyto líce k sobě plynule přimykají a na čele trhliny vytvářejí ostrý břit (obráz. IV-51a); napětí na čele trhliny pak nabývá konečných hodnot. Skutečné rozložení těchto kohezních však není známo.



obráz. IV - 51

Dugdale předpokládal ideální pružně plastický materiál, takže velikost těchto kohezních sil působících na úzkém pásku je rovna mezi kluzu (obráz. IV-51b). Z podmínky, že pole napětí nemá singulární charakter pak plyne

$$\frac{a}{a+s} = \cos\left(\frac{\pi\sigma}{2R_e}\right) \quad s = a \left[\sec\left(\frac{\pi\sigma}{2R_e}\right) - 1 \right]$$

Po rozvinutí tohoto výrazu do řady a s uvažováním, že $s \ll a$ dostaneme

$$s = \frac{\pi^2 \sigma^2 a}{8R_e^2} = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 = \frac{1}{2,55} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

Užitím tohoto modelu za podmínky rovinné napjatosti odvodili Burdekin a Stone výraz pro rozevření u kořene trhliny

$$\delta = \frac{8R_e a}{\pi E} \cdot \ln \sec\left(\frac{\pi\sigma}{2R_e}\right)$$

Jestliže rozvineme tento výraz do řady

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{ER_e} \left[1 + \frac{\pi^2}{24} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 + \dots \right]$$

a pro $\sigma \ll R_e$ uvážíme pouze její první člen, dostaneme pro rovinnou napjatost

$$\delta = \frac{\pi \sigma^2 a}{ER_e} = \frac{K_I^2}{ER_e} = \frac{G_I}{R_e}$$

a nebo též

$$K_I = \sqrt{\delta ER_e}$$

Model úzké plastické oblasti uvažuje rovinnou napjatost a pružně plastický materiál bez zpevnění. Obecně však relace mezi δ a K_I závisí na stavu napjatosti a na velikosti zpevnění materiálu:

$$\delta = \frac{K_I^2}{mR_e E} = \frac{G_I}{mR_e}$$

Zde je m bezrozměrná konstanta, přičemž $m \approx 1$ pro rovinnou napjatost a $m \approx 2$ pro rovinnou deformaci.

V důsledku plastifikace tedy dochází v oblasti u kořene trhliny k přerozdělení pole napětí a přetvoření, k otupování kořene trhliny, k jejímu rozevírání.

Významnou skutečností je, že δ může být určováno jak v oblasti elastické, tak plastické.

4.334 Experimentální výsledky v elasto plastické oblasti

Koncepce rozevření trhliny je však určena především pro oblast $\sigma > R_e$; zde je však k dispozici podstatně méně prací a jejich zobecnění než v elastické oblasti. Vzhledem k obtížnosti a složitosti problému jsou proto závislosti zatížen – rozevření získány především na základě provedených experimentů.

Pro praktické výpočty byl zaveden bezrozměrný parametr (v němž je $\varepsilon_e = R_e / E$)

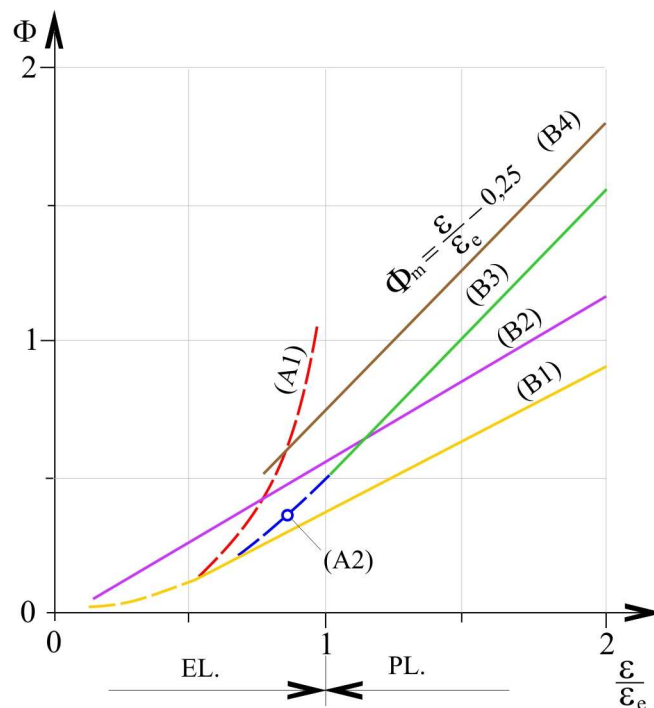
$$\Phi = \frac{E\delta}{2\pi R_e a} = \frac{\delta}{2\pi \varepsilon_e a}$$

s jehož pomocí je možno určit kritickou nebo přípustnou velikost trhliny (viz kap. 4.337).

Jak je zřejmé z předchozího, nabývá tento parametr v elastické oblasti hodnot

$$\Phi = \frac{4}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2R_e} \right) \dots (A 1) \text{ nebo } \Phi = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma}{R_e} \right)^2 \dots (A 2)$$

Odpovídající průběhy jsou znázorněny na obr. IV-52.



obr. IV - 52

Experimentální výsledky byly často aproximovány lineární závislostí

$$\Phi = A \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} + B$$

Na obr. IV-52 jsou odpovídající přímky:

- B 1 – experimenty na tažených širokých stěnách (jejich horní hranicí je přímka B 4)

$$\Phi = \frac{1}{2} \cdot \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,125$$

- B 2 – japonský návrh JWES 2805

$$\Phi = \frac{1,75}{\pi} \cdot \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e}$$

- B 3 – přímka, která je tečnou k A 2 (tedy tečnou k elastickému modelu) v bodě $\sigma / R_e = 1$:

$$\Phi = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,5$$

- B 4 - Burdekin a Dawes – návrhová křivka (design curve) (Dawes a Kamath 1978) pro stanovení přípustné velikosti trhliny a_m (viz kap. 4.337):

$$\Phi_m = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,25$$

Podrobněji bude o návrhové křivce pojednáno v kap. 6.

Odlišný charakter těchto jednotlivých závislostí svědčí o tom, že

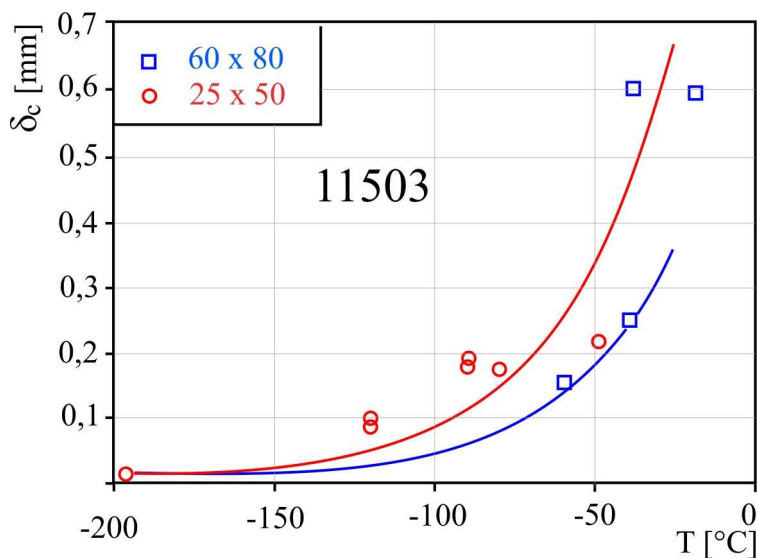
- každá konfigurace trhliny resp. modelové těleso mají vlastní (typickou) závislost,
- sklon čáry je určen velikostí deformačního zpevnění materiálu (čím vyšší je součinitel zpevnění, tím je sklon menší).

Pro analýzu lomů z toho vyplývá, že při zanedbání deformačního zpevnění je nutno vycházet z čar představujících horní mez rozptylu experimentálních hodnot pro analogickou konfiguraci trhliny – např. pro trhliny přes celou tloušťku stěny jako je v případě B 4.

Z uvedeného je zřejmé, že koncepce COD poskytuje jednoduché vztahy pro posuzování vad (které se též dostaly do některých norem a předpisů) a představuje srozumitelnou filozofii pro stanovení podmínek iniciace lomu i nad mezí kluzu. Nedostatek, že rozevření trhliny není jednoznačný parametr, určující napětově-deformační stav trhliny, může být vyvážen použitím experimentálně stanovených závislostí zatížení – rozevření trhliny pro různé tvary těles a konfigurace trhlín.

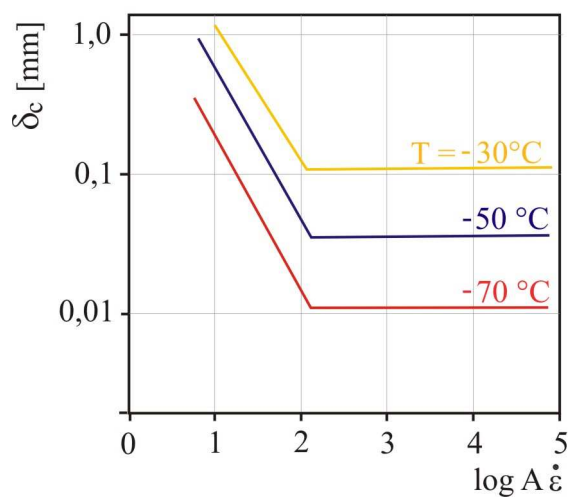
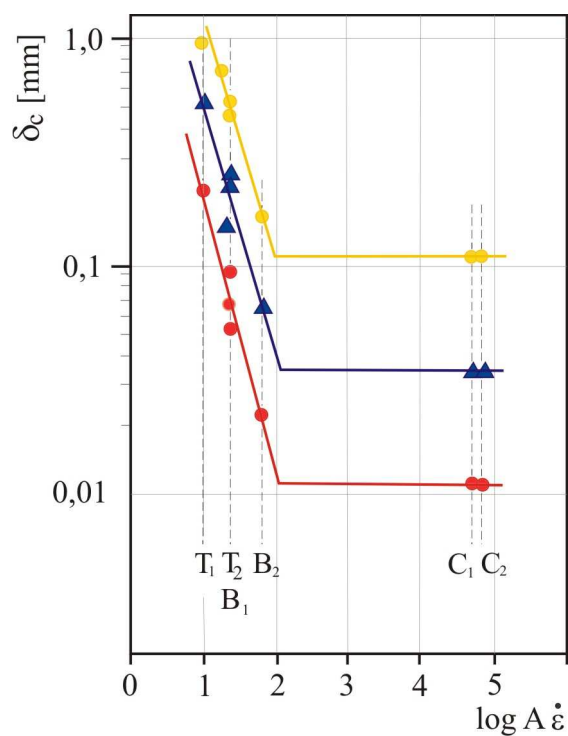
4.335 Některé faktory ovlivňující δ_c

Jelikož má teplota významný vliv na houževnatost oceli, musí se to projevit i na charakteru průběhu $\delta_c - T$. Tak např. pro ocel 11 503 je to uvedeno na obr. IV-53 (čárkovaná křivka odpovídá dolní hranici rozptylového pásma pro asi 97 % údajů) (Katalóg 1983).



obr. IV - 53

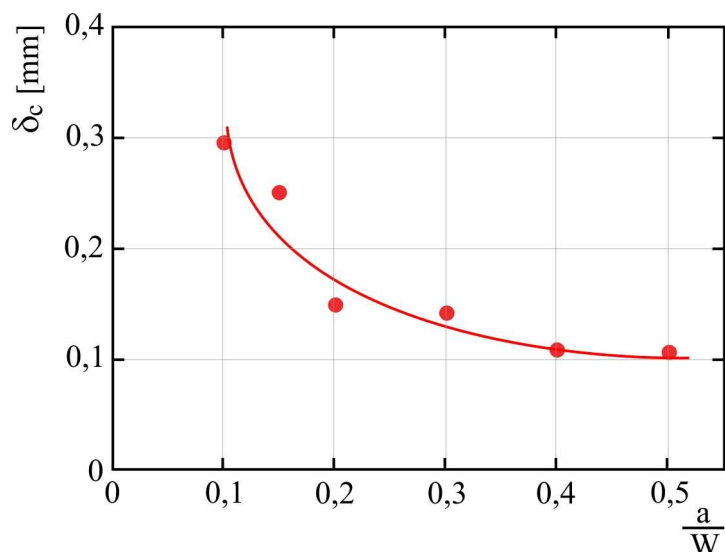
Rychlost deformace má na δ_c rovněž značný vliv jak je zřejmé z obr. IV-54 (Vasilčenko 1974).



obr. IV - 54

Z něho je zřejmé, že v logaritmické souřadnicové soustavě se s růstem rychlosti deformace nejprve snižuje lineárně hodnota δ_c ; po dosažení jisté hodnoty $A \cdot d\epsilon/dt$ je pak δ_c konstantní.

U mělkých (krátkých) trhlin se vlivem constraintu zvyšuje houževnatost což se projevuje i vzrůstem δ_c (obr. IV-55) (Liaw a Logsdon 1986). (Touto problematikou se zabývá kap. 5.35 Dvoupárametrová lomová mechanika).



obr. IV - 55

4.336 Experimentální určení δ_c

Jednou z velkých překážek při rozpracovávání tohoto kriteria bylo zjištění skutečné velikosti kritického rozevření u kořene trhliny. Pro kvantitativní popis lomového procesu je rozhodující velikost tohoto rozevření uprostřed tloušťky vzorku a nikoliv na povrchu tělesa. Měření kritického rozevření na boku zkušebního tělesa proto nemá praktický význam. Rozevření u kořene trhliny můžeme zjišťovat:

1. přímým měřením u kořene trhliny,
2. pomocí úvahy o současném rozevření vrubu na dvou místech s následujícím přepočtem,
3. měřením rozevření vrubu na povrchu tělesa s přepočtem pro kořen trhliny.

ad 1. Přímé měření je uskutečnitelné pouze na mechanicky opracovaných vrubech (širokých 0,4 až 0,6 mm), umožňujících vložení speciálního snímače ve tvaru vrtulky. Tento způsob nelze využít u nacyklovaných trhlinek vycházejících z vrubů.

ad 2. Vzorek, zatěžovaný čtyřbodovým ohybem, je opatřen dvěma stejně velkými vruby s nacyklovanými stejnými únavovými trhlínami. Při zatěžování dojde k iniciaci lomu pouze z jednoho vrubu. Za předpokladu, že v okamžiku těsně předcházejícímu lomu byly poměry v obou vrubech stejné, je možno na neporušeném vrubu změřit (po rozříznutí vzorku) jeho rozevření.

ad 3. Při tomto způsobu se měří rozevření vrubu na vnějším povrchu a přepočtem se určí rozevření v kořeni trhliny. Přepočet se provádí:

- podle Wellsova vztahu – výpočet je složitý a málo přesný,
- za předpokladu existence plastického kloubu v průřezu pod vrubem. Tento způsob je použit i v současně platných normách pro zkoušení lomové houževnatosti. Hodnotu rozevření u čela trhliny je možno v tomto případě rozložit na elastickou a plastickou složku:

$$\delta = \delta_e + \delta_p$$

kde pro elastickou složku platí (viz 4.333)

$$\delta_e = \frac{(1-\mu^2)}{2ER_e} \cdot K_I^2$$

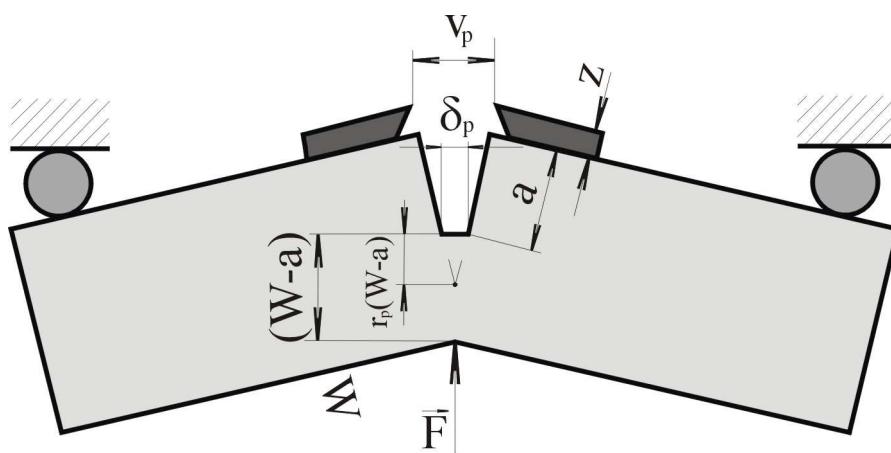
Vyjádření plastické složky je založeno na představě modelu tuhého vzorku, jehož obě poloviny se otáčejí kolem plastického kloubu jak je zřejmé z obr. IV-56.

Z podobnosti trojúhelníků pak plyne

$$\frac{\delta_p}{r_p(W-a)} = \frac{V_p}{r_p(W-a) + a + z}$$

a tedy

$$\delta_p = \frac{r_p(W-a)V_p}{r_p(W-a) + a + z}$$



obr. IV - 56

V uvedených vztazích vystupují:

K_I ...součinitel intensity napětí pro daný typ zkušební tělesa,

V_p ...plastická složka rozevření vrubu; měří se sponovým spínačem zachyceným za břity ve vzdálenosti z od povrchu tělesa,

r_p ...rotační součinitel; jeho hodnota se určuje v závislosti na typu zkušební tělesa.

Hodnota rozevření trhliny v okamžiku iniciace nestabilního lomu se označuje δ_c ; je charakteristikou odolnosti materiálu proti iniciaci křehkého porušení v elasto-plastické oblasti. Je lomovou houževnatostí δ_{lc} určenou z rozevření u vrcholu trhliny jestliže je splněn požadavek stanovující maximální velikost stabilního růstu trhliny (tvárného natržení).

Při porovnávání δ_c s jinými parametry lomové houževnatosti se používá vztahu (plynouceho z úvah v 4.333)

$$K_V = \sqrt{mER_e\delta_c}$$

Takovýto převod mezi dvěma odlišnými kritérii není zcela korektní – jedná se zde spíše o matematický formalismus.

4.337 Kritická a přípustná velikost trhliny

Pro stanovení kritické velikosti trhliny platí

$$\bar{a}_c = \frac{E\delta_c}{2\pi R_e \Phi}$$

kde parametr Φ plyne z použitého předpisu pro posuzování – např. pro $\sigma/R_e \leq 0,5$ parametr $(\Phi)_{A2}$ a pro $\sigma/R_e > 0,5$ parametr $(\Phi)_{B1}$

Přípustná velikost trhliny se volívá

$$\bar{a}_m = \frac{\bar{a}_c}{2} = \frac{E\delta_c}{2 \cdot 2\pi R_e \Phi} = \frac{E\delta_c}{2\pi R_e \Phi_m}$$

kde pro $\sigma/R_e > 0,5$ se bere

$$[\Phi]_{B4} = \Phi_m = 2[\Phi]_{B1} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,25$$

Pro elastickou oblast ($\sigma/R_e \leq 0,5$) potom je

$$\Phi_m = 2[\Phi]_{A2} = \left(\frac{\sigma}{R_e}\right)^2$$

Tato křivka a přímka B4 na sebe tedy navazují v bodě pro $\sigma/R_e = 0,5$.

4.338 Oblast použitelnosti koncepce COD

Koncepce COD nemá v oblasti elasto plastické lomové mechaniky rozpracováno solidní teoretické zázemí – na rozdíl např. od koncepce J – integrálu. Přesto je zahrnuta i v soudobých předpisech pro posuzování iniciace nestabilního růstu vad typu trhlín. K tomu účelu je využívána tzv. návrhová křivka („design curve“), kterou zavedli v roce 1971 Burdekin a Dawes. Byla potom zahrnuta jak v dokumentu BSI-PD 6493, tak i v novějším BS 7910. Podrobněji je o této problematice pojednáno v kap. 6.

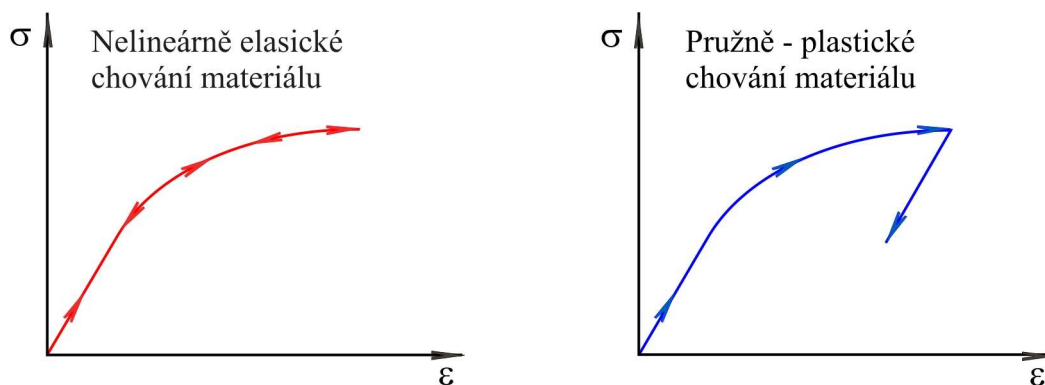
Použití tohoto jednoduchého kritéria však selhává v případě constraintu za existence velkých plastických deformací, kdy lomová houževnatost závisí na velikosti a geometrii tělesa. K tomu dochází např. u krátkých (mělkých) trhlín (jak je tomu na obr. IV-55). V takovýchto případech je na místě použití dvouparametrové lomové mechaniky (viz kap. 4.35).

4.34 Koncepce J - integrálu

4.341 Úvod

Název J-integrál pochází od Rice, který tento křivkový integrál, nezávislý na integrační cestě, použil v roce 1968 pro analýzu napjatosti u trhlin. J-integrál dosáhl značného úspěchu jako parametr charakterizující lom nelineárních materiálů. Při idealizaci elasto-plastické deformace jako nelineárně elastické tak vytvořil Rice základnu pro rozšíření metodologie LELM za hranice její použitelnosti.

Sledujme chování elasto-plastického a nelineárně-elastického materiálu (při jednoosé napjatosti).



Obr. IV - 57

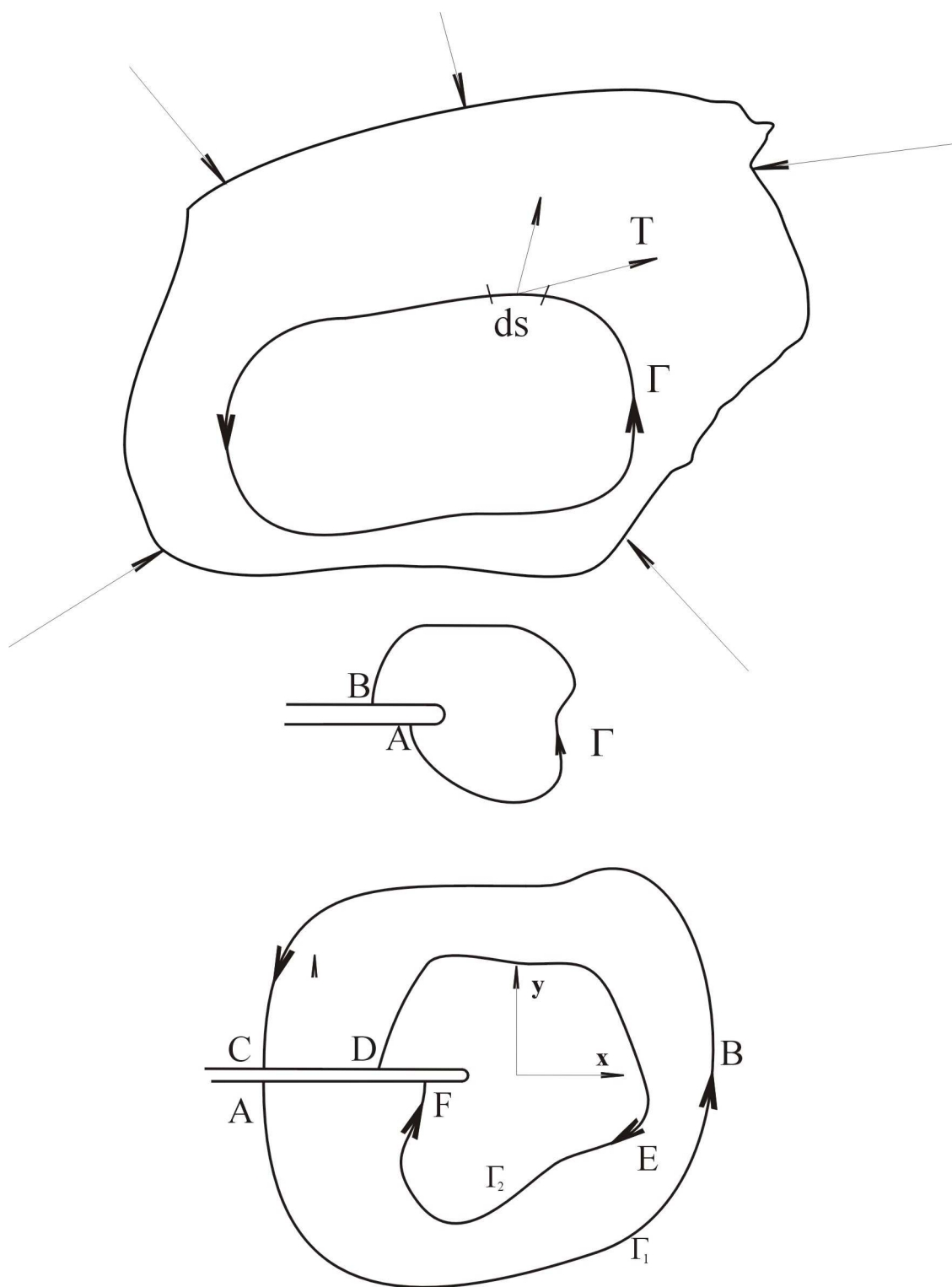
Při zatěžování je chování těchto dvou materiálů identické. Odezvy materiálů se ale liší při jejich odlehčování. U elasto-plastického materiálu probíhá odlehčování po přímce, která je skloněna v závislosti na velikosti modulu pružnosti v tahu. U nelineárně elastického materiálu probíhá odlehčování po stejné stopě jako probíhalo zatěžování. Vztah mezi napětím a přetvořením je u elastického materiálu dán jednoznačně. V případě elasto-plastického materiálu může jednomu přetvoření odpovídat více hodnot napětí, jestliže je materiál cyklicky zatěžován a odlehčován. Je tedy mnohem jednodušší analyzovat chování elastického materiálu než materiálu, který vykazuje nevratnou plasticitu.

Jestliže zobecníme uvedený jednorozměrný problém na problém trojrozměrný, neplyne potom obecně, že chování nelineárně-elastického a elasto-plastického materiálu jsou totožná; existuje však mnoho případů, kde je toto možno považovat za dobrý předpoklad. Může tedy být analýza, předpokládající nelineárně elastické chování, platná i pro elasto-plastický materiál - avšak za předpokladu, že nedochází k odlehčování. Takže deformační teorie plasticity (na rozdíl od přírůstkové - inkrementální - teorie plasticity), která dává do relace celkové přetvoření a napětí v materiálu, je ekvivalentní nelineární elasticitě.

4.342 J – integrál – jeho definice a vlastnosti

4.342.1 Definice J - integrálu

Uvažujme homogenní těleso, jehož materiál vykazuje lineárně elastické nebo nelineárně elastické vlastnosti a v němž nepůsobí objemové síly. Předpokládejme, že v tomto tělese je stav rovinné deformace. V tělese je vrub, jehož volné povrchy jsou rovnoběžné s osou x (obr. IV – 58 a). Přímá trhlina je mezním případem vrubu (poloměr jeho kořene $\rightarrow 0$).



Obr. IV - 58

Pro takové těleso je objemová hustota deformační energie

$$\lambda = \lambda(x, y) = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$$

V uvedeném případě je možno určit J-integrál ve tvaru

$$J = \int_{\Gamma} \left(\lambda dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right)$$

Γ ... křivka vedená kolem kořene vrubu. Integrace začíná na dolním povrchu vrubu podél křivky Γ proti pohybu hodinových ručiček.

T ...vektor povrchových sil; $T = \sigma_{ij} n_j$

$\vec{n}$... vektor normál

$\mathbf{u}$ vektor posuvů na křivce Γ

ds ...element na křivce Γ

Uvažujme nyní libovolnou uzavřenou křivku Γ ohraničující plochu (obr. IV – 58 b). Lze dokázat, že v tomto případě platí

$$J = \int_{\Gamma} \left(\lambda dy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds \right) = 0$$

4.342.2 Nezávislost J-integrálu na integrační cestě (obr. IV – 58 c)

Ze shora uvedeného plyne, že

$$\int_{\Gamma_1} + \int_{CD} + \int_{\Gamma_2} + \int_{FA} = 0$$

Na lících vrubu je $T = 0$, $dy = 0$ a tudíž i $\int_{CD} = \int_{FA} = 0$. Potom tedy

$$\int_{\Gamma_1} + \int_{\Gamma_2} = 0$$

a nebo též

$$\int_{\Gamma_1} = - \int_{\Gamma_2}$$

4.342.3 Energetická interpretace J-integrálu

Pro rychlost uvolňování elastické energie bylo již dříve uvedeno

$$G = - \frac{d\Pi}{dS}$$

Rice ukázal, že stejná definice platí i pro nelineárně elastický materiál s tím rozdílem, že zde uvedená hnací síla trhliny G je nahrazena J integrálem:

$$J = - \frac{d\Pi}{dS}$$

Pro celkovou potenciální energii tělesa bylo již uvedeno

$$\Pi = W + L$$

Má tedy J-integrál význam hnací síly trhliny i v případě výskytu plastické deformace na čele trhliny. Místům, ve kterých není klasická elastická teorie kontinua aplikovatelná, se lze vyhnout: integrační křivku Γ volíme tak, aby procházela pouze elasticky deformovanými oblastmi vně plastické zóny. Konkrétní tvar integrační křivky optimalizujeme tak, aby procházela místy, ve kterých je vyjádření pole napětí a deformací nejjednodušší.

4.342.4 J-integrál jako parametr intensity napětí (HRR singularita)

a) Teorie malých deformací

Hutchinson a **Rice** s **Rosengrenem** nezávisle na sobě ukázali, že J jednoznačně charakterizuje pole napětí a přetvoření u čela trhliny v nelineárních materiálech. Pro jednoosou napjatost uvažovali závislost mezi napětím a přetvořením ve tvaru známém jako Ramberg-Osgoodova rovnice

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n$$

kde σ_0 je referenční napětí, které se obvykle bere rovno mezi kluzu;

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E}$$

α je bezrozměrná konstanta

n je exponent zpevnění

Ve zplastizované oblasti blízko čela trhliny jsou pružné deformace v porovnání s celkovými deformacemi malé. Potom pro napětí a přetvoření v oblasti blízko čela trhliny platí

$$\sigma_{ij} = k_1 \left(\frac{J}{r} \right)^{\frac{1}{n+1}}$$

$$\varepsilon_{ij} = k_2 \left(\frac{J}{r} \right)^{\frac{n}{n+1}}$$

kde k_1, k_2 jsou jisté konstanty úměrnosti.

V tělese (konstrukci) s plasticitou malého rozsahu se tedy vyskytují dvě oblasti v nichž singularita má rozhodující vliv na pole napětí:

- v elastické oblasti, kdy je $n = 1$, je ze shora uvedeného zřejmá singularita

$$\frac{1}{\sqrt{r}} = \frac{1}{r^{1/2}}$$

což je v souladu s teorií lineárně elastické lomové mechaniky;

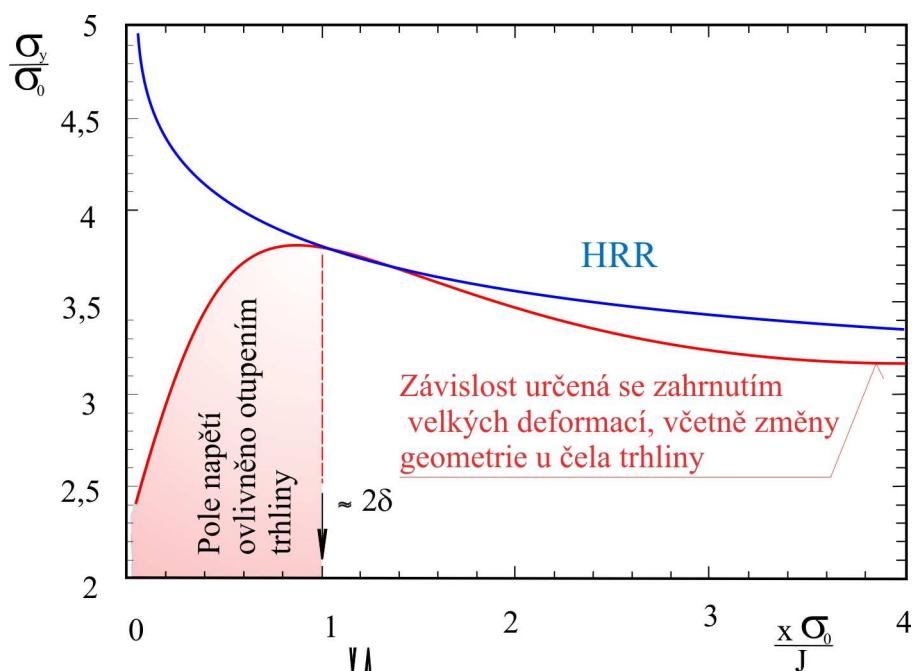
- v plastické oblasti, kde je $n > 1$, se mění napětí v závislosti na

$$\frac{1}{r^{n+1}}$$

J-integrál tak definuje amplitudu HRR singularity stejně tak jako součinitel intensity napětí definuje amplitudu lineárně elastické singularity. Tedy J-integrál popisuje úplně podmínky uvnitř plastické oblasti. Můžeme tedy hledět na J jako na energetický parametr nebo jako na parametr intensity napětí a přetvoření.

b) Teorie velkých deformací

Shora uvedená analýza však nebere v úvahu to, že dochází k otupování čela trhliny a že u čela trhliny se vyskytují velké deformace. Tyto dvě skutečnosti způsobují odlišný průběh napětí σ_y kolmého na rovinu trhliny pro HRR řešení a pro řešení respektující tyto dvě zmíněné skutečnosti (viz obr. IV – 59).



Obr. IV - 59

Nabízí se tedy otázka, zda je J-integrál použitelným lomovým kritériem v případě, kdy se u čela trhliny vytváří oblast otupení? Odpověď zní: pokud mohou být napěťově deformální podmínky u čela trhliny popsány rovnicemi shora uvedeného typu, charakterizuje J-integrál jednoznačně podmínky u čela trhliny a veličina J_{lc} charakterizuje (nezávisle na velikosti tělesa) lomovou houževnatost. Pro velmi malé vzdálenosti od čela trhliny r však HRR řešení neplatí neboť nebere v úvahu změny geometrie u čela trhliny. Otázka použitelnosti koncepce J-integrálu je dále rozebírána v kap. 4.345.

4.342.5 Určení J-integrálu

Velikost J-integrálu je možno v zásadě určovat

1. experimentálně; k tomuto účelu byla navržena celá řada metod Begley a Landes, Bucci, Rice aj.). Jejich podstata spočívá v experimentálním zjišťování potenciální energie zkušebních těles s různými velikostmi trhlin. Dnes se již tyto metody používají zcela výjimečně.
2. výpočtem
 - a) metodou konečných prvků – to je způsob téměř výhradně používaný v současné době. Neznalost exaktního řešení pružně-plastického chování materiálů však neumožňuje přímé ověření numerických postupů, případně konstrukci speciálních trhlinových prvků. Pokud není rozsah plastických deformací příliš velký, je možno považovat výsledky získané MKP za spolehlivé. Metody mohou být různé
 - A) využití definičního vztahu
 - B) numerickou simulací některé z experimentálních metod
 - b) přibližně – např. ETM (Engineering Treatment Model). Tento model využívá pro určení J-integrálu lineárně elastické řešení a efektivní délku trhliny. Původně získávané nekonzervativní výsledky jsou dnes nahrazeny korektními výsledky užitím korigované meze kluzu při určování zatížení při kluzu..
3. z různých příruček – dnes nejznámější je příručka EPRI (Electric Power Research Institute, Palo Alto, USA). Ukázky údajů pro základní typy zkušebních těles jsou přetištěny např. v Anderson 1995.

4.342.6 Vztah J – K - CTOD

Pro plasticitu malého rozsahu lze odvodit následující vztahy:

- pro rovinnou napjatost

$$J_I = \frac{K_I^2}{E}$$

- pro rovinnou deformaci

$$J_I = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot K_I^2$$

$$J_I = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{(1+\mu)}{E} \cdot K_{III}^2$$

Souvislost J-integrálu a COD je dána výrazem

$$J_I = m \cdot R_e \cdot \delta$$

kde pro rovinnou napjatost je $m=1$ a pro rovinnou deformaci $1 < m < 3$.

I za hranic platnosti lineárně elastické mechaniky je platný vztah uváděný Shihem

$$J_I = \frac{1}{d_n} \cdot \sigma_0 \cdot \delta$$

kde d_n je bezrozměrná konstanta z intervalu (0; 1) v závislosti na exponentu zpevnění a poměru R_e / E . Referenční napětí σ_0 bylo již zmíněno v souvislosti s Ramberg-Osgoodovou rovnicí.

4.343 Lomová houževnatost J_{Ic}

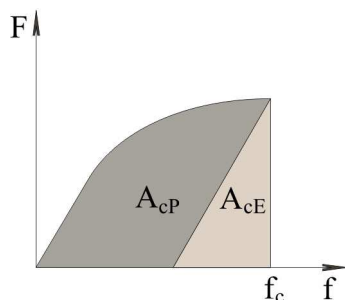
4.343.1 Vlivy na lomovou houževnatost

Zásadní vliv mají (podobně jako bylo pojednáno v kap. 4.311.61)

- materiál, jeho mikrostruktura,
- teplota,
- rychlost deformace,
- geometrie a rozměry tělesa,
- délka trhliny,
- radiační záření,
- agresivita prostředí

4.343.2 Experimentální určení J_{Ic}

V současné době je této otázce věnována norma ČSN EN ISO 12737 „Kovové materiály – Určení lomové houževnatosti“ zmíněná již v kap. 4.311.62. Zkoušena jsou tělesa pro trojbodový ohyb nebo CT-tělesa; při jejich zatěžování je získáván záznam $F - f$ (zatížení – průhyb příp. posunutí) (obr. IV – 60).



obr. IV - 60

U zkušebního tělesa pro trojbodový ohyb lze předpokládat, že při dostatečně velkém zatížení dochází v jeho nosném průřezu (v průřezu s vrubem a nacyklovanou trhlínou) ke vzniku plastického kloubu, přičemž zbývající části tělesa zůstávají tuhé a natáčejí se kolem jistého středu rotace. (Je to obdoba situace znázorněné na obr. IV – 56.) Lze potom odvodit, že iniciace nestabilního lomu souvisí s plastickou složkou J-integrálu danou jako

$$J_{pl} = \frac{2}{B \cdot (W - a)} \cdot \int_0^a F \cdot df = \frac{2 \cdot A_p}{B \cdot (W - a)}$$

a tedy úměrnou ploše A_p . Zde a znamená počáteční (nacyklovanou) délku trhliny.

Prozatímní kritická hodnota potom je

$$J_Q = J_{el} + J_{pl}$$

kde pro elastickou složku platí vztah z LELM

$$J_{el} = \frac{(1-\mu^2)}{E} \cdot K_c^2$$

Za charakteristiku odolnosti materiálu proti iniciaci nestabilního lomu v elasticko-plastické oblasti při rovinné deformaci a tedy za lomovou houževnatost určenou z J-integrálu je tato prozatímní hodnota považována při splnění podmínky

$$\min\{a; B; W-a\} \geq 50 \cdot \frac{J_Q}{R_e + R_m}$$

Přepočtem je možno též vyjádřit lomovou houževnatost

$$K_{Jc} = \sqrt{E' \cdot J_{Jc}}$$

kde pro rovinnou deformaci je

$$E' = \frac{E}{1-\mu^2}$$

a pro rovinnou napjatost $E' = E$.

4.344 Kritická a přípustná velikost trhliny

Z lomové houževnatosti J_{Jc} lze určit kritickou velikost trhliny různými způsoby.

Nejvýstižnějším – ale také nejnáročnějším – způsobem je využít k tomu definičního výrazu a některou z numerických metod, např. metodu konečných prvků.

Jednodušší cesta se nabízí využít některého z přibližných výrazů, udávajících vztah mezi J_{Jc} a kritickou velikostí průchozí trhliny v tažené stěně $\bar{a}_c$. (Je zde souvislost mezi obdobnými relacemi mezi δ_c a $\bar{a}_c$ - viz kap. 4.337 – při využití $J_{Jc} = \delta_c \cdot R_e$.)

V elastické oblasti platí

$$J_I = \frac{K_I^2}{E} = \frac{\sigma^2 \cdot \pi \cdot a}{E}$$

a tedy

$$a = \frac{E \cdot J_I}{\pi \cdot \sigma^2} = \frac{E \cdot J_I}{\pi \cdot R_e^2 \cdot \left(\frac{\sigma}{R_e}\right)^2}$$

Do obdobného tvaru byla navržena řada výrazů pro kritické velikosti trhlín.

Tak Begley, Landes a Wilson (1974) uvádějí

- v elastické oblasti (pro $\sigma \leq R_e$)

$$a_c = \frac{E \cdot J_{Ic}}{\pi \cdot R_e^2 \cdot \left(\frac{\sigma}{R_e}\right)^2}$$

- v elasto-plastické oblasti ($\sigma > R_e$)

$$a_c = \frac{E \cdot J_{Ic}}{2\pi \cdot R_e^2 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,5\right)}$$

kde $\varepsilon_e = \frac{R_e}{E}$

Nebo Turner (1978) na základě analýzy metodou konečných prvků doporučuje

- pro $\varepsilon \leq 2\varepsilon_e$

$$\bar{a}_c = \frac{E \cdot J_{Ic}}{2\pi R_e^2 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_e}\right)^2}$$

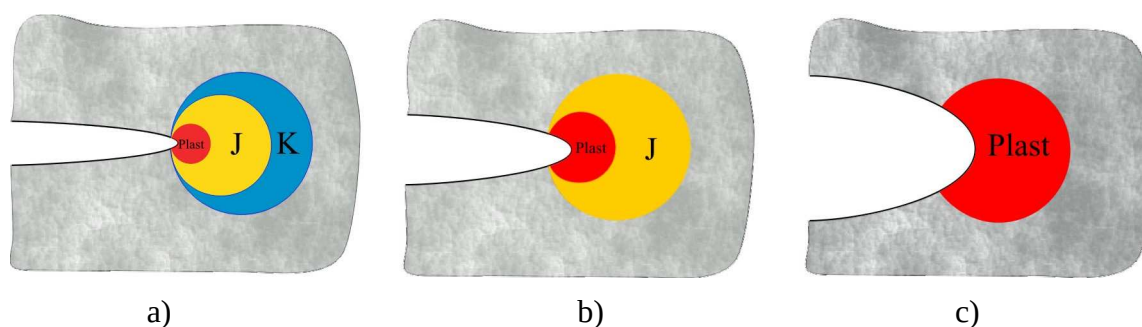
- pro $\varepsilon > 2\varepsilon_e$

$$\bar{a}_c = \frac{E \cdot J_{Ic}}{20 \cdot R_e^2 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_e} - 0,75\right)}$$

Tuto velikost průchozí trhliny v tažené stěně je potom třeba převést na odpovídající velikost poloeliptické (povrchové) nebo eliptické (vnitřní) trhliny v reálném tělese. K této úloze se využívá zákonitostí LELM. (Podrobněji bude o této otázce pojednáno v kap. 6.)

4.345 Oblast použitelnosti koncepce J-integrálu

Plastifikace materiálu v oblasti čela trhliny má vliv na související pole napjatosti. Ukažme si to na příkladech možných poměrů v oblasti čela trhliny při různých velkých zatíženích (obr. IV- 61).



obr. IV- 61

Na obr. IV- 61a je znázorněna situace při plasticitě malého rozsahu (SSY – small scale yielding), kdy jak součinitel intensity napětí K tak i J -integrál charakterizují napěťově deformační podmínky u čela trhliny. V malé vzdálenosti od čela trhliny (vzhledem k charakteristickému rozměru tělesa, kterým můžeme rozumět např. rozměr jeho neporušené částí – „můstku“) je napětí úměrné $1/\sqrt{r}$; je to oblast, v níž popisuje součinitel intensity napětí rozhodujícím způsobem pole napětí. Při vzrůstajícím zatížení vzniká oblast, v níž je třeba k popisu pole napětí J -integrál. V této plastické oblasti již neplatí elastická singularita. Uvnitř této plastické oblasti je přibližně platné řešení, které publikovali Hutchinson, Rice a Rosengren (HRR-řešení). Podle něj se mění napětí v závislosti na $r^{-1/(n+1)}$. Zhruba do vzdálenosti 2δ od čela trhliny (v těsné blízkosti čela trhliny) – v oblasti velkých deformací – není ani toto řešení platné. Je tedy možno říci, že při plasticitě malého rozsahu popisuje K jednoznačně podmínky u čela trhliny a to přesto, že singularita $1/\sqrt{r}$ neplatí až k čelu trhliny. Obdobně J -integrál charakterizuje jednoznačně podmínky u čela trhliny a to přesto, že podmínky deformační teorie plasticity a malých deformací nejsou platné v těsné blízkosti čela trhliny. Pouze zde tedy vystačíme s koncepcemi jednoparametrické lomové mechaniky.

Na obr. IV- 61b je situace za pružně plastického stavu (mohli bychom říci – za plasticity středního rozsahu). Chybí zde již oblast popisovaná prostřednictvím součinitele intensity napětí – ta zmizela při rostoucím zatížení a vzrůstajících rozměrech plastické oblasti. Zůstává ale oblast, v níž pole napětí a deformací je popisováno J -integrálem, který tak zůstává vhodným parametrem pro formulaci kritéria lomu.

Na obr. IV- 61c je zobrazena situace za plasticity velkého rozsahu (LSY – large scale yielding). Oblast velkých deformací je již (v porovnání s charakteristickým rozměrem tělesa) značně rozsáhlá a není též jednoznačně popsatelná prostřednictvím J -integrálu. Přestávají zde platit jednoparametrické koncepce lomové mechaniky; hodnota J_{IC} již není materiálovou charakteristikou, ale závisí též na tvaru a velikosti tělesa.

4.35 Dvouparametrová lomová mechanika

4.351 Podněty pro její vznik

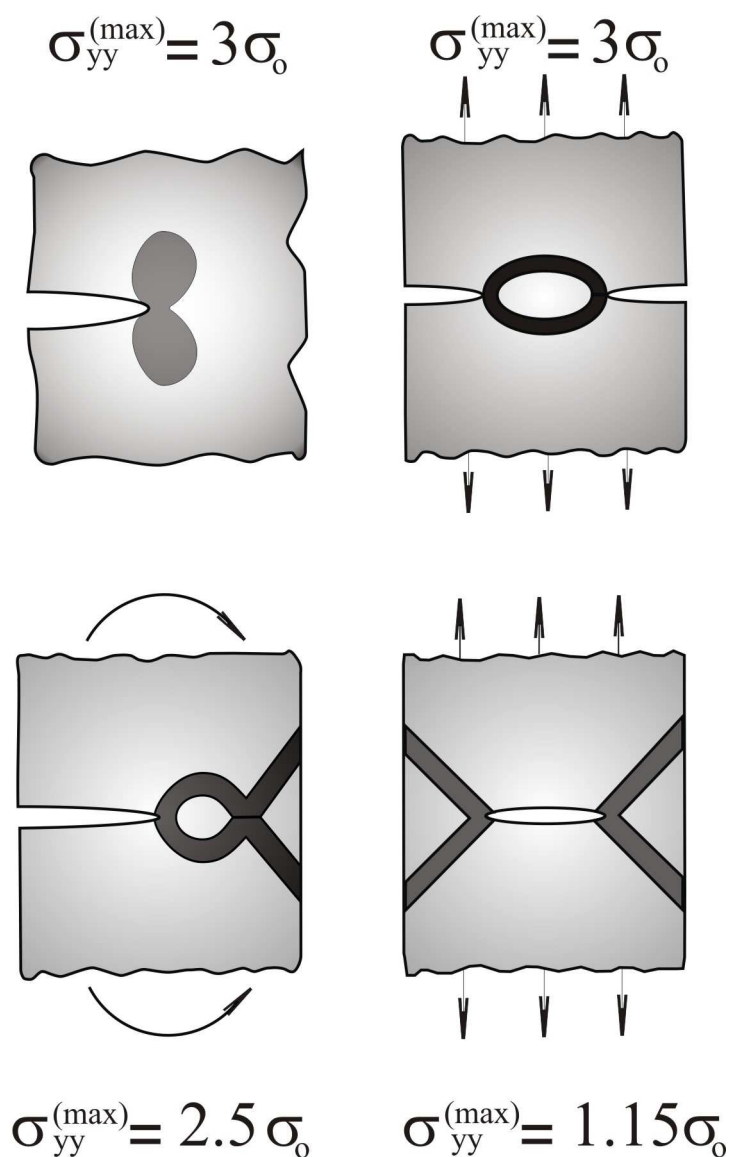
V předchozím textu dosud uvedené koncepce lomové mechaniky vycházely z předpokladu, že napětí a deformace v oblasti u čela trhliny (a tím i podmínky pro iniciaci lomu) jsou charakterizovány vždy jedním parametrem. Tímto parametrem je

- v případě LELM (kdy uvažujeme, že velikost zplastizované oblasti u čela trhliny je velmi malá v porovnání s velikostí trhliny a charakteristickými rozměry tělesa) je tímto parametrem nejčastěji součinitel intensity napětí,

- v případě EPLM (kdy je zplastizovaná oblast již větší a nelze pominout její vliv na lomové chování tělesa) může být takovýmto parametrem J-integrál.

V rámci jednoparametrové lomové mechaniky potom byly považovány kritické hodnoty těchto parametrů – K_{IC} nebo J_{IC} – za materiálové konstanty nezávislé na geometrii a rozměrech tělesa. Tato nezávislost měla být zajištěna jistými násobky hodnot $(K_{IC} / R_e)^2$ nebo (J_{IC} / R_e) porovnávanými s rozměry zkušebních vzorků. Tento předpoklad nezávislosti jediného parametru na geometrii a velikosti tělesa však není vždy platný; dokumentuje to řada skutečností.

Tak provedené studie, využívající teorie skluzových čar [McC-71] ukazují, že pro nezpevňující materiál v plastickém stavu závisejí napětí a tvar plastické oblasti u kořene trhliny na tvaru tělesa (obr. IV – 62).



obr. IV - 62

Na obr. a) je stav plasticity malého rozsahu (SSY). Pro materiál bez zpevnění je maximální napětí u kořene trhliny rovno $3 R_e$.

Obr. b) znázorňuje poměry u taženého vzorku s oboustranným vrubem (trhlinou). U kořene je vysoký stupeň triaxiality – podobně jako v předchozím případě.

Na obr. c) je ohýbaná stěna s povrchovou trhlinou; maximální napětí u kořene trhliny je poněkud menší než v obou předchozích případech.

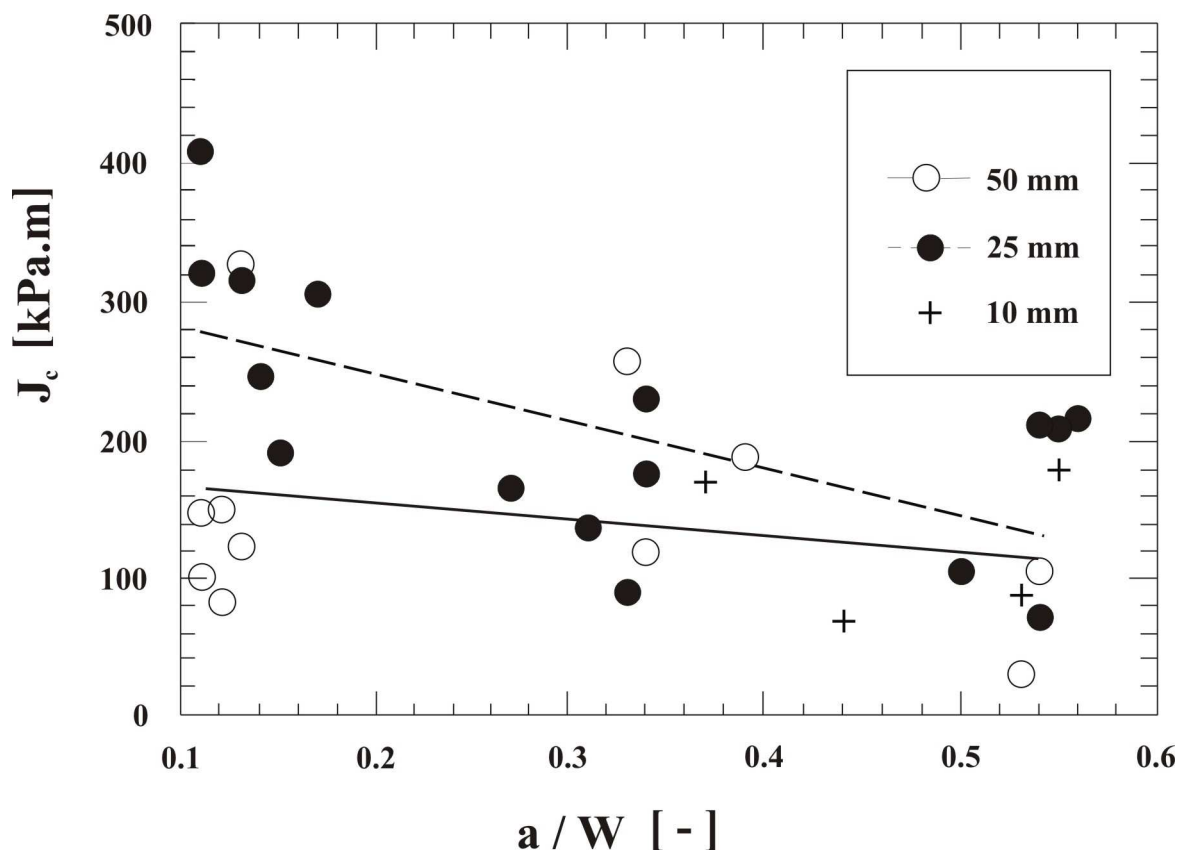
Obr. d) znázorňuje taženou stanu s centrální trhlinou, kde je prakticky nemožné dosáhnout významnější triaxiality v plastickém stavu.

Tento poznatek je ale v rozporu s koncepcemi jednoparametrické lomové mechaniky: ty předpokládají, že pole napětí u kořene trhliny mají – pro stejnou hodnotu příslušného parametru - stejný tvar a velikost nezávislé na geometrii tělesa. Připomeňme ale, že u zpevňujících materiálů je tento vliv geometrie tělesa mnohem méně výrazný.

Podobně Larsson a Carlsson (1973), kteří provedli metodou konečných prvků elasto-plastické výpočty pro několik běžně používaných zkušebních těles s trhlinou zjistili, že různá zkušební tělesa (se stejnou hodnotou K_I) měla plastickou oblast zcela odlišného tvaru a velikosti.

Bude mít tedy na průběh lomového procesu vliv triaxialita napětí vznikající v důsledku constraint („stísnění“ deformace). Tentokrát se jedná o tzv. in-plane constraint – na rozdíl od out-of-plane constraintu, o němž bylo pojednáno v kap. IV- 4.311.53.

Rovněž výsledky experimentů poukazují na souvislost mezi velikostí trhliny, tělesa a lomovou houževnatostí (obr. IV- 63) [Kir-93]. Jedná se o vzorky různé tloušťky zatěžované při trojbodovém ohybu. Vzorky s mělkými trhlínami vykazují podstatně větší hodnoty J_{IC} ve srovnání se vzorky s hlubokými trhlínami.



obr. IV - 63

Nejen všechny tyto poznatky vedly výzkumníky k hledání dalšího – druhého – vhodného parametru, jehož zavedení by přispělo k výstižnějšímu charakterizování podmínek u čela trhliny. Takto vznikající dvouparametrová lomová mechanika je pak založena na následujícím základním tvrzení: lomové chování dvou těles je identické, lze-li trhlínu v obou případech charakterizovat stejnou hodnotou součinitele intensity napětí K (nebo hodnoty J -integrálu) a navíc i stejnou hodnotou parametr popisujícího constraint. Tuto podmínku je nutno zejména dodržet při využití experimentálních dat (naměřených na malých laboratorních vzorcích) k posouzení velkých těles – technických objektů.

Jako tento druhý parametr vystupují v současné době nejčastěji tzv. T-napětí a Q-parametr.

4.352 T - napětí

V případě dvouparametrové LELM je nadále používán součinitel intensity napětí pro popis pole napětí a deformací v okolí čela trhliny. Vliv constraintu je potom uvažován zahrnutím druhého členu Williamsova rozvoje (viz kap. 4.311.1). Tento parametr tedy charakterizuje vliv geometrie tělesa a úrovně dosažené deformace na tahové napětí působící na lince trhliny a to jako důsledek různého stupně triaxiality napětí. Užívá se pro něj termín T-napětí.

Pro mód I při rovinné napjatosti pak platí

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_x(\varphi) + T \quad \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_y(\varphi)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cdot f_{xy}(\varphi)$$

Při rovinné deformaci k tomu přistupuje nenulové napětí ve směru osy z , kdy

$$\sigma_z = \mu(\sigma_x + \sigma_y)$$

T-napětí je tedy napětí působící ve směru osy x . Při rovinné deformaci vzniká napětí μT ve směru osy z .

Ukažme si vliv T-napětí na triaxialitu napětí u kořene trhliny. Hydrostatické (střední) napětí je definováno

$$\sigma_h = \frac{1}{3}(\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$$

Míru triaxiality můžeme vyjádřit parametrem triaxiality definovaným jako

$$h = \frac{\sigma_h}{\sigma_{ekv}}$$

Jak hydrostatické napětí σ_h , tak ekvivalentní napětí σ_{ekv} (podle podmínky HMM) závisejí na souřadnicích r , φ (a obecně též na souřadnici z); potom i parametr h je závislý na těchto souřadnicích.

Názornější proto bude vyjádřit si poměry v rovině trhliny ve vzdálenosti odpovídající hranici plastické oblasti $r = r_y$. Při rovinné napjatosti bude

$$r = r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad \text{a z toho} \quad \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} = R_e$$

Potom dostaneme pro rovinnou napjatost

$$\frac{\sigma_h}{R_e} = \frac{1}{3} \cdot \frac{T}{R_e} + \frac{2}{3}$$

První člen vyjadřuje tzv. in-plane constraint, druhý out-of-plane constraint (o něm již bylo pojednáno v kap. IV-4.311.53).

Můžeme též vyjádřit parametr triaxiality

$$h = \frac{\sigma_h}{\sigma_{ekv}} = \frac{\frac{2}{3} + \frac{1}{3} \left(\frac{T}{R_e} \right)}{\sqrt{1 + \frac{T}{R_e} + \left(\frac{T}{R_e} \right)^2}}$$

Obdobně by bylo při rovinné deformaci

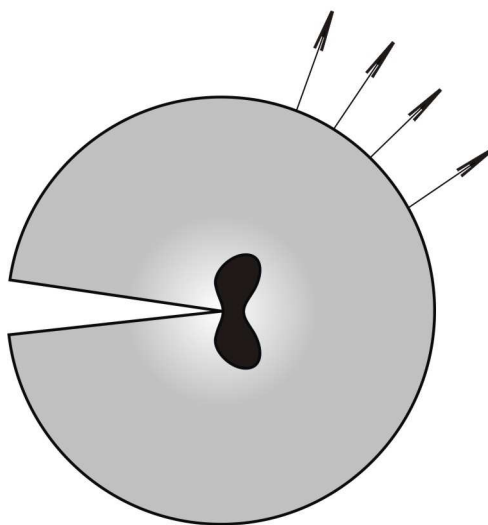
$$r_y = \frac{1}{2\pi} \cdot (1 - 2\mu)^2 \cdot \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2$$

$$h = \frac{\frac{2}{3} \left(\frac{1 + \mu}{1 - 2\mu} \right) + \frac{1}{3} (1 + \mu) \left(\frac{T}{R_e} \right)}{\sqrt{1 + (1 - 2\mu) \frac{T}{R_e} + (1 - \mu + \mu^2) \left(\frac{T}{R_e} \right)^2}}$$

T-napětí může být kladné nebo záporné a podle toho bude zvyšovat nebo snižovat triaxialitu u kořene trhliny.

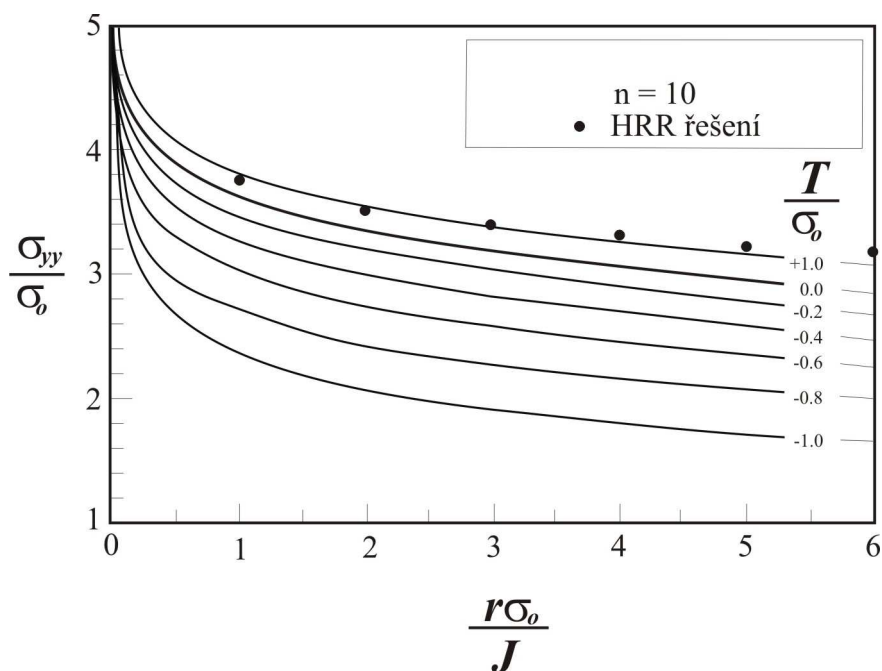
Teoretická studia vlivu T-napětí na napjatost u čela trhliny se provádějí s využitím tzv. modifikovaného modelu povrchové vrstvy (MBLM – modified boundary layer model) (obr. IV – 64)

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\Theta) + T \delta_{li} \delta_{lj}$$



obr. IV- 64

Prvek ve tvaru kotouče je zatížen na svém obvodu povrchovými silami odpovídajícími prvním dvěma členům Williamsova rozvoje (při konkrétních výpočtech se však častěji používá deformační zatížení, kdy předepsané posuvy rovněž odpovídají prvním dvěma členům rozvoje). U čela trhliny vznikne plastická oblast; aby však byla zachována platnost okrajových podmínek, musí být její velikost malá v porovnání s rozměry kotouče. Takto získané velikosti napětí σ_y působícího kolmo na rovinu trhliny jsou pro různé poměry T/R_e a různá zatížení znázorněny na obr. IV – 65 [Kir-94].



obr. IV- 65

Zvláštní případ, kdy $T = 0$, odpovídá plasticitě malého rozsahu (SSY). Tehdy také singulární člen rozvoje jednoznačně charakterizuje pole napětí a deformací u čela trhliny.

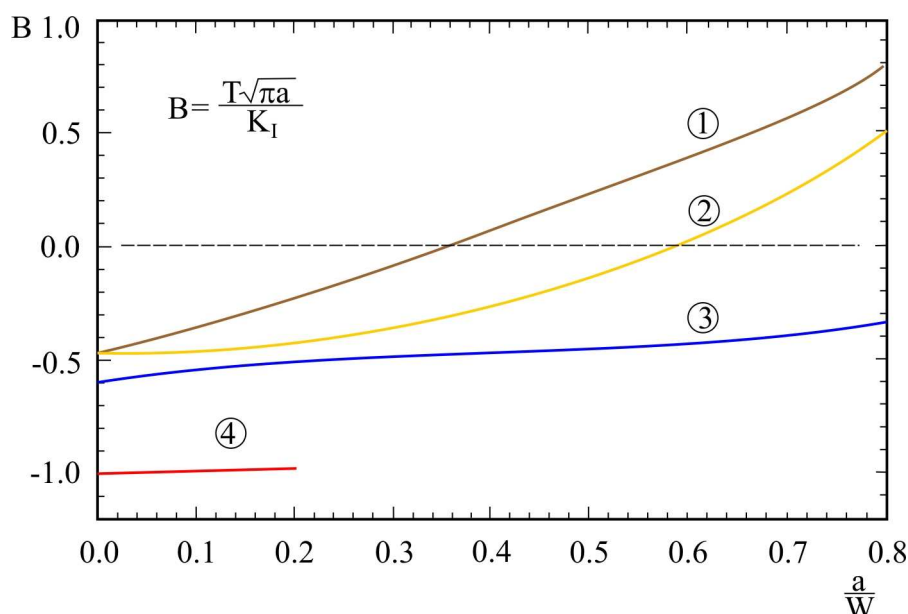
Z obrázku je také zřejmé, jak tlaková (tedy záporná) T-napětí posouvají výrazně napětí σ_y / R_e k nižším hodnotám. Tlakové T-napětí (jaké se vyskytuje např. u mělkých trhlin) tedy snižuje velikost tahového napětí u čela trhliny, snižuje hydrostatické napětí i míru triaxiality, snižuje constraint. Čím je napětí σ_y v referenčním bodě před čelem trhliny nižší, tím lze očekávat vyšší zatížení nutné pro iniciaci lomu. Proto také nepřekvapuje, že kritické hodnoty K_C , J_{IC} potom vzrůstají. Je možné i jiné zdůvodnění: při nízké triaxialitě je podporována plastifikace u čela trhliny; větší část přiváděné energie (měřená např. hodnotou J-integrálu) je potom spotřebována na plastifikaci, pro vznik lomu pak již zbývá jenom její menší část.

V případě tahových (tedy kladných) T-napětí není odpovídající zvýšení σ_y zdaleka tak velké. Při tahovém T-napětí (jak je tomu u hlubokých trhlin) je vyšší stísnění deformace (constraint), napětí σ_y v referenčním bodě před čelem trhliny je vyšší. Zatížení pro iniciaci lomu je pak nižší. U tahových T-napětí již není tak důležitá jejich velikost; K_C a J_{IC} nabývají svých minimálních hodnot.

Z praktických důvodů je výhodnější používat pro charakteristiku constraintu bezrozměrný faktor biaxiality (dvouososti) β , definovaný výrazem

$$\beta = \frac{T \cdot \sqrt{\pi a}}{K_I} = \frac{T \cdot \sqrt{\pi a}}{\sigma \sqrt{\pi a} \cdot Y} = \frac{T}{\sigma Y}$$

Představu o souvislosti mezi relativní velikostí trhliny a/W a faktorem biaxiality u různých typů zkušebních těles poskytuje obr. IV – 66 [She-95].



obr. IV- 66

- | | |
|---|--|
| 1 | zkušební těleso pro trojbodový ohyb |
| 2 | zkušební těleso s jednostrannou povrchovou trhlinou namáhané tahem |
| 3 | zkušební těleso s oboustrannými povrchovými |

Z obrázku je zřejmé, že kladné hodnoty faktoru biaxiality (a tedy tahová T-napětí) se vyskytují zkušebních těles s jednostrannými povrchovými trhlínami až při poměrně značných velikostech těchto trhlín. Při těchto poměrech je již zbývající nosná část vzorku namáhána především ohybovým napětím. To vede ke značnému „stísnění“ deformace (constraint) v plastickém stavu. Naopak záporné hodnoty faktoru biaxiality (tlaková T-napětí) jsou charakteristické pro mělké (krátké) trhliny, kdy se constraint snižuje. Je tedy možno pomocí faktoru biaxiality též kvalitativně hodnotit úroveň constraintu.

Pro výpočet T-napětí (ať již u zkušebních vzorků nebo reálné konstrukce) existuje celá řada metodik; jejich přehled lze nalézt např. v Knésl a Bednář 1997, Sherry et al. 1995. V zásadě je možno použít dvou skupin metod a to metody přímé a nepřímé:

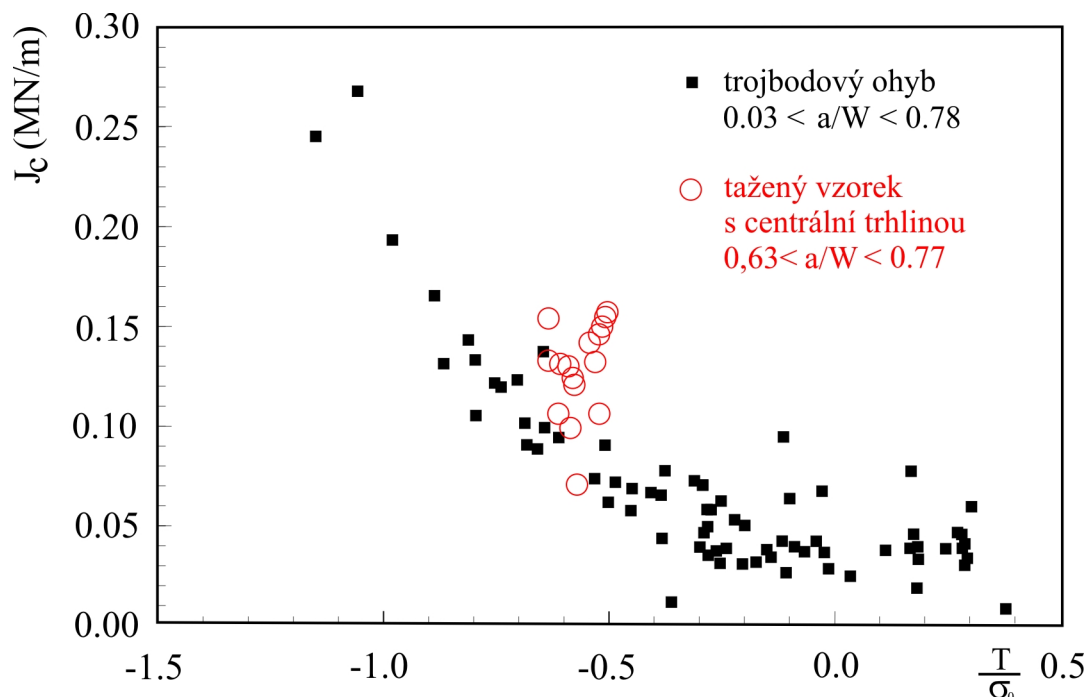
- přímé metody jsou založeny na využití numerických výsledků (získaných metodou konečných prvků) a definičního vztahu pro T-napětí z Williamsova rozvoje. Tento přístup je možno realizovat různým způsobem – např.:
 - v rovině trhliny ($\varphi = 0$) platí

$$T = \sigma_x - \sigma_y$$

Pomocí MKP je možno stanovit σ_x a σ_y , z toho jejich rozdíl; T-napětí je potom hodnota těchto rozdílů extrapolovaná na kořen trhliny ($r \rightarrow 0$).

- obdobně jako v předchozím – avšak s využitím definičního vztahu v němž vystupují deformační posuvy
- nepřímé metody vyžaduje speciální postupy, které vyžadují zvláštní implementace do výpočtových systémů.

Typický průběh lomové houževnatosti v závislosti na T-napětí je uveden na obr. IV - 67 (Sumpter a Hancock 1994).



Je nutno však mít na zřeteli, že T -napětí je parametrem lineárně elastické lomové mechaniky. Ztrácí svůj fyzikální význam u tělesa ve zplastizovaném stavu. Odolnost materiálu v okolí čela trhliny při porušení bude správně posouzena pouze tehdy, jestliže zkušební a posuzované těleso budou mít stejné nejen K_{IC} , ale též constraint, vyjádřený pomocí T .

4.353 Q - parametr

V oblasti elasto plastické lomové mechaniky se jako druhý parametr začal užívat tzv. Q-parametr.

Za předpokladu teorie malých deformací můžeme pole napětí uvnitř plastické oblasti σ_{ij} popsat mocninnou řadou, v níž je HRR řešení $(\sigma_{ij})_{HRR}$ rozhodujícím členem. Členy vyšších řádů tvoří souhrnně diferenční pole napětí $(\sigma_{ij})_{dif}$:

$$(\sigma_{ij}) = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{dif}$$

Poznámka: ukazuje se, že pro většinu aplikací je postačitelná teorie malých deformací; rozdíl mezi referenčními napětími pro teorii malých a velkých deformací je zanedbatelný v radiálních vzdálenostech větších než asi $2J/\sigma_0$.

Podobně může být diferenční pole napětí definováno jako odchylky od referenčního řešení pro malou plastickou oblast u čela trhliny – tedy SSY s $T = 0$ (tato volba referenčního napětí je vhodnější pro vysoký constraint):

$$(\sigma_{ij}) = (\sigma_{ij})_{T=0} + (\sigma_{ij})_{dif}$$

Na uvedené $(\sigma_{ij})_{T=0}$ se můžeme dívat jako na pole napětí příslušející dlouhé trhlíně v nekonečně velkém tělese. Získá se pomocí modelu povrchové vrstvy (BLM – boundary layer model) – obdobně jako tomu bylo na obr. IV - 64 – tentokrát však s uvážením, že $T = 0$.

O'Dowd a Shih označili bezrozměrnou amplitudu tohoto aproximativního diferenčního pole napětí písmenem Q ; potom

$$(\sigma_{ij}) = (\sigma_{ij})_{T=0} + Q \cdot \sigma_0 \cdot \delta_{ij}$$

kde σ_0 je referenční napětí (viz Ramberg-Osgoodova rovnice v 4.342.4); obvykle se bere rovno mezi kluzu, a δ_{ij} je Kroneckerovo delta.

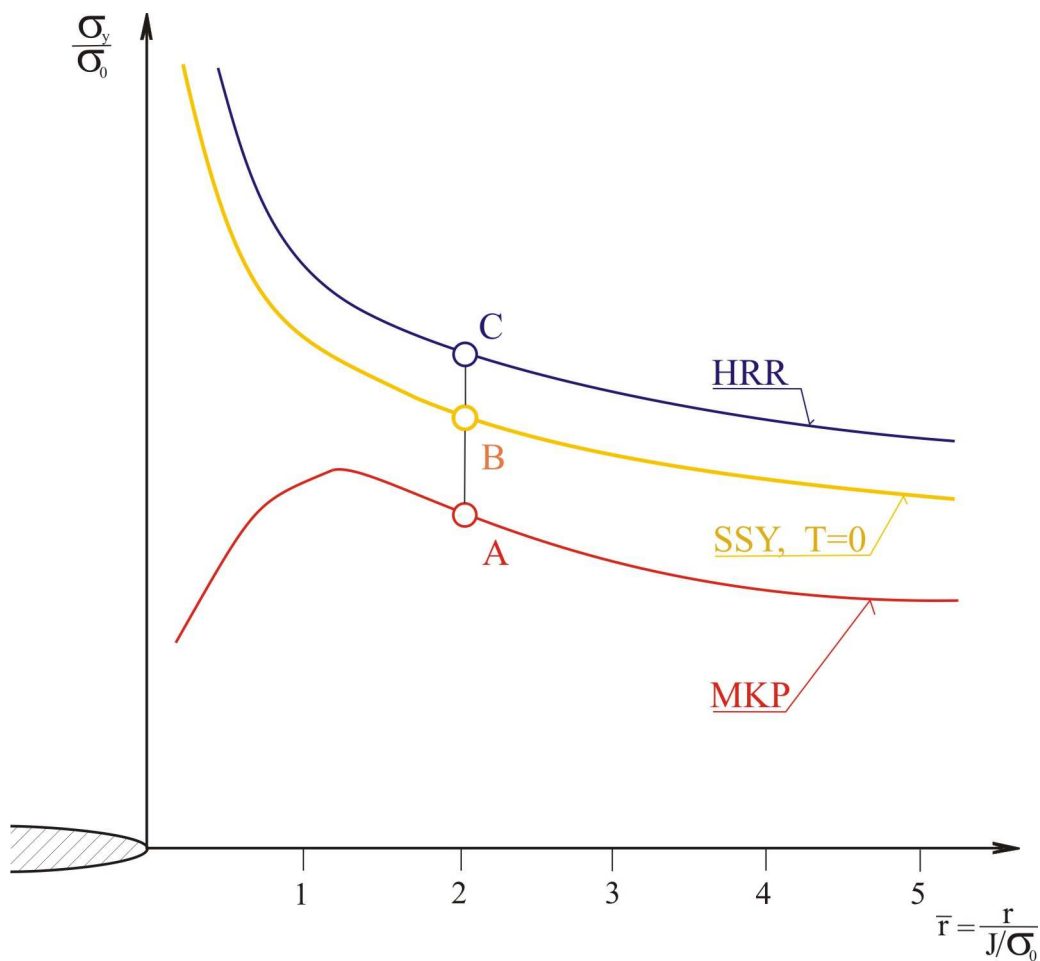
Takto vyjádřený parametr Q je funkcí souřadnic r a φ - nikoliv konstantou. V rovině trhliny ($\varphi = 0$) je diferenční napětí σ_y

$$(\sigma_y)_{dif} = \sigma_y - (\sigma_y)_{HRR}$$

nebo

$$(\sigma_y)_{dif} = \sigma_y - (\sigma_y)_{SSY; T=0}$$

Uvedená napětí jsou ukázána na obr. IV - 68. Diferenční napětí odpovídají úsečkám AB a AC.



obr. IV - 68

Parametr Q je potom např.

$$Q = \frac{(\sigma_y)_{dif}}{\sigma_0} = \frac{\sigma_y - (\sigma_y)_{SSY; T=0}}{\sigma_0}$$

Obě napětí (jak na reálném tělese σ_y , tak napětí $(\sigma_y)_{T=0}$ na modelu povrchové vrstvy) se určují pro stejná zatížení charakterizovaná hodnotou J-integrálu.

Při uvážení gradientu Q-parametru je možno určovat jeho střední hodnotu

$$Q' = \frac{Q(\bar{r}=5) - Q(\bar{r}=1)}{4}$$

kde

$$\bar{r} = \frac{r}{J/\sigma_0}$$

Další zpřesnění je, že se Q stanovuje ve vzdálenosti odpovídající čtyřnásobku otevření u čela trhliny, tj. pro $\bar{r} = 2$. V této vzdálenosti již nejsou napěťové poměry ovlivněny

plastizací související s otupením kořene trhliny; rovněž parametr triaxiality zde dosáhl u většiny vyšetřovaných typů vzorků svého maxima.

Méně často je možno se setkat s vymezením Q-faktoru pomocí hydrostatických napětí, kdy je bezprostředně zřejmá návaznost na triaxialitu napětí:

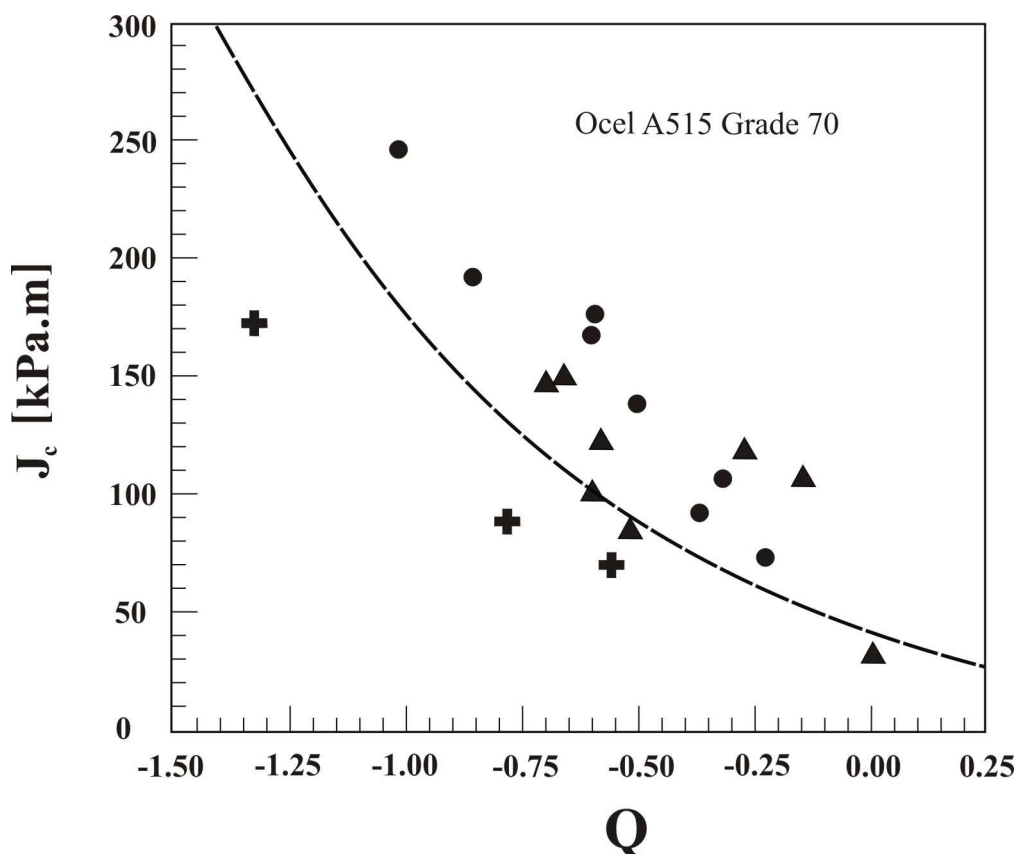
$$Q = \frac{\sigma_h - (\sigma_h)_{SSY; T=0}}{\sigma_0}$$

Obdobně jako T-napětí tedy Q-parametr charakterizuje in-plane constraint, který je závislý na geometrii tělesa:

- $Q = 0$ – referenční stav rovinné deformace,
- záporné Q (nízký constraint, nízká triaxialita) – hydrostatické napětí se snižuje vzhledem k tomuto referenčnímu stavu o $Q \cdot \sigma_0$,
- kladné Q (vysoký constraint, vysoká triaxialita) – hydrostatické napětí se zvyšuje vzhledem k tomuto referenčnímu stavu.

Q-parametr tedy umožňuje kvantitativní vyjádření constraintu (stísnění deformace) u čela trhliny.

Příklad závislosti houževnatosti J_C na parametru Q je uvedena na obr. IV - 69. Z něho je zřejmé, že houževnatost vzrůstá při snižujícím se Q .



obr. IV - 69

Mají-li tedy být lomové houževnatosti laboratorního vzorku a posuzovaného tělesa stejné, musí být stejné též jejich Q-parametry.

4.354 Závislost Q - T

Při použití modifikovaného modelu povrchové vrstvy (MBLM) lze též využít souvislosti mezi T-napětím a Q-parametrem. Pro materiál s mocninným zpevněním je

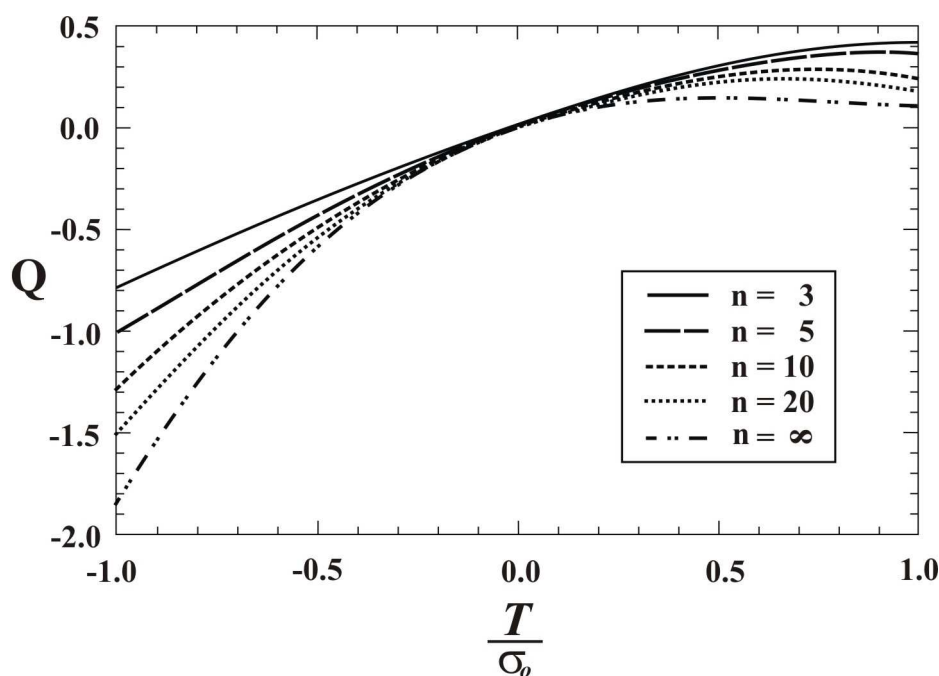
$$Q = F\left(\frac{T}{\sigma_0}, n\right)$$

přičemž je zde dále nevýrazná závislost na poměru E/σ_0 a Poissonově čísle.

Príslušnou závislost je možno vyjádřit ve tvaru polynomu

$$Q = a_1 \cdot \left(\frac{T}{\sigma_0}\right) + a_2 \cdot \left(\frac{T}{\sigma_0}\right)^2 + a_3 \cdot \left(\frac{T}{\sigma_0}\right)^3$$

Graficky je to znázorněno pro různé exponenty zpevnění na obr. IV – 70.



obr. IV - 70

Je však třeba mít na zřeteli, že T-napětí ztrácí svůj fyzikální význam při plasticitě velkého rozsahu (LSY); za tohoto stavu je uvedená souvislost Q – T nereálná.

4.355 Zhodnocení dvouparametrové lomové mechaniky

Z uvedeného vyplývá:

- T-napětí charakterizuje in-plane constraint; neposkytuje informaci o out-of-plane constraintu – ten je v této souvislosti vyjadřován pro dva krajní případy – rovinnou

napjatost a rovinnou deformaci. Nemůže být proto použito pro 3D analýzy – k tomu by byl třeba další – třetí - parametr.

- Q-parametr ve své podstatě souvisí se všemi složkami tenzoru napjatosti u čela trhliny, obecně závisí na souřadnicích r a φ , není konstantou; pouze smluvně se vyčísľuje v rovině trhliny a v jisté vzdálenosti. U takto kvantifikovaného constraintu však nelze stanovit podíly out-of-plane a in-plane constraintů.

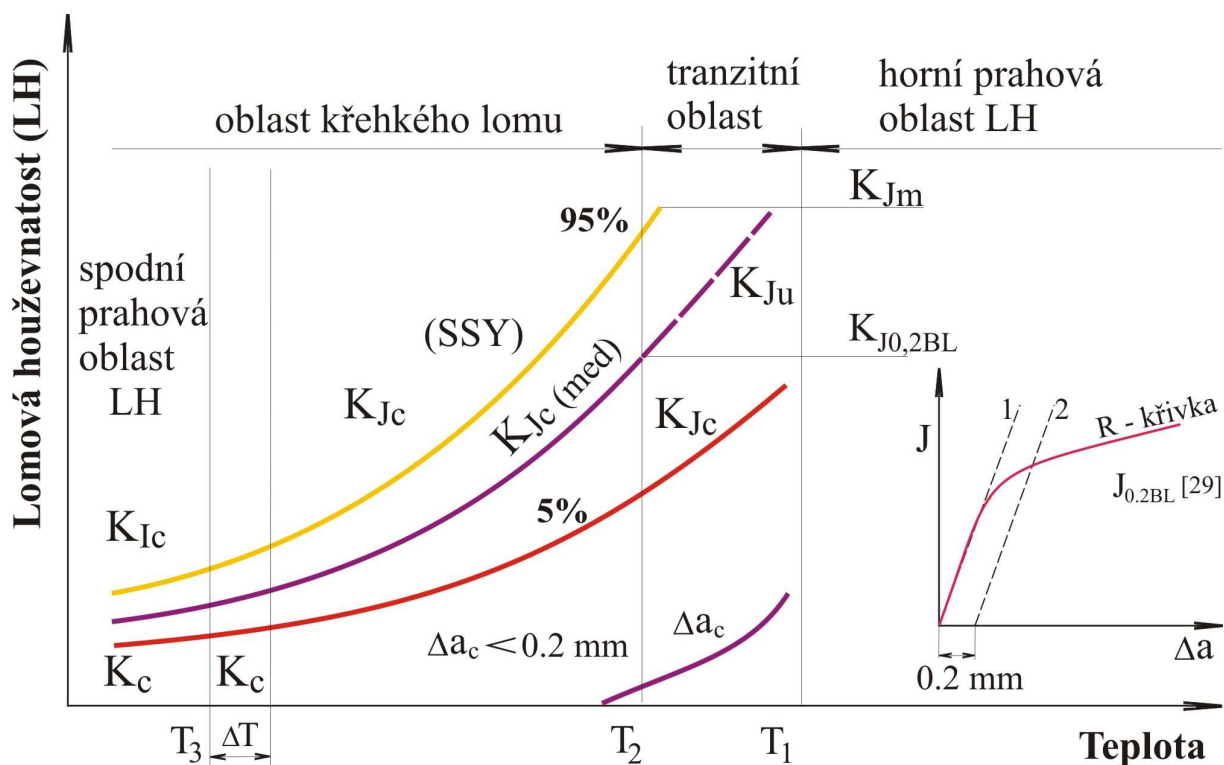
Uskutečněné analýzy dále ukazují, že:

- u těles s nízkým constraintem (jako je stěna s centrální trhlínou nebo ohýbaný vzorek s mělkou trhlínou) neplatí jednoparametrické koncepce již od nejmenších velikostí deformací. Dvouparametrická koncepce je použitelná i pro vysoké hodnoty deformací.
- ohýbaný vzorek s hlubokým vrubem se vyznačuje vysokým constraintem až do poměrně vysokých hodnot J-integrálu
- většinou je možno uplatnit u těles s nízkým constraintem dvouparametrické koncepce, u těles s vysokým constraintem pak jednoparametrické koncepce

4.4 Subkritický růst trhlin při jednosměrném zatížení

4.41 Mechanizmy rozvoje porušení

Předchozí výklad se zaměřoval výhradně na studium podmínek iniciace nestabilního lomu ať již za platnosti LELM nebo EPLM. Teplotně tranzitní chování ocelí nízké a střední pevnosti (a tedy i průběh jejich lomové houževnatosti) je však podstatně mnohotvárnější. Výzkumu této problematiky je věnován značný počet prací; přesto však dosud neexistuje jednotné obecné schéma pro popis této závislosti. Dále uvedené schéma teplotně tranzitního průběhu lomové houževnatosti sestává ze tří oblastí, které se rozlišují podle mikromechanismu porušení a podle rozsahu plastické deformace tělesa s trhlínou při porušení (obr. IV - 71) (Holzmann a Vlach 2004).



Toto schéma zahrnuje tři oblasti:

- a) oblast křehkého porušení
- b) tranzitní oblast
- c) oblast horních prahových hodnot

ad a) Oblast křehkého porušení

se rozpadá na dvě separátní oblasti:

- oblast nestabilního lomu se štěpnou iniciací a štěpným šířením lomu po různém stupni plastické deformace tělesa s trhlinou. Lomově mechanický parametr je J_c integrál určený pro okamžik iniciace nestabilního štěpného lomu (podmínky platného určení J_c jsou určeny v ASTM E 1820-99a). Tyto podmínky zaručují, že naměřená hodnota J_c je určena při elasticko-plastické deformaci tělesa s trhlinou pro stav označovaný jako SSY (Small Scale Yielding); to znamená, že u čela trhliny existuje plastická oblast malých rozměrů zaručující maximální stupeň triaxiality napjatosti u čela trhliny (constraint) (viz kap. 4.35). Z hodnoty J_c se pak určuje K_{Jc} (kap. 4.343). I když veličina K_{Jc} je určena z veličiny J_c splňující podmínky platnosti shora uvedené normy, bude K_{Jc} funkcí tloušťky tělesa (délky čela trhliny), neboť v případě štěpné iniciace lomu se uplatňuje vliv velikosti zatíženého objemu u čela trhliny na hodnotu K_{Jc} (statistický efekt – Wallinova teorie nejslabšího článku).
- druhou oblastí je interval teplot pod teplotou T_3 označovaný jako oblast spodních prahových hodnot lomové houževnatosti. Lomově mechanické parametry jsou K_{Ic} a K_c ; u nich se neuplatňuje vliv tloušťky tělesa v důsledku rozdílného mikromechanismu štěpné iniciace lomu od mikromechanismu štěpné iniciace v intervalu teplot $T_2 - T_3$. Přechod mezi oblastí označenou $T_2 - T_3$ a oblastí spodních prahových hodnot lomové houževnatosti nenastává zpravidla přesně při určité teplotě T_3 , ale spíše v určitém pásmu teplot ΔT .

ad b) Tranzitní oblast

U ocelí s feritickou maticí dochází k velkému rozptylu charakteristik lomové houževnatosti; důsledkem této skutečnosti jsou dva možné způsoby porušení:

- jednak – a to je charakteristický jev v tranzitní oblasti – iniciace nestabilního štěpného lomu po jistém stabilním růstu tvárné trhliny Δa_c . Materiálovou charakteristikou je hodnota integrálu J_u určená pro okamžik iniciace nestabilního lomu (ASTM E 1820-99a, ISO norma 12135). Jen z hlediska konvence se hodnota J_u přepočítává na hodnotu elasticko-plastického ekvivalentu součinitele intenzity napětí K_{Ju} podle vztahu

$$K_{Ju} = \sqrt{J_u \cdot E'}$$

Hodnoty K_{Ju} jsou vždy vyšší než $K_{J0,2BL}$.

- Současné se však zde mohou vyskytnout křehké lomy iniciované z původní délky trhliny ($\Delta a_c < 0,2 \text{ mm}$). Lomově mechanickou charakteristikou je kritická hodnota J-integrálu J_c

určeného pro okamžik iniciace nestabilního křehkého lomu. Rovněž hodnota J_c se přepočítává na hodnotu elasticko-plastického ekvivalentu součinitele intenzity napětí

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c \cdot E'}$$

ad c) Oblast horních prahových hodnot lomové houževnatosti

v níž k iniciaci a šíření lomu dochází tvárným porušením. Odolnost proti porušení je charakterizována J – R křivkou (J - Δa křivkou). Bylo dohodnuto, že z naměřené J - Δa křivky, jako materiálová charakteristika udávající počáteční odpor materiálu proti šíření tvárného lomu bude vzata hodnota J-integrálu, která se stanoví jako průsečík J - Δa křivky s přímkou 2 rovnoběžnou s přímkou 1 (procházející počátkem diagramu J - Δa) a posunutou o hodnotu přírůstku trhliny $\Delta a = 0,2$ mm. Přímka 1 představuje do jisté míry zvětšení počáteční délky trhliny a_0 o Δa vznikající jako důsledek zaoblování čela trhliny. Ale jak norma ISO, tak norma ASTM se vyhýbají označení této přímky jako čáry otupení (blunting line) a označují ji souhrnně jako „construction line“ ; pouze návrh normy ESIS označuje tuto přímku jako čáru otupení. Bohužel jak norma ISO, tak norma ASTM a i návrh ESIS udávají pro přímku 1 zcela rozdílné vztahy mezi J a Δa . Podle ISO se hodnota J-integrálu odpovídající průsečíku označuje symbolem $J_{0,2BL}$, podle ASTM jak J_{Ic} . Pokud veličiny $J_{0,2BL}$ a J_{Ic} splňují podmínky uvedené v citovaných normách (obdobu podmínek pro K_{Ic}), potom jak $J_{0,2BL}$ tak i J_{Ic} představují lomovou houževnatost nezávislou na velikosti zkušebního tělesa. Norma ASTM ji označuje jako lomovou houževnatost při rovinné deformaci. Z hodnoty J_{Ic} lze podle této normy určit ekvivalent

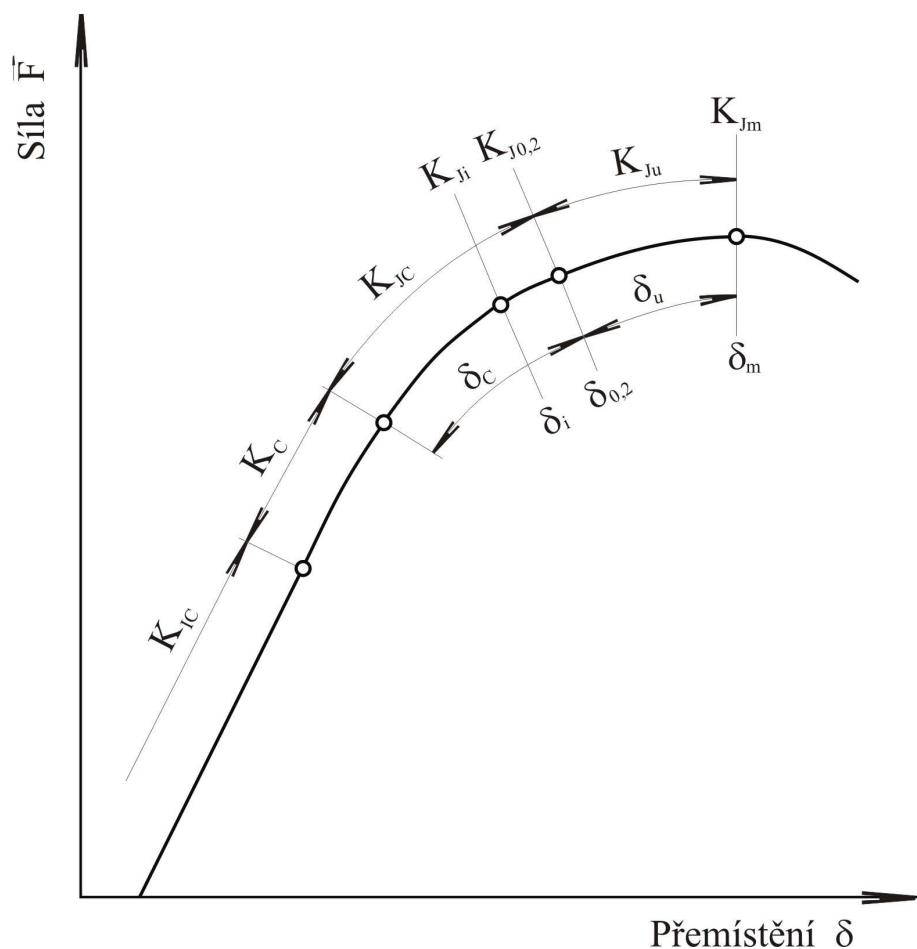
$$K_{Jic} = \sqrt{J_{Ic} \cdot E'}$$

kde

$$E' = \frac{E}{1 - \mu^2}$$

který je označován jako lomová houževnatost při rovinné deformaci charakterizující odolnost proti počátečnímu tvárnému růstu trhliny.

Souhrnně se tady setkáváme s následujícími lomovými houževnatostmi (obr. IV - 72)



obr. IV – 72

K_{IC} lomová houževnatost při vzniku nestabilního křehkého lomu za podmínek rovinné deformace, tj. jsou splněny požadavky na rozměry zkušebního tělesa, tloušťku B a délku trhliny a

K_C lomová houževnatost při převážně lineárně-elastické deformaci zkušebního tělesa do vzniku nestabilního lomu, nejsou splněny podmínky rovinné deformace

K_{JC} lomová houževnatost při vzniku nestabilního lomu po elasticko-plastické deformaci zkušebního tělesa. Křehký lom je iniciován u čela plastickou deformací zaoblené trhliny.

K_{Ju} lomová houževnatost při iniciaci nestabilního lomu po jisté délce tvárného natržení Δa u čela původní trhliny

K_{Ji} lomová houževnatost v okamžiku iniciace tvárné trhliny

$K_{J0,2}$ lomová houževnatost charakterizující odolnost proti iniciaci tvárného lomu z inženýrského hlediska (nárůst trhliny $\Delta a = 0,2$ mm)

K_{Jm} lomová houževnatost určená pro okamžik dosažení maximální síly F_m

Shrneme-li, mohou tedy nastat následující tři případy:

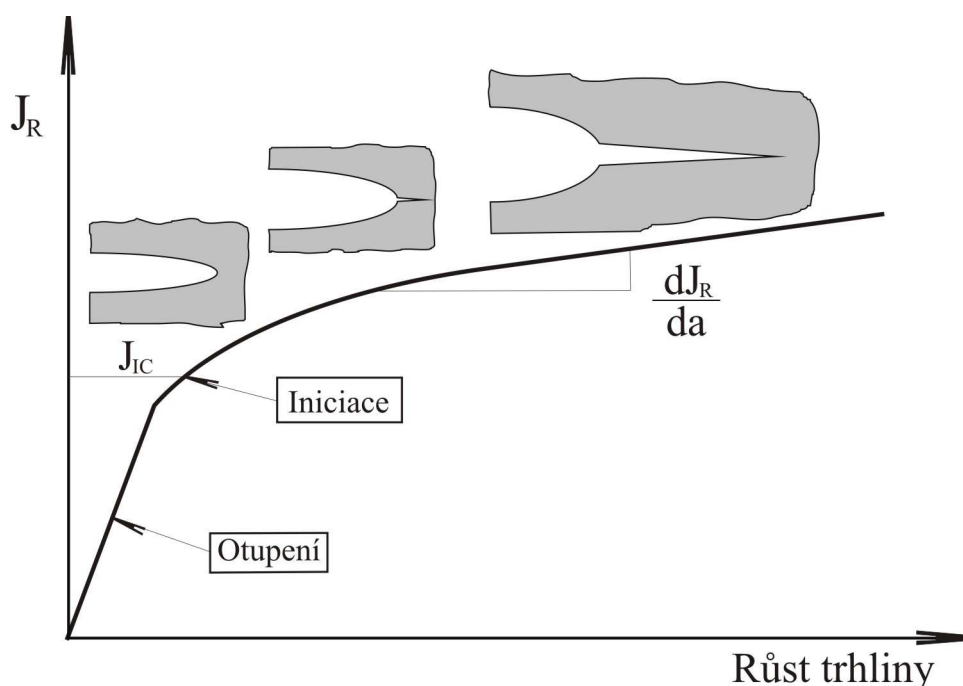
1. štěpná iniciace a štěpné (nestabilní) šíření lomu (při zanedbatelném subkritickém růstu),
2. tvárná iniciace, tvárný subkritický růst trhliny a štěpné (nestabilní) šíření lomu,

3. tvárná iniciace, tvárný růst trhliny a tvárné (stabilní) šíření porušení

4.42 Etapy subkritického růstu

Můžeme rozlišovat etapu (obr. IV – 73)

- iniciace
- růstu
- lomu



obr. IV – 73

4.421 Iniciace subkritického růstu

Při tvárné iniciaci se podle okolností může u kořene trhliny vyskytnout:

- a) malá plastická zóna (oblast LELM),
- b) velká plastická zóna (oblast EPLM)

ad a)

Tento proces iniciace a následného růstu je možno popsat R-křivkami - viz později v odst. 4.412.

ad b)

Otázka vzniku subkritického růstu je sledována při zkouškách kritického rozevření trhliny nebo kritické hodnoty J -integrálu. Existence tohoto subkritického růstu je pozorovatelná na lomové ploše i na diagramu zatížení vs. posuv jeho působiště nebo zatížení vs. rozevření vrubu. Začátek pomalého růstu trhliny je potom možno stanovit zkoušením jednoho nebo více zkušebních těles; příslušná metodika je uvedena v ČSN 42 0347. Opět se tedy určují R-křivky, vyjádřené však tentokrát nejčastěji hodnotami J -integrálu (označovanými J_{IR}), případně přepočtenými hodnotami lomové houževnatosti K_{CR} ; mluvíme proto o tzv. pseudo R-křivkách (obr. IV – 73, 74). Odolnost materiálu proti iniciaci subkritického růstu se pak

hodnotí veličinami J_{Ci} , δ_{Ci} nebo odpovídající hodnotou K_{Cji} , získanou extrapolací pro nulový tvárný růst trhliny.

4.422 Subkritický růst trhliny

a) R-křivky

Tyto křivky popisují subkritický růst v oblasti LELM. (viz dříve v kap. 4.23).

Koncepce R-křivek byla rozpracována především pro případy, kdy tloušťka stěny konstrukce (a tedy i zkušební vzorku) nezaručuje splnění podmínky rovinné deformace. Odpor proti růstu trhliny není konstantní, ale obecně roste se zvětšující se délkou trhliny. S ní rovněž vzrůstá velikost plastické zóny - nepřekračuje však meze přípustné v LELM. Při stabilním růstu trhliny musí být hnací síla trhliny G (uvolněná elastická energie při vzniku nové plošné jednotky lomového povrchu) rovna odporu proti růstu trhliny R . Tuto podmínku splňují průsečíky G -přímek s R-křivkou. Tento subkritický růst pokračuje až do bodu nestability, kdy je dosaženo kritické hodnoty G - lomové houževnatosti.

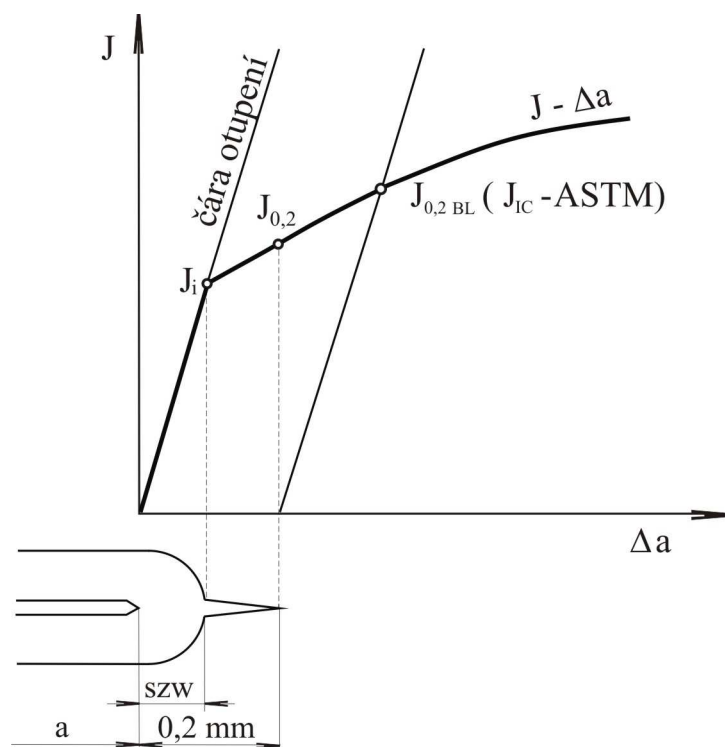
Častěji jsou prezentovány R-křivky v nichž je odpor proti růstu trhliny vyjádřen hodnotami součinitele intenzity napětí K_R v závislosti na přírůstku délky trhliny. Jako délka trhliny se zde rozumí buď skutečně měřená délka trhliny nebo efektivní délka (tj. s korekcí na plastickou zónu).

Je třeba zdůraznit, že R-křivka je závislá na tloušťce tělesa. Proto je možno výsledků zjištěných na R-křivkách používat na konstrukcích jen téže tloušťky, jakou měly zkušební vzorky. Nelze tedy z ní odvozenou lomovou houževnatost považovat za materiálovou charakteristiku.

b) křivky J_{IR}

Využívají se pro popis subkritického růstu v oblasti EPLM. Jsou to vlastně opět R-křivky, avšak tentokrát vyjádřeny J -integrálem.

Křivka (obr. IV - 74) se získá zatěžováním řady zkušebních vzorků na různou hodnotu přemístění působíště síly, jejich odlehčením a stanovením stabilního růstu trhliny Δa . Této délce trhliny pak odpovídá příslušná hodnota J -integrálu. Počáteční délka dané trhliny je a_0 . Proces otupování kořene trhliny (úsečka OA - čára otupení - blunting line) je po dosažení lomové houževnatosti J_{Ci} vystřídán subkritickým růstem.



obr. IV – 74

Teoreticky byly odvozeny a experimentálně potvrzeny omezující podmínky, za nichž je stabilní růst trhliny řízen J-integrálem a nezávisí na rozměrech tělesa:

- nosná šířka nezlomeného průřezu

$$b = W - a > \frac{\omega \cdot J}{\frac{dJ}{da}}$$

$$b > \frac{\rho \cdot J}{R_{em}}$$

$$R_{em} = \frac{1}{2} (R_e + R_m)$$

- maximální velikost růstu trhliny

$$\Delta a < \alpha \cdot b$$

Koeficienty ω , ρ , α závisejí na druhu materiálu a způsobu namáhání. Tak např. pro reaktorovou ocel A 533B je tahové a tlakové namáhání (pro ně platí hodnoty v závorce):

$\omega = 80$ (10),

$\rho = 200$ (25 až 50),

$\alpha = 0,01$ (0,06)

4.423 Stabilita subkritického růstu trhliny

Průkaz stabilního růstu trhliny má velký význam pro posouzení spolehlivosti konstrukce. Touto otázkou jsme se již zabývali v kap. 4.233. Z obr. IV – 9b plyne, že iniciace nestabilního růstu závisí na rychlosti změny hnací síly trhliny – na velikosti dG/da (a tedy rovněž na dJ/da) a na rychlosti změny odporu proti růstu trhliny (a tedy na dJ_R/da).

Velikost sklonu J_R křivky je možno vyjádřit pomocí bezrozměrného parametru, který nazval Paris „**tearing modulus**“ - česky „modul pomalého růstu trhliny“, „T-modul“ [viz Terminologický slovník - Lomová mechanika, VÚZ 1984] nebo „modul tvárného trhání“ případně „plastický modul nestability“

$$T_R = \frac{E}{\sigma_0^2} \cdot \frac{dJ_R}{da}$$

Rychlost změny hnací síly trhliny lze vyjádřit podobně pomocí bezrozměrného parametru vyjadřujícího působící (aplikovaný) T-modul:

$$T_{app} = \frac{E}{\sigma_0^2} \cdot \left(\frac{dJ}{da} \right)_{u_T}$$

Růst trhliny bude stabilní, jestliže

$$\left(\frac{dJ}{da} \right)_{app} < \left(\frac{dJ_R}{da} \right)$$

K nestabilnímu růstu dojde při opačné nerovnosti.

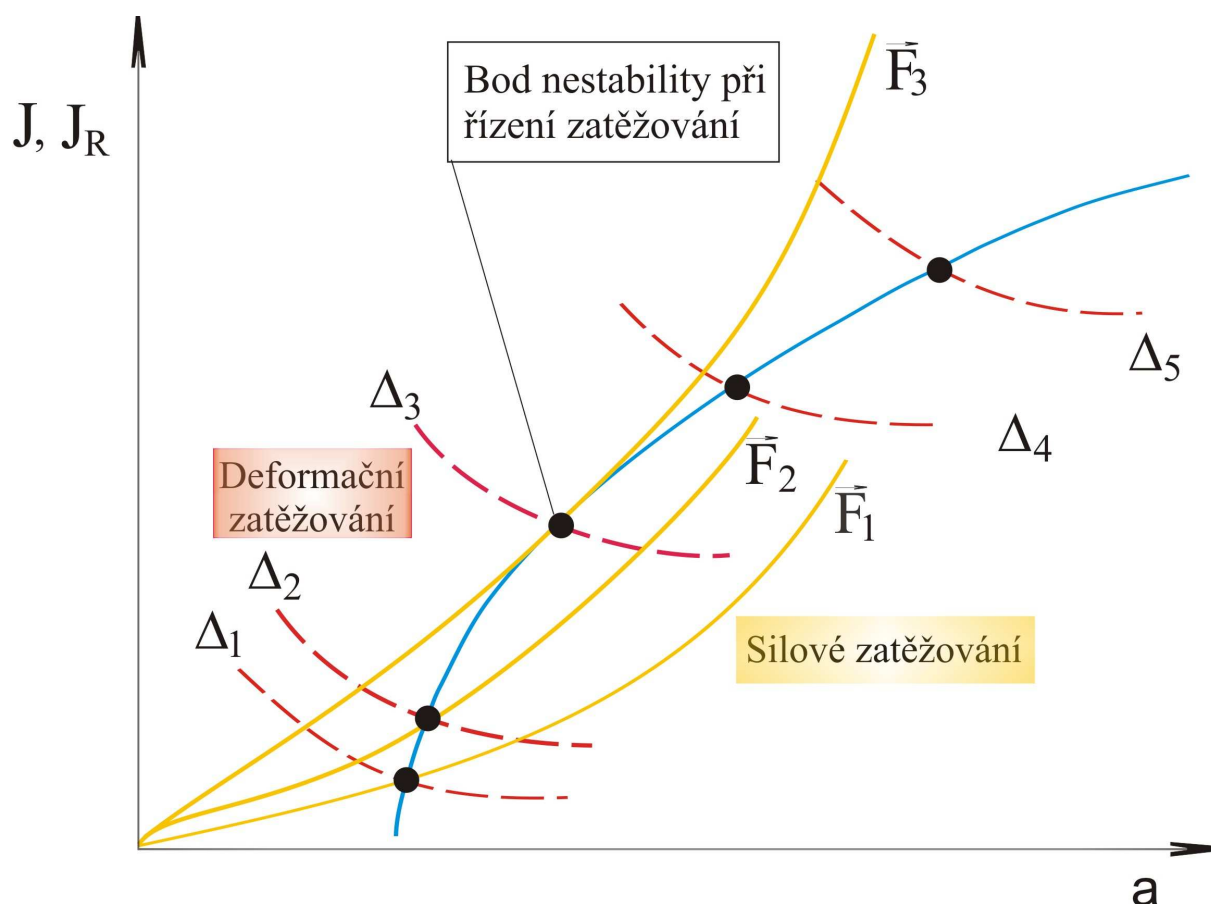
Podmínku stabilního růstu trhliny vyjádřit též ve tvaru

$$T_{app} \leq T_R$$

Naopak nestabilní růst nastane při

$$T_{app} > T_R$$

V této souvislosti je třeba připomenout, že velikost hnací síly trhliny nezávisí na způsobu zatěžování tělesa, tedy na tom, zda řídicí veličinou tohoto procesu je síla F (silové zatěžování) nebo deformace u (deformační zatěžování). Jinak je tomu s rychlostí její změny – ta na způsobu zatěžování závisí. Tato skutečnost je naznačena na obr. IV – 75.



obr. IV - 75

Případy deformačního zatěžování se jeví stabilnějšími než případy silového zatěžování. Při deformačním zatěžování – v závislosti na tvaru tělesa – klesá hnací síla trhliny s narůstající velikostí trhliny. Při silovém zatěžování dojde k nestabilitě trhliny za situace, kdy je křivka hnací síly trhliny (vyjádřené J-integrálem) tečnou ke křivce odporu proti růstu trhliny (vyjádřené křivkou J_R). Při deformačním zatěžování je však trhlina za této situace stabilní neboť hnací síla trhliny klesá s růstem trhliny.

Obecný případ, kdy dochází ke kombinaci deformačního a silového zatěžování, si můžeme modelovat pomocí pružiny, která je v sériovém zapojení s tělesem s trhlinou. Tato soustava je podrobena pevně dané celkové deformaci u_T

$$u_T = u + C \cdot F$$

u posuv působíště zatížení,

C poddajnost pružiny: čistě deformačnímu zatížení odpovídá tuhá pružina, kdy $C = 0$; při silovém zatížení je $C = \infty$,

F působící síla

Uvažujeme-li, že u závisí pouze na velikosti trhliny a F , dostaneme derivováním tohoto vztahu

$$du_T = \left(\frac{\partial u}{\partial a} \right)_F da + \left(\frac{\partial u}{\partial F} \right)_a dF + C \cdot dF = 0$$

S jeho pomocí lze potom odvodit

$$\left(\frac{dJ}{da} \right)_{u_T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_F - \frac{\left(\frac{\partial J}{\partial F} \right)_a \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial a} \right)_F}{C + \left(\frac{\partial u}{\partial F} \right)_a}$$

Při silovém zatěžování je $C = \infty$ a tedy

$$\left(\frac{dJ}{da} \right)_{u_T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_F$$

Tento stav má snahu být nestabilní.

Při deformačním zatěžování ($C = 0$) bude

$$\left(\frac{dJ}{da} \right)_{u_T} = \left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_F - \frac{\left(\frac{\partial J}{\partial F} \right)_a \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial a} \right)_F}{\left(\frac{\partial u}{\partial F} \right)_a}$$

Tento stav se jeví jako stabilnější.

Hodnoty J-integrálu a deformace se vyjadřují jako funkce zatížení F a délky trhliny a . Parciální derivace lze potom vyjádřit numericky jako

$$\left(\frac{\partial J}{\partial a} \right)_F = \frac{J(a + \Delta a, F) - J(a, F)}{\Delta a}$$

$$\left(\frac{\partial J}{\partial F} \right)_a = \frac{J(a, F + \Delta F) - J(a, F)}{\Delta F}$$

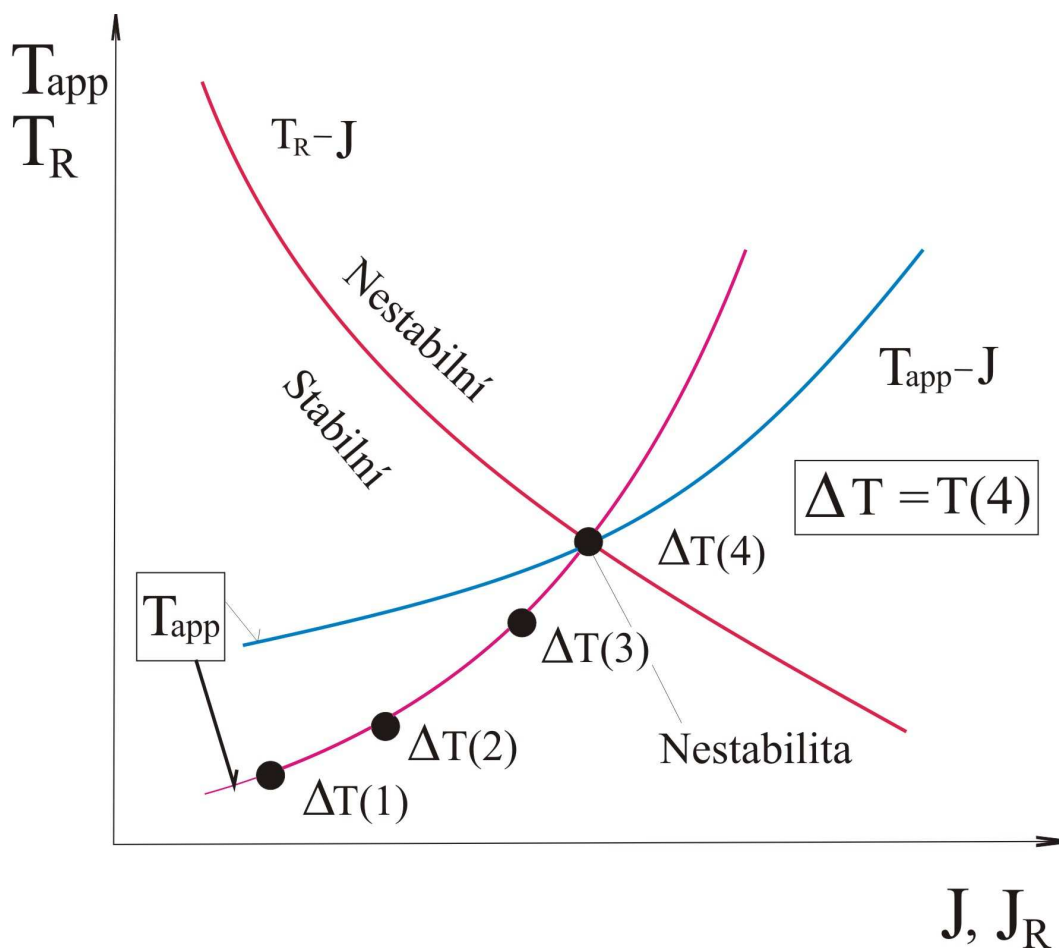
$$\left(\frac{\partial u}{\partial a} \right)_F = \frac{u(a + \Delta a, F) - u(a, F)}{\Delta a}$$

$$\left(\frac{\partial u}{\partial F} \right)_a = \frac{u(a, F + \Delta F) - u(a, F)}{\Delta F}$$

Přitom je třeba brát zřetel na to, že jak J , tak u jsou vysoce nelineární funkce zatížení a velikosti trhliny.

Pro stanovení okamžiku nestability je pak možno využít diagramu $J, J_R - a$; na něm pak sledovat splnění podmínky $T_{app} > T_R$.

Druhou možnost posouzení stability nabízí využití diagramu na obr. IV – 76.



obr, IV - 76

Na diagramu jsou vynášeny závislosti $T_{app} - J$ a $T_R - J_R$. K nestabilitě dochází za podmínky, kdy se tyto dvě křivky protínají.

Poznámka

Pro výpočet veličin J_{app} a T_{app} odvodili Paris a Zahoor vzorce pro některé geometrie a různý rozsah plastické deformace (lokální skluz, úplný skluz). Jsou poměrně komplikované. Pro ilustraci je možno uvést zjednodušený vztah pro povrchovou trhlinu ve stěně válcové nádoby a případ úplného skluzu:

$$J_{app} = M \cdot \frac{R_{em}}{E_T} \cdot 2c \left[\sigma - R_{em} \left(1 - \frac{a}{t} \right) \right]$$

M je faktor zvýšení napětí,
 σ je membránové napětí,
 t je tloušťka materiálu,
 E je modul pružnosti v tahu,
 E_T je efektivní modul

Příklad praktického postupu při použití T-modulu
[Müncner, Zváranie 1987, č.4]

Úkolem je posoudit stabilitu trhliny elektrostruskového spoje oceli 22Mn1Ni0,4 z níž je svařena válcová tlaková nádoba s tloušťkou stěny $t = 180 \text{ mm}$. Posuzovaný defekt je v tepelně ovlivněné oblasti podélného svaru. Má následující charakteristiky:

- poloeliptická povrchová trhlina má délku $2c = 360 \text{ mm}$ (v rovnoběžném směru s osou svaru), hloubku $a = 90 \text{ mm}$,
- základní mechanické vlastnosti v přechodové oblasti jsou : $R_e = 240 \text{ MPa}$, $R_m = 450 \text{ MPa}$, $KV = 110 \text{ J}$, $K_{CJi} = 117 \text{ MPa.m}^{1/2}$,
- J_R -křivku charakterizuje vztah (v MPa.mm)

$$J_R^{\min} = 150.(\Delta a)^{0,57}$$

- membránové napětí $\sigma = 210 \text{ MPa}$,
- $M = 1,6$
- $E_T = (1/1,4)E$
- $\omega = 80$, $\rho = 200$, $\alpha = 0,01$

Postup:

určíme J_{app} jako hnací sílu pro uvažované zatížení a geometrii,
experimentálně stanovíme J_R křivku pro daný materiál,
na křivce J_R najdeme pro hodnotu J_{app} příslušný sklon dJ_R/da a vypočítáme T_R
určíme T_{app} pro uvažované zatížení
porovnáme T_{app} a T_R

$$R_{em} = \frac{1}{2} \cdot (240 + 450) = 345 \text{ MPa}$$

$$J_{app} = 1,6 \cdot \frac{345 \cdot 1,4}{2 \cdot 10^5} \cdot 2 \cdot 360 \left[210 - 345 \left(1 - \frac{90}{180} \right) \right] = 104,3 \text{ MPa}$$

$$\Delta a = \left(\frac{J_R}{150} \right)^{\frac{1}{0,57}} = \left(\frac{104,3}{150} \right)^{\frac{1}{0,57}} = 0,529 \text{ mm}$$

$$J = 150.(\Delta a)^{0,57}$$

$$\frac{dJ}{da} = 150 \cdot 0,57 \cdot (\Delta a)^{-0,43} = 112,4 \text{ MPa}$$

$$T_R = \frac{dJ}{da} \cdot \frac{E}{R_{em}^2} = 112,4 \cdot \frac{2 \cdot 10^5}{345^2} = 188,9$$

$$T_{app} = 1,6 \cdot \left(\frac{2 \cdot 360}{180} \right) \cdot 1,4 = 8,96$$

$$T_{app} < T_R$$

Trhlina zůstává stabilní, tj. při daném namáhání se subkritický růst (0,53 mm) nebude zvětšovat.

Byly splněny podmínky platnosti tohoto posouzení ?

$$b = t - a = 180 - 90 = 90$$

$$\frac{\omega J}{\frac{dJ}{da}} = \frac{80.104,3}{112,4} = 74,2$$

$$\frac{\rho J}{R_{em}} = \frac{200.104,3}{345} = 60,5$$

$$\alpha.b = 0,01.90 = 0,9$$

Všechny podmínky byly splněny.

4.5 Diagramy posouzení lomu (FAD – Failure Assessment Diagrams)

Úvodem této kapitoly připomeňme, že zkratka FAD se používá ve dvou významech a sice:

- Failure Assessment Diagram = diagram posouzení lomu
- Fracture Analysis Diagram = diagram analýzy lomu. Tento druh diagramů souvisí s některými druhy tranzitních teplot; setkáme se s ním v V. části tohoto skriptu.

Často se také v této souvislosti mluví o metodě dvou kritérií.

4.51 Původní verze

Prvotním základem byl model štíhlé plastické oblasti (strip yield model) – viz kap. 4.311.51 – **Burdekin a Stone** (1966). Odvodili efektivní hodnotu součinitele intenzity napětí pro průchozí trhlinu v tažené nekonečné stěně

$$K_{eff} = \sigma_{ys} \cdot \sqrt{\pi a} \cdot \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_{ys}} \right) \right]^{1/2}$$

Tento model později zobecnili **Dowling a Townley** (1975), kteří upozornili na existenci plynulého přechodu mezi mezním stavem křehkého porušení (popisovaným LELM) a mezním stavem tvárného porušení (v jejich terminologii „plastickým kolapsem“).

Odpovídající přechodové stavy je možno v zásadě řešit metodami nelineární lomové mechaniky. Tento postup je však možno nahradit jiným - jednodušším - a to současným použitím těchto dvou shora uvedených kritérií.

Při návrhu tohoto přístupu vycházeli z teoretických závěrů formulovaných Healdem se spolupracovníky [Heald - Spink - Worthington] pro lomovou mechaniku za hranicemi meze kluzu („Post Yield Fracture Mechanics“). Na základě jednoduchého modelu zde dokazují, že lomová houževnatost při rovinné deformaci je charakteristickým parametrem lomového procesu i v oblasti za mezí kluzu. Odvodili, že k růstu trhliny dochází při lomovém napětí daném vztahem

$$\sigma = \sigma_{KR} = \frac{2}{\pi} R_m \cdot \arccos \exp \left(-\frac{\pi K_{IC}^2}{8 R_m^2 a Y_1^2} \right) = \frac{2}{\pi} R_m \cdot \arccos(e^{-m})$$

kde R_m je mez pevnosti

σ je skutečné největší hlavní napětí v místě trhliny (nikoliv napětí za předpokladu platnosti Hookova zákona)

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} Y_1$$

Takže

$$\frac{\pi \sigma}{2 R_m} = \arccos(e^{-m})$$

$$e^m = \frac{1}{\cos \frac{\pi \sigma}{2 R_m}} = \sec \frac{\pi \sigma}{2 R_m}$$

$$m = \ln \sec \frac{\pi \sigma}{2 R_m} = \frac{\pi K_{IC}^2 \pi \sigma^2}{8 R_m^2 K_I^2}$$

Potom

$$\frac{K_I^2}{K_{IC}^2} = \frac{\sigma^2}{R_m^2} \cdot \frac{\pi^2}{8} \cdot \frac{1}{\ln \sec \frac{\pi \sigma}{2 R_m}}$$

Jejich model použili v CEGB - Central Electricity Generating Board ve Velké Británii - do své metodologie posuzování lomového chování - viz Harrison R.P. et al.

Harrison R.P. et al. (1976)

Tento postup je znám též jako metoda R 6 (základní verze - 1976).

Pro použití na reálných konstrukcích může být použita shora uvedená rovnice s tím, že se místo σ_{YS} (mez kluzu) nebo meze pevnosti R_m použije σ_C - napětí při kolapsu.

$$\frac{K_{eff}}{K_I} = \frac{\sigma_C}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_C} \right) \right]^{1/2}$$

To zajistí, že model štíhlé plastické oblasti bude předpovídat porušení (lom) za situace, kdy se působící napětí bude rovno napětí při kolapsu. Pro konstrukční dílec namáhaný tahem dojde ke kolapsu tehdy, když napětí v průřezu oslabeném trhlinou dosáhne hodnoty deformačního napětí (skluzového napětí) materiálu. Tudíž σ_C závisí na tahových vlastnostech materiálu a relativní velikosti trhliny vzhledem k celkovému příčnému průřezu konstrukce.

Tato modifikace nejenže vyjádří hnací sílu trhliny v bezrozměrném tvaru, ale vyloučí výraz pod druhou odmocninou, který obsahoval poloviční délku průchozí trhliny.

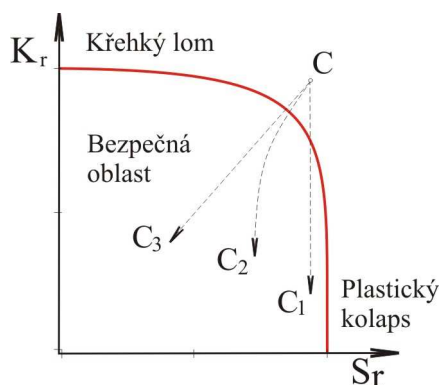
Po zavedení bezrozměrných součinitelů

$$K_r = \frac{K_I}{K_{eff}}$$

$$S_r = \frac{\sigma}{\sigma_C}$$

dostáváme diagram pro posouzení lomu (obr. IV – 77)

$$K_r = S_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} S_r \right) \right]^{-1/2}$$



obr. IV - 77

Leží-li odpovídající bod na mezní křivce nebo vně vyšrafované oblasti (jako např. bod C), pak dojde k porušení. Nepříznivé poměry v bodě C je možno zlepšit buď snížením napětí (C1), připuštěním trhliny menší velikosti (C2) nebo zvýšením lomové houževnatosti (C3).

Později byly publikovány (Harrison R.P. et al., 1980) praktické návody na použití tohoto lomového diagramu pro posuzování reálných konstrukcí. Bylo navrženo rozdělit působící napětí do dvou kategorií:

- napětí σ^p vznikající ze zatížení vyvolávajících plastický kolaps,
- napětí σ^s nepřispívající ke vzniku plastického kolapsu.

Tato klasifikace je však věcí určitého názoru:

- Napětí σ^p jsou vyvolána vnějším zatížením - silami, tlaky, vlastní tíhou, interakcí s okolními konstrukcemi. Sem jsou též zařazována napětí vyvolaná teplotním nebo jiným deformačním zatížením. Obecně nejsou tato napětí samorovnovážná.
- Napětí σ^s vznikají v důsledku existujících teplotních gradientů, působením svařování apod. Tato napětí jsou samorovnovážná (tedy výsledná osová síla a ohybový moment v průřezu jsou nulové).

V této souvislosti je však nutno upozornit na to, že teplotní a zbytková napětí po svařování, která jsou samorovnovážná v celé konstrukci, nemusí být samorovnovážná v průřezu s trhlinou. Takováto napětí potom nejsou nutně klasifikována jako napětí σ^s . Jsou-li pochybnosti o kategorii napětí, použije se kategorie σ^p .

Parametr K_r je měřítkem toho, jak blízko je u konstrukce nebezpečí iniciace křehkého lomu podle LELM. Působí-li pouze zatížení vyvolávající plastický kolaps, platí

$$K_r = K_r^p = \frac{K_I^p}{K_{IC}}$$

Působí-li i jiná zatížení, je

$$K_r = K_r^p + K_r^s$$

Zde K_r^s je určeno pouze pro napětí σ^s a zahrnuje nezbytné korekce s ohledem na plastifikaci.

Parametr S_r je definován jako

$$S_r = \frac{\text{zatížení vyvolávající vznik } \sigma^p}{\text{zatížení při kolapsu}}$$

Zatížením při plastickém kolapsu se zde rozumí zatížení, které vyvolává tvárné porušení v „můstku“ průřezu s trhlinou (tj. v nosné části průřezu oslabené trhlinou). K jeho určení je možno použít vhodné metody plastické analýzy (zajišťující určení horní meze S_r) nebo obecného postupu uvedeného ve směrnici R 6.

Jako mezní napětí v průřezu s trhlinou se uvažuje „flow stress“ – deformační napětí (zvané též jako „napětí plastického toku“) o velikosti

$$\bar{\sigma} = \frac{R_e + R_m}{2}$$

4.52 Zahrnutí zpevnění materiálu

4.521 Mocninné zpevnění (přístup EPRI)

Shora uvedený model štíhlé plastické oblasti pracoval s elasticko-plastickým materiálem bez zpevnění. Účinky zpevňování materiálu byly implicitně zahrnuty v hodnotě deformačního napětí. To bylo vyhovující pro většinu konstrukčních ocelí. Avšak další rozvoj analytických metod a snahy využít tento přístup i pro takové materiály, jako jsou austenitické oceli, vedly k vypracování způsobů, respektujících toto zpevnění explicitně.

Shih, C.F. a Hutchinson, J.W. navrhli v r. 1976 postup výpočtu hnací síly trhliny zahrnující zpevnění materiálu. Jejich postup byl ověřen v General Electric Corporation, Schenectady, New York koncem sedmdesátých a začátkem osmdesátých let, byl publikován jako příručka EPRI - Electric Power Research Institute, Palo Alto, California (Kumar, V. et al. v r. 1981).

Elasto-plastická hnací síla trhliny, odvozená z postupu EPRI, může být též vyjádřena lomovým diagramem. Tuto myšlenku jaké první navrhli Bloom J.M. (1980) a Shih C.F. (1981). S použitím

$$J_r = \frac{J_{el}(a)}{J_{el}(a_{eff}) + J_{pl}}$$

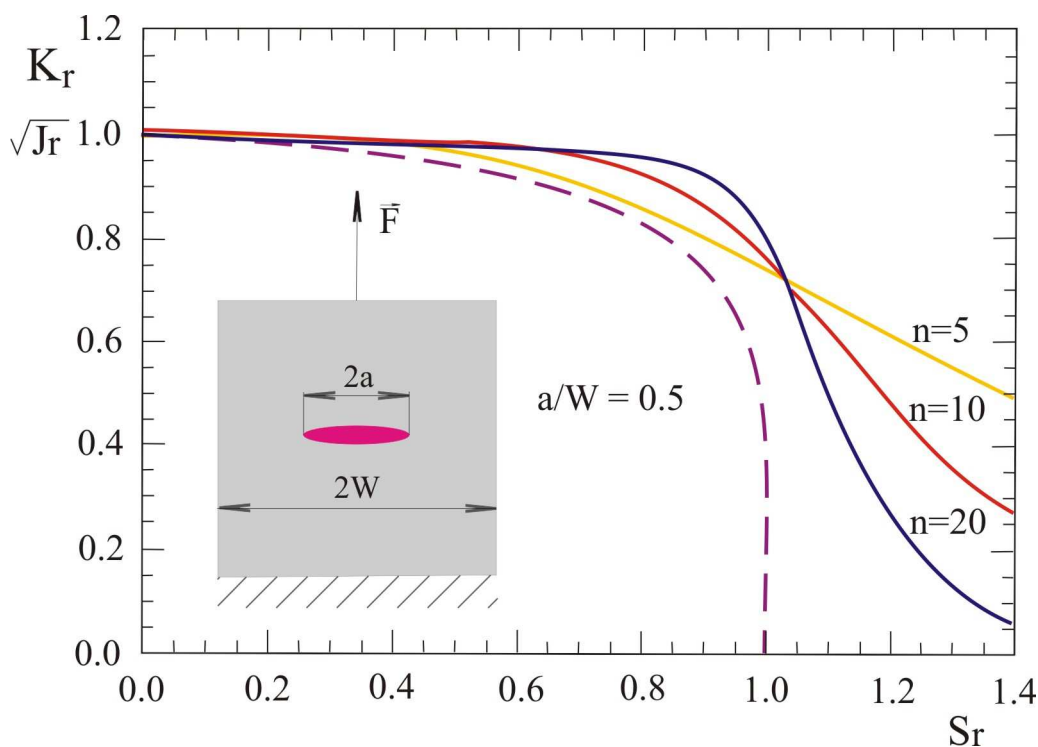
vyjádřili bezrozměrný součinitel

$$K_r = \sqrt{J_r}$$

a rovněž

$$S_r = \frac{F}{F_0}$$

Příslušný diagram je na obr. IV – 78.



obr. IV - 78

4.522 Přístup využívající referenční napětí

Rovnice EPRI pro plně plastický stav předpokládají, že závislost napětí - přetvoření daného materiálu odpovídá mocninné závislosti. Řada materiálů však vykazuje vlastnosti, které se významně liší od mocninného zákona. Tak např. nízkouhlíková ocel má výraznou prodlevu na mezi kluzu. Použití rovnic podle EPRI pro takovéto materiály vede ke značným chybám.

Ainsworth, R.A. (1984) modifikoval závislost EPRI s cílem lépe vystihnout tečení skutečného materiálu. Využívá referenční napětí

$$\sigma_{ref} = \sigma_{skut} = \sigma(1 + \varepsilon)$$

a referenční přetvoření

$$\varepsilon_{ref} = \varepsilon_{skut} = \ln(1 + \varepsilon)$$

Zde jsou σ , ε konvenční napětí a přetvoření.

Ainsworth ještě dále zjednodušoval a modifikoval model referenčního napětí, aby jej mohl vyjádřit pomocí veličin vystupujících v dříve uvedeném lomovém diagramu. Dospěl tak k výrazu

$$K_r = \left[\frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{L_r \cdot R_e} + \frac{L_r^2}{2 \cdot (1 + L_r^2)} \right]^{-1/2}$$

Později byl tento tvar upraven zavedením

$$(1 + L_r^2) \rightarrow \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{\sigma_{ref}} = \frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{L_r \cdot R_e}$$

na konečný výraz

$$K_r = \left[\frac{E \cdot \varepsilon_{ref}}{L_r \cdot R_e} + \frac{L_r^3 \cdot R_e}{2 \cdot E \cdot \varepsilon_{ref}} \right]^{-1/2}$$

platnému pro

$$L_r \leq L_{r(max)}$$

Přetvoření ε_{ref} zde znamená přetvoření získané ze závislosti skutečné napětí - skutečné přetvoření a to pro hodnotu napětí $\sigma_{ref} = L_r \cdot R_e$.

V tomto diagramu vystupuje bezrozměrný součinitel L_r definovaný jako

$$L_r = \frac{\text{zatížení vyvolávající vznik napětí přispívajícího k plastickému kolapsu } \sigma^p}{\text{zatížení při plastickém skluzu}}$$

Zmíněné zatížení při plastickém skluzu závisí na mezi kluzu materiálu R_e (mezním napětím je mez kluzu). Z porovnání tedy plyne

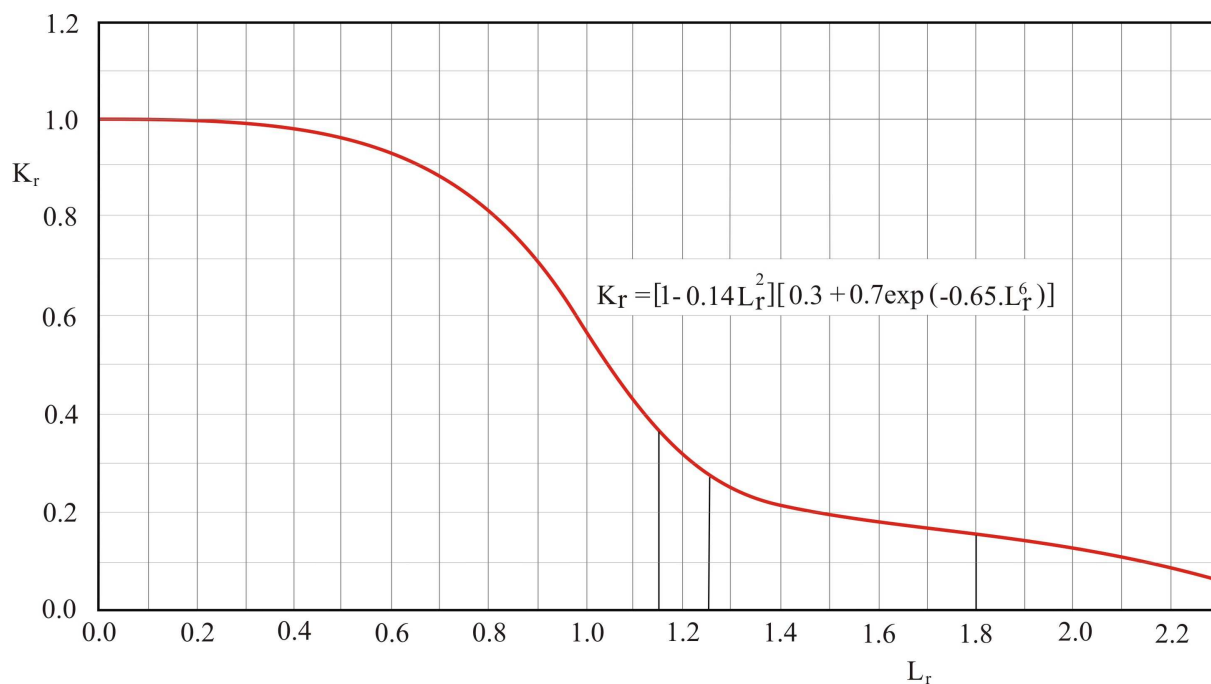
$$\frac{S_r}{L_r} = \frac{R_e}{\bar{\sigma}}$$

V případě, že není k dispozici závislost napětí – deformace, je možno použít diagram ve tvaru (obr. IV – 79)

$$K_r = (1 - 0,14 \cdot L_r^2) \cdot \left[0,3 + 0,7 \cdot \exp(-0,65 L_r^6) \right]$$

pro

$$L_r \leq L_r^{\max}$$



obr. IV - 79

Platnost diagramu je tedy omezena jistou hodnotou $L_r^{\max}$, která je závislá na druhu oceli (jak je zřejmé z obrázku). Obvykle se bere

$$L_r^{\max} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{R_e + R_m}{R_e} \right)$$

V případě, kdy je

$$L_r > L_r^{\max}$$

se bere

$$K_r = 0$$

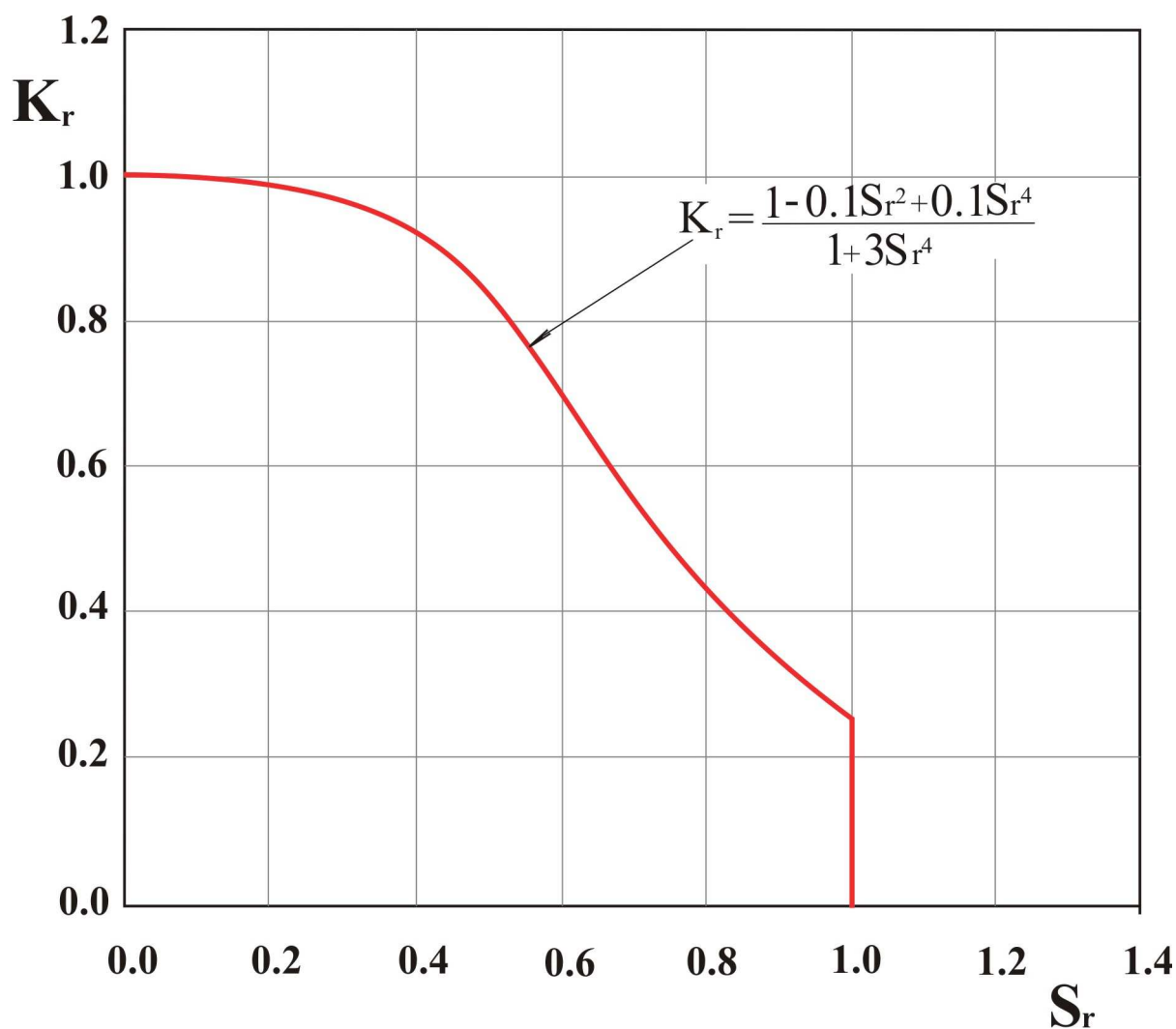
Tato empiricky navržená křivka přiléhá vhodně experimentálním výsledkům. Její použití se nabízí především v případech, kdy je k dispozici pouze mez kluzu a mez pevnosti.

4.523 Jiný diagram pro C-Mn oceli

V řadě případů nejsou dostupné údaje pro použití diagramu s referenčním napětím nebo s J-integrálem. Pro konstrukce z C-Mn ocelí pracujících v režimu deformačního stárnutí je potom možno použít diagram (obr. IV – 80) s mezní křivkou danou vztahem

$$\text{pro } S_r < 1 \quad K_r = \frac{1 - 0,1S_r^2 + 0,1S_r^4}{1 + 3S_r^4}$$

$$\text{pro } S_r = 1 \quad K_r = 0$$



obr. IV - 80

4.53 Zahrnutí vlivu constraintu

Vliv constraintu (stísnění deformace), o němž bylo pojednáno v kap. 4.35, je možno rovněž zahrnout do diagramu posouzení lomu. Tato korekce se opírá o práce Ainswortha a O'Dowda (1995). Mezní křivka má potom tvar

$$K_r = f(L_r) \cdot \left[1 + \alpha (-\beta_Q L_r)^m \right]$$

kde β_Q je parametr, který je funkcí geometrie tělesa, velikosti trhliny a materiálových vlastností (především exponentu zpevnění).

Konstanty α a m charakterizují vzrůst lomové houževnatosti s poklesem constraintu.

5. Cyklické zatěžování

5.1 Zákonitosti růstu trhlin při cyklickém namáhání

5.11 Mechanismus růstu a zastavení trhlin

V dnešní době se již považuje za obecně platnou skutečnost, že reálné konstrukce obsahují vždy ostré vady nebo přímo trhliny. To se týká především svařovaných konstrukcí (kde se mohou vyskytnout neprůvary a trhliny vzniklé v průběhu svařování v důsledku nevhodného tepelného režimu nebo po svařování v důsledku vysokých zbytkových napětí) a odlitků (kde mimo ředina dutin mohou vzniknout trhliny v místech ostrých přechodů). Vedle toho může dojít ke vzniku trhlin za provozu a to vlivem cyklických deformací, koroze pod napětím nebo creepem.

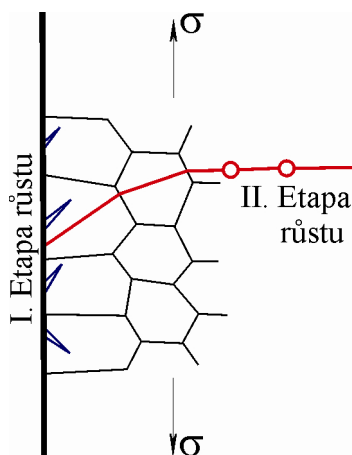
Pro konstrukční praxi tedy vystupují do popředí úkoly:

- volit materiál z hlediska odolnosti proti iniciaci a růstu trhlin,
- posoudit možnost připuštění existujících vad pro trvalou nebo požadovanou dobu provozu,
- posoudit zbytkovou životnost konstrukce v případě růstu trhliny.

V dalším uvedeme řešení těchto problémů pro případ cyklického zatěžování konstrukce.

5.111 Etapy růstu trhlin

Stadium nukleace končí vytvořením povrchových mikrotrhlin ležících podél skluzových rovin (orientovaných ve směrech maximálních smykových napětí – obr. IV-81). Velká většina těchto mikrotrhlin se brzy zastavuje a neproniká do větší hloubky než několika desetin mm (I. etapa (I. etapa – tzv. krystalografický růst). Pouze některé rostou dále, navzájem se spojují a ovlivňují, přičemž směr jejich růstu se postupně mění do směru kolmého k největšímu hlavnímu napětí. V této II. etapě (zvané etapou nekystalografického růstu) roste obvykle již jen jediná trhlina – magistralní trhlina. Počáteční průběh trhliny (ať již z nukleárního centra v kořeni vrubu nebo z vady v materiálu) je velmi složitý; trhlina se rozvětjuje, hledá nejslabší místa a probíhá od jedné koncentrace deformace k druhé, mikrotrhliny se spojují, takže magistralní trhlina probíhá klikatě. Délka první etapy je nepodstatná u součástí s ostrými vruby nebo s apriorními vadami.



Počet vzniklých mikrotrhlin stoupá se vzrůstající amplitudou napětí; při namáhání kolem meze únavy může dojít k nukleaci třeba jen jediné trhliny. V závislosti na lokálních podmínkách v materiálu má tento jev velký rozptyl.

Ne vždy musí vzniklá mikrotrhlina dále růst. Takovéto nerostoucí trhliny se vyskytují v místech tlakových středních napětí nebo v kořenech ostrých vrubů i při tahovém středním napětí (zde hraje zřejmě roli vzrůstající odpor materiálu při prorůstání trhliny z volného povrchu do objemů materiálu s prostorovým stavem napjatosti). Proces nukleace může také ovlivnit tvar křivky životnosti, která může mít poměrně ostrý přechod do vodorovného úseku nebo povlnný pokles i při vysokých počtech cyklů (cca 10^7 až 10^8).

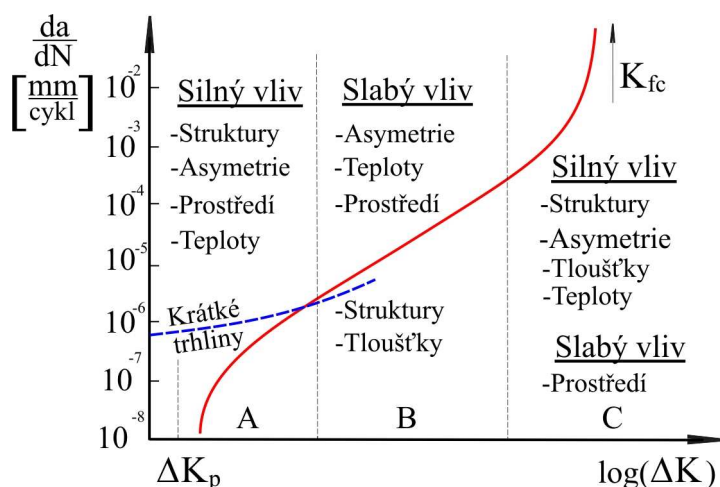
Zatím není zpracována komplexní teorie vzniku a růstu trhlin v kovových materiálech a konstrukcích. Z hlediska technických aplikací je především důležitá možnost popisu chování již existující trhliny v konstrukci, podrobené různému provoznímu zatížení za různých provozních podmínek. Tato činnost je náplní vědního oboru lomová mechanika.

5.112 Růst a zastavení trhlin

Z rozboru obsáhlých experimentů vyplynulo, že rychlost růstu únavových trhlin i podmínky jejich zastavení jsou určovány celou řadou faktorů, jako jsou

- délka trhliny,
- velikost rozkmitu napětí a jeho asymetrie,
- velikost a tvar tělesa,
- materiálové vlastnosti,
- provozní podmínky aj.

Veličinou, umožňující komplexní vystižení těchto různorodých faktorů, se ukázal být rozkmit (nebo amplituda) součinitele intenzity napětí – za podmínek vzniku malé plastické oblasti u čela trhliny v porovnání s délkou trhliny a velikostí tělesa. Potom bylo možno celé rozpětí rychlostí růstu rozdělit na tři oblasti (obr. IV-82):



obr. IV-82

- A) Nízké rychlosti růstu; křivka se asymptoticky blíží prahové hodnotě, kdy růst trhliny není pozorovatelný (je řádu 10^{-7} až 10^{-8} mm/cyklus).
- B) Střední rychlosti růstu; příslušná závislost je v log – log souřadnicové soustavě lineární.
- C) Vysoké rychlosti růstu; průběh rychlosti růstu se asymptoticky blíží k mezní hodnotě, kterou může být únavová lomová houževnatost K_{fc} (pokud probíhá cyklické zatěžování za snížených a nízkých teplot, kdy je reálné nebezpečí vzniku křehkého lomu). Dosud však neexistuje jednotná metodika pro její stanovení; jako konzervativní odhad její velikosti je možno užít dynamickou lomovou houževnatost.

Z hlediska praktického využití přicházejí úvahu pouze oblasti A, B.

5.12 Podmínky zastavení trhlin

Trhlina při cyklickém zatěžování neporoste, jestliže rozkmit součinitele intenzity napětí nepřekročí svou prahovou hodnotu ΔK_{th} . Při určování této hodnoty je nutno rozlišovat dva základní případy.

Nejsou-li v oblasti u čela trhliny žádná zbytková napětí (byla-li odstraněna dokonalým žíháním), pak je možno při postupně se zvyšujícím ΔK najít jeho hodnotu, při níž dojde k růstu trhliny. Nazývá se základní prahová hodnota rozkmitu součinitele napětí a je možno ji považovat za materiálovou konstantu (pro danou asymetrii cyklu).

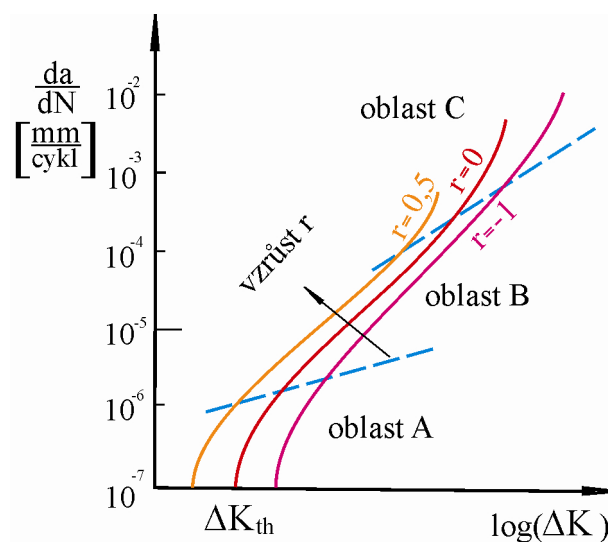
Jiná je situace, jestliže v oblasti čela trhliny (v její plastické oblasti) působí zbytkové napětí vyvolané předchozím zatěžováním a odpovídajícím rozkmitem ΔK . Jestliže se nyní při zkoušce postupně zvyšuje ΔK od velmi nízkých hodnot, pak k počátku růstu dojde při ΔK_{th} ; v této hodnotě se však vedle vlastního odporu materiálu proti růstu trhliny promítá též vliv tlakových zbytkových napětí na čele trhliny.

Prahová hodnota je mimořádně silně závislá na struktuře a mikrostruktuře materiálu. Byly prokázány její poměrně dobré korelace s mezí kluzu (Vosikovský 1979):

$$(\Delta K_{th})_{r=0} = 11,4 - 0,0046R_e$$

(pro R_e v MPa) s 95%-ním konfidenčním intervalem $\pm 1,19 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$.

Vliv asymetrie cyklu je velmi výrazný (obr. IV-83).



obr. IV-83

Obecně platí, že s rostoucím tahovým předpětím klesá prahová hodnota. Lze to vyjádřit různými empirickými vztahy.

Podle Klesnila a Lukáše (1973) je

$$(\Delta K_{th})_r = (\Delta K_{th})_{r=0} \cdot (1-r)^\gamma$$

kde pro několik ocelí třídy 12 bylo $\gamma = 0,71$.

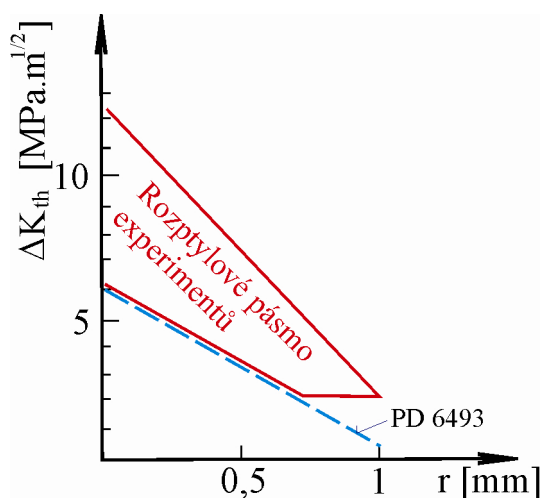
Podle Vosikovského (1979) je

$$(\Delta K_{th})_r = (\Delta K_{th})_{r=0} - r(10,39 - 0,0052R_e)$$

V BS 7910 je doporučován výraz

$$\Delta K_{th} = 5,38 - 6,77 \cdot r$$

Údaje podle britského předpisu PD 6497 pro posuzování vad ve svarech jsou na obr. IV-84.



obr. IV-84

Dalšími faktory ovlivňujícími zastavení trhliny jsou teplota, prostředí a délka trhliny.

- Vliv teploty: při jinak stejných podmínkách klesá prahová hodnota s rostoucí teplotou. To platí vždy pro teploty pokojové a vyšší. V oblasti nízkých teplot může mít toto tvrzení výjimky.
- Vliv prostředí: v porovnání s hodnotami ΔK_{th} naměřenými ve vakuu nebo v inertních plynech jsou hodnoty pro všechna ostatní prostředí vždy nižší (nebo stejné).
- Délka trhliny: krátké trhliny (kratší než 0,5 až 1 mm) mají prahové hodnoty nižší (viz kap. 5.131.4).

5.13 Růst trhlín v elastické oblasti

5.131 Konstantní amplituda namáhání

5.131.1 Zákonitosti růstu

Pro oblast středních rychlostí růstu se nejvíce používá Paris-Erdoganova rovnice

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

v níž C a m jsou materiálové konstanty vztahující se k danému součiniteli asymetrie cyklu ($2 \leq m \leq 7$).

Jak je však zřejmé z obr. IV-83, vzrůstá rychlost růstu trhliny se zvyšujícím se součinitelem asymetrie cyklu. Tuto skutečnost je možno vyjádřit empirickým výrazem (Vosikovský 1979)

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K + Br)^m$$

přičemž C a m se nyní vztahují k $r = 0$.

Pro praktické účely je též důležité vyjádření rychlosti růstu v oblasti A (obr. IV-82). Zde je možno užít (Klesnil a Lukáš 1973) při respektování prahové podmínky

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)$$

Známa je Formanova rovnice, zahrnující oblasti B a C (pro $r > 1$)

$$\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K)^m}{(1-r) K_c - \Delta K}$$

Podobný výraz navrhl Weertman

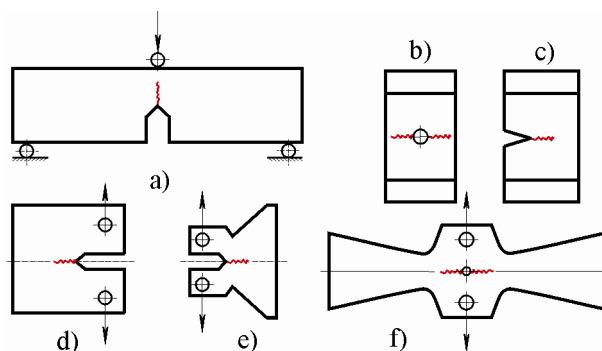
$$\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K)^4}{K_c^2 - K_{\max}^2}$$

Byly též publikovány rovnice zahrnující všechny tři oblasti A – C. Tak Hartman a Schijve uvádějí

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K - \Delta K_{th})^m}{(1-r)K_c - \Delta K}$$

5.131.2 Experimentální určení zákonitosti růstu trhlin

K tomuto účelu se používá vzorků různých tvarů (obráz. IV-85).



obráz. IV-85

Vzorků a – d se užívá nejčastěji; součinitel intenzity napětí u nich závisí na napětí a délce trhliny. U speciálních tvarů vzorků (e, f) nezávisí součinitel intenzity napětí na délce trhliny, ale pouze na zatížení. Snadno se u nich dosahuje vysokého stupně přesnosti v měření rychlosti růstu trhliny, snadno se detekují i nevýrazné vlivy prostředí.

Při obvyklém postupu se nejprve iniciuje trhlina a nechá se narůst na velikost, kdy již není ovlivňována kořenem vrubu. Další zatěžování (u vzorků a – d) probíhá většinou při konstantním rozkmitu napětí. V průběhu zatěžování se měří délka trhliny v závislosti na počtu proběhlých cyklů. Derivací této křivky se získá závislost $da/dN - a$, a z toho závislost $da/dN - \Delta K$ a regresní parametry C, m .

Pro měření délky trhliny je možno použít různé metody; je třeba však vzít v úvahu, že délka trhliny na povrchu se liší od délky trhliny uvnitř tělesa. Pro povrchové měření se nejčastěji používají optické metody s přímým pozorováním i měřením (optický mikroskop s mikrometrickým šroubem), fotografováním nebo filmováním+ k tomu je nutno upravit povrch leštěním a leckdy i přerušovat zkoušku. Zvláště pro měření v nepřístupných místech jsou vhodné odporové drátkové nebo foliové snímače, jejichž mřížka se při růstu trhliny postupně porušuje. U materiálů s dobrou elektrickou vodivostí je možno použít metodu vířivých proudů.

Pro určení délky trhliny uvnitř tělesa je možno použít různých nepřímých metod, vedoucích většinou ke stanovení střední délky trhliny v celém průřezu. To se děje např. měřením změny odporu tělesa v závislosti na růstu trhliny (měří a registruje se změna napětí při napájení konstantním stejnosměrným nebo střídavým proudem). Mezi moderní metody

patří metoda akustické emise. Lze též využít ultrazvukových metod, kterými lze zjistit nejen polohu a délku trhliny, ale i tvar jejího čela.

Informace o rychlosti růstu trhliny je možno získat též z lomové plochy porušeného vzorku proměřením pole strkaví (žlábků, brázd).

Podrobnosti experimentálního určování rychlosti růstu únavových trhlin uvádí ASTM ve své normě E 647-03.

5.131.3 Další faktory ovlivňující růst trhlin

V dříve uvedených rovnicích rychlosti růstu byly explicitně zahrnuty pouze rozkmit napětí a asymetrie cyklu napětí. Všechny ostatní faktory jsou zahrnuty ve velikosti materiálových konstant C , m .

Nejvýznamněji se projevuje vliv korozivního prostředí: rychlost růstu zde může být až o řád vyšší než v neutrálním prostředí; rovněž prahové hodnoty jsou nižší.

Za zvýšených teplot je rychlost růstu vyšší, ovšem jen v oblasti velkých rychlostí růstu (od 10^{-5} mm/cyklus výše). V oblasti prahových hodnot ΔK_{th} jsou při zvýšené teplotě rychlosti růstu nižší než za pokojové teploty. Obdobně jsou prahové hodnoty ΔK_{th} vyšší za zvýšené teploty v porovnání s pokojovou teplotou.

O vlivu snížených (např. arktických) teplot na růst trhlin nelze vyslovit jednoznačné, obecně platné závěry. Ve většině případů vede snížení teploty k růstu prahové hodnoty ΔK_{th} (nebo ji alespoň nemění). V oblastech vyšších rychlostí růstu se pak snížení teploty projeví nepříznivě výrazným urychlením růstu. U obou těchto závěrů se však vyskytují výjimky.

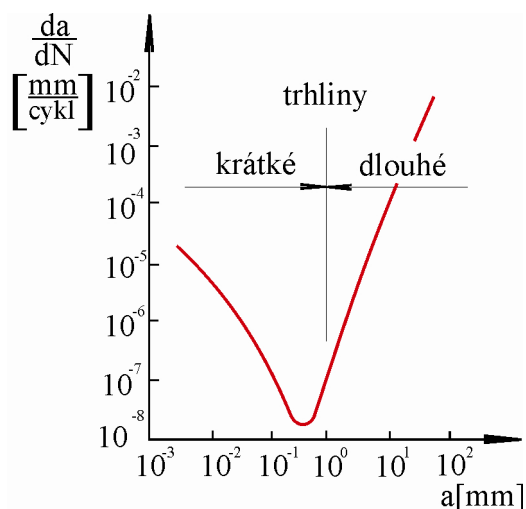
Důležitou otázkou je rychlost růstu trhlin ve svarových spojkách, kde je významně ovlivňována zbytkovým napětím. Většinou je rychlost růstu trhlin ve svarovém kovu a v tepelně ovlivněné oblasti stejná nebo menší než v základním materiálu. Jsou však i výjimky, kdy trhlina roste rychleji ve spoji než v základním materiálu (zřejmě je přitom v oblasti tahových zbytkových napětí). Vliv frekvence a tvaru cyklu jsou nevýznamné pro poměry běžně se vyskytující v technické praxi.

5.131.4 Problematika krátkých trhlin

V kap. 5.131.1 byla uvedena koncepce prahové hodnoty součinitele intenzity napětí, pod níž již nedochází ke stabilnímu růstu existující trhliny; to však platí až pro dlouhé trhliny. Pro krátké trhliny bylo naopak experimentálně prokázáno, že rostou i při $\Delta K < \Delta K_{th}$.

Pojem krátké trhliny nebyl přesně vymezen. Můžeme jimi rozumět trhliny v etapě jejich vzniku a počáteční etapě růstu, kdy je jejich velikost srovnatelná s rozměrem zrna nebo plastické oblasti. Jsou to tedy jak mikrostrukturně krátké trhliny (řádově 10^{-3} až 10^{-2} mm), tak fyzicky krátké trhliny (0,1 až 1 mm), rozvíjející se většinou v povrchové vrstvě. Překonají-li malé trhliny tuto povrchovou vrstvu (se sníženými mechanickými vlastnostmi), proniknou dovnitř tělesa a rozvíjejí se dále jako makrotrhliny (dlouhé trhliny).

Závislost rychlosti růstu fyzicky krátkých trhlin na jejich velikosti je znázorněna na obr. IV-86 (Liaw a Logsdon 1985).



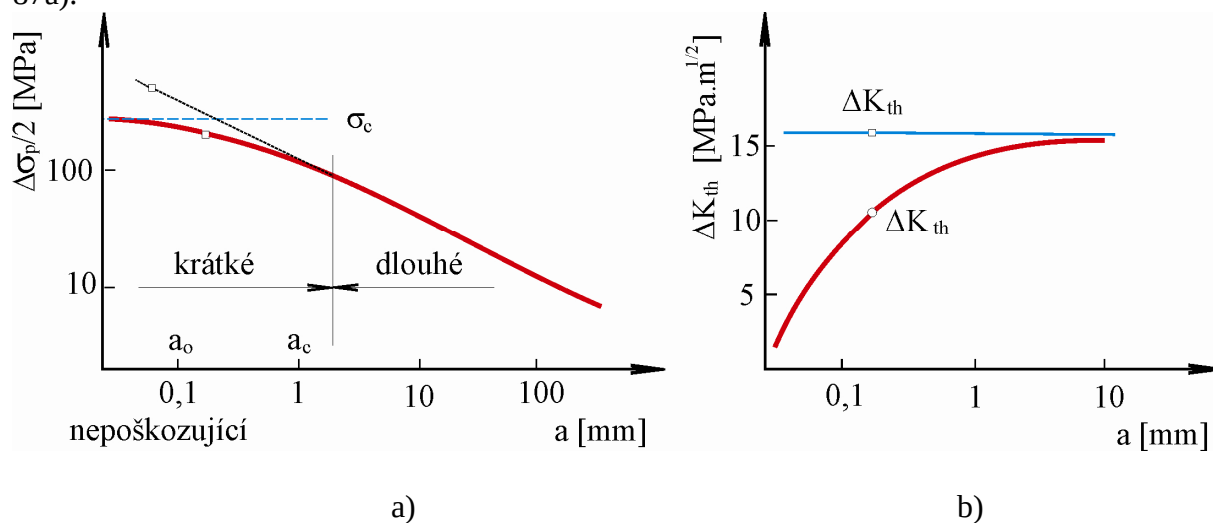
obr. IV-86

Z něho je zřejmé, že rychlost růstu krátkých trhlin může být větší než makrotrhlin. K rychlejšímu růstu krátkých trhlin přispívají dva faktory, kterými jsou velikost plastické oblasti a zavírání trhliny. Je-li velikost plastické oblasti významná v porovnání s délkou trhliny, neexistuje elastická singularita u čela trhliny a K je neplatné. Vysokých rychlostí růstu je tedy u krátkých trhlin dosaženo i při nízkých hodnotách ΔK . Bez přihlédnutí k rychlému růstu krátkých trhlin by byly stanoveny posouzením delší doby života než by odpovídalo skutečnosti. Při zvyšování ΔK se pak rychlost růstu snižuje na minimum, potom se zvyšuje a vyrovnává s rychlostí dlouhé trhliny. Je-li rozkmit působícího napětí dostatečně nízký, může krátká trhlina zvětšovat svůj rozměr se snižující se rychlostí a případně se i zastavit a to při hodnotě ΔK_{th} nižší, než bylo zjištěno u dlouhých trhlin.

Kdybychom si podmínku zastavení vyjádřili (ve shodě s kap. 5.131.1 pro dlouhé trhliny) ve tvaru

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi a}$$

pak prahová hodnota pro krátké trhliny ΔK_{th}^x roste se zvětšující se délkou trhliny (obr. IV-87a).



obr. IV-87

Rovnosti $\Delta K_{th}^x = \Delta K_{th}$ je dosaženo až u dlouhé trhliny. Shora uvedený vztah je na obr. IV-87a (Kitagavův diagram) znázorněn přímkou se směrnici $-0,5$.

Pro krátké trhliny lze (El Haddad et al. 1979) podmínku zastavení popsat podobným výrazem (při uvažování nezávislosti ΔK_{th} na délce trhliny)

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a + a_c)}$$

kde je skutečná velikost trhliny nahrazena velikostí $(a + a_c)$. Zde a_c znamená kritickou velikost trhliny na mezi únavy σ_c

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th}}{2 \sigma_c} \right)^2$$

Tento postup je dostatečně výstižný pro inženýrské použití. S jeho pomocí lze pak vyjádřit rychlost růstu krátkých trhlín

$$\Delta K = \Delta \sigma \sqrt{\pi(a + a_c)}$$

Shora uvedený výraz pro ΔK_{th} je možno ještě upravit na tvar (Lukáš a Kunz 1989)

$$\Delta K_{th} = \Delta \sigma_{th} \sqrt{\pi(a - a_0 + a_c)}$$

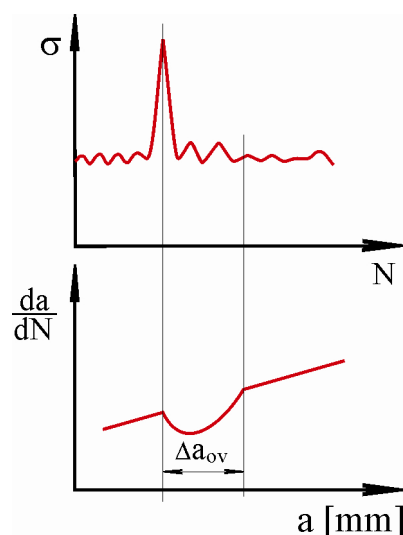
respektující experimentálně potvrzenou existenci nepoškozujících trhlín velikosti a_0 .

5.132 Růst trhlín při proměnné amplitudě namáhání

Provozní namáhání má v naprosto převažujícím počtu případů proměnnou amplitudu. Změna amplitudy namáhání se pak projeví ve změně rychlosti růstu trhliny.

Experimentálně bylo prokázáno, že prudký pokles namáhání (a tedy i rozkmitu součinitele intenzity napětí) vyvolá větší snížení rychlosti růstu než odpovídá poklesu ΔK . Tak velký pokles je přechodný – postupně dochází k vyrovnání rychlosti na hodnotu danou ΔK . Opačný jev je pozorován při náhlém zvýšení namáhání.

Jiný projev přechodového jevu při jednoznačném přetížení je znázorněn na obr. IV-88.



obr. IV-88

Bezprostředně po působení přetěžujícího cyklu dochází k prudkému zrychlení rychlosti růstu po němž následuje výrazné zpomalení; po dosažení svého minima se rychlost pomalu vrací na hodnotu odpovídající časové hodnotě ΔK . Přírůstek délky trhliny Δa_{pr} ovlivněný přechodovým jevem je též měřítkem jeho intenzity: jeho velikost odpovídá přibližně velikosti monotonní plastické oblasti (pro rovinnou deformaci) dané přetížením charakterizovaným velikostí součinitele intenzity napětí K_{pr} :

$$\Delta a_{pr} = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_{pr}}{R_e} \right)^2$$

kde R_e je mez kluzu (vhodněji cyklická mez kluzu).

Pro vysvětlení shora uvedených jevů byla navržena celá řada modelů.

- Původně se předpokládalo, že při přetížení dochází k otupení kořene trhliny a tím ke snížení jejího působení jako koncentrátoru napětí. Nebo bylo též předpokládáno, že přetížení vyvolá zvýšené deformační zpevnění v plastické oblasti. Experimentální pozorování to však nepotvrdila.
- Řada autorů vyslovila názor, že vliv přetížení je dán především vytvořením vysokých zbytkových tlakových napětí a plastické oblasti u čela trhliny. Výsledné napětí na čele trhliny je pak dáno součtem napětí od vnějšího zatížení a tohoto zbytkového napětí. To má za důsledek zbrzdění rozvoje trhliny. Sem je možno zařadit např. modely Wheelera, Willenborga nebo Lukáše a Klesnila (1977). Model posledně jmenovaných autorů vychází ze dvou předpokladů: 1. přechodový jev po změně zátěžných podmínek z hladiny A na hladinu B trvá po dobu prorůstání trhliny plastickou oblastí vytvořenou na hladině A, 2. po tuto dobu jsou prahové podmínky určeny rozkmitem napětí a součinitelem asymetrie cyklu příslušejícím hladině A.
- Konečně značnou podporu má výklad založený na představě zavírání trhliny. Pokud je trhlina zavřená, nemůže se zvětšovat její rozměr. Nerovnosti lomové plochy a oxidické vrstvy na lomové ploše vedou k tomu, že trhlina je zavřena i při kladném napětí od

zatížení. Zavírací napětí je pak závislé na předchozí historii zatěžování. Během cyklického zatěžování po přetížení se tedy uplatňuje pouze efektivní část rozkmitu napětí

$$\Delta\sigma_{ef} = \sigma_h - \sigma_{zav}$$

kde σ_h je horní napětí cyklu, σ_{zav} je zavírací napětí. Sem lze zařadit modely Elbera, Schijveho aj.

Praktické použití shora uvedených modelů však vyžaduje větší či menší počet dalších materiálových konstant, jejichž určování není běžné. Často se proto používají zjednodušené postupy (nezahrnující vliv přechodových jevů), kdy se např. určují přírůstky délky trhlin u jednotlivých po sobě následujících cyklech a tyto přírůstky se sčítají.

Jinou možnost nabízí využití Minerovy hypotézy pro určení ekvivalentního rozkmitu napětí $\Delta\sigma_e$, vyvolávajícího stejné poškození jako rozkmit napětí $\Delta\sigma_i$ s četnostmi výskytu n_i :

$$\Delta\sigma_e \sum n_i = \sum (\Delta\sigma_i^m n_i)$$

$$\Delta\sigma_e = \left[\frac{\sum (\Delta\sigma_i^m n_i)}{\sum n_i} \right]^{1/m}$$

5.14 Růst trhlin při elasto-plastických deformacích

Jeden ze způsobů, jak popsat chování trhlin při zatížení za vzniku elasto-plastických deformací, spočíval v modifikaci výrazu pro rozkmit součinitele intenzity napětí na tvar

$$\Delta K = E \cdot \Delta\varepsilon_t \sqrt{\pi a}$$

Velikost lokální deformace $\Delta\varepsilon_t$ je možno určit metodou konečných prvků. Pro tento účel však též vyhoví inženýrská Neuberova metoda.

Jinou metodou, která se úspěšně prosadila, je metoda J-integrálu. S jejím využitím lze rychlost růstu trhliny popsat výrazem

$$\frac{da}{dN} = v_0 \left(\frac{\Delta J}{\Delta J_0} \right)^\gamma$$

kde v_0 je referenční rychlost růstu, ΔJ_0 a γ parametry daného materiálu. (Připomeňme však, že náhrada plastické odezvy materiálu nelineárně elastickou – na čemž je založen J-integrál – je oprávněné pro jednosměrně vzrůstající namáhání, nikoliv pro namáhání cyklické.)

Rozkmit J-integrálu má dvě složky – elastickou a plastickou:

$$\Delta J = \Delta J_{el} + \Delta J_{pl}$$

$$\Delta J_{el} = \frac{\Delta K^2}{E}$$

$$\Delta J_{pl} = K \cdot f(n') \cdot \Delta W \cdot a$$

Zde je $f(n')$ funkce exponentu cyklické deformační křivky, ΔW představuje plochu hysterezní smyčky.

Tak např. pro malé povrchové trhliny, mající přibližně tvar půlkružnice s poloměrem a platí (Polák a Klesnil 1980)

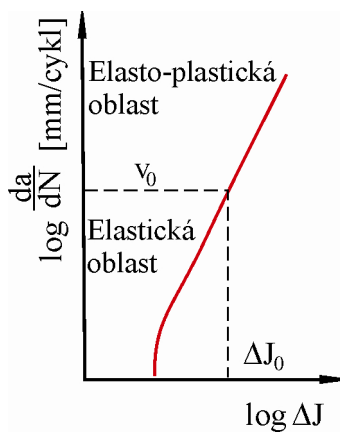
$$\Delta K = 1,16 \cdot \Delta \sigma \sqrt{a}$$

$$\Delta J_{pl} = 1,75 \cdot f(n') \sigma_a \varepsilon_{ap} a$$

$$f(n') = (1 - n'_s) \left[3,85(1 - n'_s) \frac{1}{\sqrt{n'_s}} + n'_s \pi \right]$$

Zde n'_s je exponent cyklického zpevnění větve hysterezní smyčky; v prvním přiblížení je $n'_s = n'$.

Porovnání výsledků zkoušek růstu provedených nezávisle v elastické a elasto-plastické oblasti je na obr. IV-89.



obr. IV-89

Jak je zřejmé, navazují na sebe obě oblasti, přičemž jejich exponenty se v daném případě příliš neliší od exponentu 1,55 určeného v celém rozmezí. Z rozboru vyplynulo, že parametry charakterizující růst trhlín jsou v relaci s parametry charakterizujícími nízkocyklovou únavovou životnost ε'_f , c .

5.2 Stanovení zbytkové životnosti

5.21 Deterministické posouzení

Tato otázka souvisí s bodem 5 v kapitole 3 o posouzení zjištěné vady.

Při posuzování růstu je třeba brát zřetel na několik skutečností:

- zákon rychlosti růstu je obvykle vyšetřován pro mívový cyklus namáhání,
- k růstu trhliny dochází až za nadprahových podmínek,
- v případě svařování působí v oblasti trhlín nezanedbatelná zbytková napětí,
- při střídavém cyklu namáhání se jako efektivní projevuje pouze jeho část.

Vliv těchto skutečností je v používaných předpisech respektován užitím různých korekcí.

Výchozími výrazy jsou Paris-Erdoganův zákon rychlosti růstu

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

a vztah pro určení součinitele intenzity napětí

$$\Delta K = \frac{\Delta \sigma \sqrt{\pi a}}{\Phi} Y$$

Integrací v uzavřeném tvaru dostaneme

$$\Delta N = \int_{a_0}^{a_K} \frac{1}{C \left(\Delta \sigma \sqrt{\pi} \frac{Y}{\Phi} \right)^m} \frac{da}{a^{m/2}} = \frac{1}{A} \int_{a_0}^{a_K} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \frac{da}{a^{m/2}}$$

kde

$$A = C (\Delta \sigma)^m \pi^{m/2}$$

Růst trhliny může v obecném případě postupovat různou rychlostí ve směrech poloos elipsy. Povrchová trhlina původně poloeliptická se tak postupně změní na půlkruhovou a ta v dalším růstu zvětšuje svůj průměr.

V jednodušším případě zůstává v průběhu růstu zachován poměr délek poloos elipsy a je tedy $\Phi = \text{konst.}$ Bude-li navíc trhlina dostatečně malá k rozměrům tělesa, je možno uvažovat $Y = \text{konst.}$ Potom bude pro $m \neq 2$

$$\Delta N = \frac{2}{(m-2)A} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \left[\frac{1}{a_0^{\frac{m-2}{2}}} - \frac{1}{a_K^{\frac{m-2}{2}}} \right] = \frac{2}{(m-2)A} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^m \frac{1 - \left(\frac{a_0}{a_K} \right)^{\frac{m-2}{2}}}{a_0^{\frac{m-2}{2}}}$$

Z druhé části výrazu je zřejmé, že ΔN je více citlivé na a_0 a méně citlivé na a_K .

Pro $m = 2$ je

$$\Delta N = \frac{1}{C (\Delta \sigma)^2 \pi} \left(\frac{\Phi}{Y} \right)^2 \cdot \ln \frac{a_K}{a_0}$$

Pokud jsou $\Phi \neq \text{konst.}$ a $Y \neq \text{konst.}$, je možno rovnici růstu integrovat numericky. Jinou možností je použití diferenční metody, založené na vztahu

$$\frac{\Delta a}{\Delta N} = \frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$

a tedy na výpočtu ΔN pro zvolené dostatečně malé přírůstky Δa .

5.22 Pravděpodobnostní posouzení

Náhodný charakter vstupních veličin lze respektovat velmi jednoduše použitím simulační metody Monte Carlo implementované v různých softwarových produktech (Vlk 2001a, 2001b).

LITERATURA

AINSWORTH, R.A. – O'DOWD, N.P. : Constraint in the failure assessment diagram approach for fracture assessment. *Journal of Applied Mechanics*, 1995, 117, s. 260-267

AINSWORTH, R.A. :A constraint-based failure assessment diagram for fracture assessment. *International Journal of Pressure Vessels and Pipings*, 1995b, 64, s. 277-285

ALIABADI, M.H. – ROOKE, D.P.: *Numerical Fracture Mechanics*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht 1991

ANDERSON, T.L.: *Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications*. CRC Press, Boca Raton 1995

A.S.I. – *Hodnocení pevnosti zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER*. Normativně technická dokumentace A.S.I., Praha a Brno, 2001

ASME Boiler and Pressure Vessel Code, *Section III – Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components*

ASME Boiler and Pressure Vessel Code, *Section XI – Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components*

ASM Handbook, Vol. 19 – *Fatigue and Fracture*. ASM International, 1996

ASTM E 1921-97 *Standard Test Method for Determination of Reference Temperature T_0 for Ferritic Steels in the Transition Range*

AUGUSTYN, J. – SLEDZIEWSKI, E.: *Havárie ocelových konstrukcí*. SNTL, Praha 1988

BARSOM, J.M. – ROLFE, S.T.: *Fracture and Fatigue Control in Structures - Applications of Fracture Mechanics*. ASTM 1999

BEGLEY, J.A. – LANDES, J.D. – WILSON, W.K.: *An Estimation Model for the Application of the J-integral*. ASTM STP 560, s. 155-169, 1974

BÍLEK, Z.: *Dynamika křehkého lomu kovových materiálů*. Doktorská disertační práce, ÚFM ČSAV Brno, 1981

BÍLEK, Z. – ČERNÝ, M. – VODENIČAROV, Š.: *Lomová houževnatost při zastavení křehkého lomu v konstrukčních ocelích*. Strojírenství, 41, 1991, č. 5, s. 161 - 168

BÍLÝ, M. – SEDLÁČEK, J.: *Spolahlivosť mechanických konštrukcií*. VEDA, Bratislava 1983

BLAKE, A.: *Practical Fracture Mechanics in Design*. Marcel Dekker, Inc., New York 1996

BROEK, D.: *The Practical Use of Fracture Mechanics*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht 1989

BS 7910 - *Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in fusion welded structures*. London 1999

BSI – PD 6493 – *Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptance Levels for Defects in Fusion Welded Joints*. London 1980

COLLINS, J.A.: *Failure of Materials in Mechanical Design*. J. Wiley, New York 1981

ČSN 01 0102 *Názvoslovné spolehlivosti v technice*

ČSN IEC 50(191) – *Mezinárodní elektrotechnický slovník – Kapitola 191: Spolehlivost a jakost služeb*

ČSN ISO 8402:1995 – *Management jakosti a zabezpečení jakosti - Slovník*

ČSN P ENV 1991-1 *Zásady navrhování a zatížení konstrukcí – Část 1: Zásady navrhování*

DAWES, M.G. – KAMATH, M.S.: The Crack Opening Displacement (COD) Design Curve Approach to Crack Tolerance. *Conference Tolerance of Flaws in Pressurized Components*, London 1978, Paper C82/78, pp. 21-36

DVOŘÁK, I.: *Degradační procesy a mezní stavy*. VA Brno 1999

DVOŘÁK, I.: *Degradační procesy a mezní stavy*. VA Brno 2003

EL HADDAD, M.H. et al.: Prediction of Non Propagating Cracks. *Engineering Fracture Mechanics*, 11, 1979, No.3, s. 573-584

ELLYIN, F.: *Fatigue Damage, Crack Growth and Life Prediction*. Chapman & Hall, London 1997

FALK, J.: *Untersuchungen zum Einfluß der Belastungsgeschwindigkeit auf das Verformungs- und Bruchverhalten an Stählen unterschiedlicher Festigkeit und Zähigkeit*. PhD Thesis, RWTH Aachen, Fortschrittsberichte VDI, Reihe 18, Nr. 117, 1993

GDOUTOS, E.E.: *Fracture Mechanics – An Introduction*. Kluwer Academic Publishers, Dordrecht 1993

GOLOBOV, M.: *Výpočet nosnosti podle mezních stavů*. SNTL Praha 1959

HELLAN, K.: *Introduction to Fracture Mechanics*. McGraw-Hill, Inc., New York 1984

HERTZBERG, R.: *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*. J.Wiley, New York 1976

HOBACHER, A.: Stress Intensity Factors for Welded Joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 46, 1993, No. 2, s. 173-182

HOLUB, R. – VINTR, Z.: *Spolehlivost letadlové techniky* (elektronická učebnice). VUT FSI Brno 2001

HOLZMANN, M.: Problematika lomové houževnatosti při zastavení trhliny K_{IA} . *Zváranie*, 27, 1978, č. 5, s. 134-140

HOLZMANN, M. – VLACH, B. – MAN, J. : Vztah teploty T_{NDT} a dynamické lomové houževnatosti. *Kovové materiály*, 18, 1980, č. 5, s. 635 - 639

HOLZMANN, M. – MAN, J. – BÍLEK, Z.: Reference Fracture Toughness Curves for Structural and Turbine Steels. *International Journal of Pressure Vessel and Piping*, 8, 1980b, s. 451-459.

HOLZMANN, M. – MAN, J. – VLACH, B.: Použití elektrohydraulických strojů na dynamické zkoušky materiálů. *Strojírenství*, 34, 1984, č. 10, s. 561 - 567

HOLZMANN, M.: Křehký lom materiálů a konstrukcí. VUT Brno 1989

HOLZMANN, M. – DLOUHÝ, I. – VÁLKA, L.: Problematika hodnocení lomové houževnatosti nízkouhlíkových a nízkolegovaných ocelí v tranzitní oblasti. Sborník konf. „Konstrukční materiály 97“, Bratislava 1977, s. 161-170

HOLZMANN, M. – JURÁŠEK, L. – DLOUHÝ, I.: Aplikace koncepce základní křivky pro hodnocení vlivu rychlosti zatěžování na tranzitní chování oceli. *Zváranie – Svařování*, 2002, č. 5-6, s. 93-97

HOLZMANN, M. – VLACH, B. : Lomová houževnatost K_{IC} při rovinné deformaci - problémy s jejím určováním a aplikací pro hodnocení houževnatosti různých materiálů. *NDT Bulletin*, 2004, č.4, 26-32, 2005, č. 1, 40-48, č. 2, 59-67.

INSTA Technical Report - *Assessment of the Integrity of Structures Containing Discontinuities*. Materials Standards Institution, Stockholm 1991

JANÍČEK, P. – ONDRÁČEK, E. – VRBKA, J.: *Mechanika těles, Pružnost a pevnost I*. VUT Brno 1992

JANÍČEK, P. – VLK, M. – PEŠLOVÁ, F.: Mezní stavy technických objektů v technickém znalectví. *Soudní inženýrství*, 13, 2002, č. 4, s. 187 - 205

JANOUSEK, I. a kol.: *Technická diagnostika*. SNTL, Praha 1988

JONES, D.R.H.: *Engineering Materials 3, Materials Failure Analysis*. Pergamon Press 1993

KANNINEN, M.F. – POPELAR, C.H.: *Advanced Fracture Mechanics*. Oxford University Press, Oxford 1985

KAPUR, K.C. – LAMBERSON, L.R.: *Reliability in Engineering Design*. J. Wiley & Sons, New York 1977

KATALÓG mechanických vlastností zvarového spoja. Díl IV, 1983

KESL, J.: Defektoskopie při zajišťování jakosti materiálu a výrobků. *Ocelové konstrukce*, 2002, č.1, s. 16 - 18

KIRK, M.T. – KOPPENHOEFER, K.C. – SHIH, C.F.: *Effect of Constraint on Specimen Dimensions Needed to Obtain Structurally Relevant Toughness Measures*. ASTM STP 1171 – Constraint Effects in Fracture pp. 79-103. ASTM Philadelphia, 1993

KIRK, M.T. – DODDS, R.H. – ANDERSON, T.L.: *An Approximate Technique for Predicting Size Effects on Cleavage Fracture Toughness (J_C) Using the Elastic T Stress*. ASTM STP 1207 – Fracture Mechanics, pp. 62-86. ASTM Philadelphia 1994

KLESNIL, M. – LUKÁŠ, P.: *Šíření únavových trhlin v oceli*. Akademie, Praha 1973

KNÉSL, Z.: Úlohy lineární lomové mechaniky řešené metodou konečných prvků. Sb. 7. sem. *Metodické a aplikační problémy lomové mechaniky*, Žinkovy 1995

KNÉSL, Z. – BEDNÁŘ, K.: *Dvoupřímětová lomová mechanika: Výpočet parametrů a jejich hodnoty*. ÚFM Brno 1997

KNOTT, J.F.: *Fundamentals of Fracture Mechanics*. London 1973

KOBAYASHI, A.S.: *Handbook on Experimental Mechanics*. Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, New Jersey 1987

KOUTSKÝ, J. – JANDOŠ, F. – KAREL, V.: *Lomy ocelových částí*. SNTL, Praha 1976

KREIDL, M.: *Diagnostické systémy*. ČVUT Praha 2002

KROUPA, F.: Lomová mechanika. *Československý časopis pro fyziku*, 1978, č. 2, s. 101-123

KUČERA, J.: *Možnosti aplikace lomové mechaniky v konstruktérské praxi*. Vítkovice – Knihovna hlavního konstruktéra sv. 10, Ostrava 1983

KUČERA, J.: *Úvod do mechaniky lomu I – Vruby a trhliny, nestabilní lom při statickém zatížení*. VŠB – TU Ostrava 2002

KUČERA, J.: *Úvod do mechaniky lomu. Nestabilní lom ocelových těles při statickém a dynamickém zatížení*. VŠB-TU Ostrava 2006

KUNZ, J.: *Základy lomové mechaniky*. ČVUT Praha 2000

KUNZ, J.: *Aplikovaná lomová mechanika*. ČVUT Praha 2005

LANCASTER, J.: *Engineering Catastrophes. Causes and Effects of Major Accidents*. Abington Publishing, Abington 1996

LARSSON, S.G. – CARLSSON, A.C.: Influence of non-singular stress terms and specimen geometry on small scale yielding at crack tips in elastic-plastic materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 21, 1973, s. 263-277

LIAW, P.K. – LOGSDON, W.A.: Crack closure: an explanation for small fatigue crack growth behaviour. *Engineering Fracture Mechanics*, 22, 1985, No. 1, s. 115-121

LUKÁŠ, P. – KLESNIL, M.: Přejímové jevy při šíření únavových trhlin. *Kovové materiály*, 15, 1977, č. 2, s. 225-236

LUKÁŠ, P. – KUNZ, L.: Prahové hodnoty pro šíření krátkých i dlouhých únavových trhlin v Cr-Mo oceli. *Strojírenství*, 39, 1989, č. 3, s. 171-175

MAN, J. – HOLZMANN, M.: Korelace mezi lomovou houževnatostí a vrubovou houževnatostí. *Strojírenství*, 27, 1977, č. 8, s. 473 - 479

MAN, J. – HOLZMANN, M. – VLACH, B.: Dynamická lomová houževnatost – metodika zkoušení a vyhodnocování. *Zváranie*, 36, 1987, č.10, s. 291-294, č. 11, s. 323-327, č. 12, ks. 355-356.

MARANDET, B. – SANZ, G.: Evaluation of the Toughness of Thick Medium-Strength Steels by Using Linear-Elastic Fracture Mechanics and Correlations Between K_{Ic} and Charpy V-Notch. ASTM STP 631, pp. 72-95, 1977

MAREK, P.: *Příčiny škod a havárií v oboru ocelových konstrukcí*. Česká státní pojišťovna, Praha 1988

MAREK, P. – GUŠTAR, M. – ANAGNOS, T.: *Simulation-Based Reliability Assessment for Structural Engineers*. CRC Press, Boca Raton 1996

MAREK, P. – BROZZETTI, J. – GUŠTÁR, M.: *Probabilistic Assessment of Structures using Monte Carlo Simulation*. Background, Exercises and Software. ÚTAM Praha 2001

MAREK, P. – BROZZETTI, J. – GUŠTAR, M. – TIKALSKY, P.: *Probabilistic Assessment of Structures using Monte Carlo Simulation. Background, Exercises and Software*. Second Edition, ÚTAM Praha 2003

McCLINTOCK, F.A.: *Plasticity Aspects of Fracture*. In: *Fracture – An Advanced Treatise*, Vol. 3, s. 47-225. Academic Press, New York 1971

MÍŠEK, B. – PTÁČEK, L.: *Zkoušení materiálů a výrobků bez porušení*. SNTL, Praha 1973

MÍŠEK, B. – PTÁČEK, L.: *Defektoskopie a provozní diagnostika*. VUT Brno 1992

MRÁZIK, A.: *Teória spoľahlivosti ocelových konštrukcií*. VEDA, Bratislava 1987

MÜNCNER L.: Metóda kritického rozovretia trhliny. In: *Lomová mechanika a jej aplikácie*, sv.I., s. 95-111, DT SVS Bratislava 1977

MÜNCNER, L. – ADAMIČKOVÁ, M.: Súvis lomovej húževnatosti K_{CJ} a vrubovej húževnatosti KCV při nízkolegovaných oceliach a zvarových kovech. *Zvaračské správy*, 34, 1984, č. 2, s. 25 - 34

MURAKAMI, Y.: *Stress Intensity Factors Handbook*. Pergamon Press 1987

MUSCHELIŠVILI, N.I.: *Нѣкоторыѣ основныѣ задачи математической теоріи упругости*. Nauka, Moskva 1966

NĚMEC, J. – DREXLER, J. – SERENSEN, S.V. – KOGAJEV, V.P.: *Statistické základy pevnosti konstrukcí*. Academia, Praha 1982

NĚMEC, J. a kol.: *Dynamika lomu*. ACADEMIA, Praha 1986

NĚMEC, J. – DREXLER, J.: *Endurance of Mechanical Structures – Physical and Statistical Approaches*. Academia Prague 1990

NĚMEC, J.: *Prodlužování životnosti konstrukcí a předcházení jejich haváriím*. A.S.I., Praha 1994

NOVÝ, R.: *Hluk a chvění*. ČVUT Praha 1995.

ONDRÁČEK, E. – FARLÍK, A.: *Mezní stavy v pevnostních výpočtech*. SNTL Praha 1973

ONDRÁČEK, E. – SLAVÍK, J.: *Mechanika těles – Základní pojmy*. SNTL, Praha 1986

ONDRÁČEK, E. – VRBKA, J. – JANÍČEK, P.: *Mechanika těles – Pružnost a pevnost II*. VUT Brno 1991

PELLINI, W.: *Guidelines for Fracture-Safe and Fatigue-Reliable Design of Steel Structures*. Welding Institute, Abington 1983

- PLUHAR, J. a kol.: *Fyzikální metalurgie a mezní stavy materiálu*. SNTL/ALFA, Praha 1987
- POKLUDA, J. – KROUPA, F. – OBDRŽÁLEK, L.: *Mechanické vlastnosti a struktura pevných látek (kovy – keramika – plasty)*. PC-DIR, s.r.o., Brno 1994
- POLÁK, J. – KLESNIL, M.: Šíření únavových trhlin v elasticko-plastické oblasti. *Kovové materiály*, 18, 1980, č. 5, s. 578-589
- POLÁK, P.: Vplyv korózneho prostredia na lomovú húževnatosť oceli a zvarových spojov. *Zváranie*, 30, 1981, č. 2, s. 36 - 42
- POŠTA, J. – VESELÝ, P. – DVOŘÁK, M.: *Degradace strojních součástí*. Monografie. (<http://degradace.zcu.cz>)
- PTÁČEK, L. a kol.: *Nauka o materiálu I*. CERM, s.r.o., Brno 2001
- PUŠKÁR, A.: *Medzné stavy materiálů a součástí*. VEDA, Bratislava 1989
- RABOTNOV, J.N.: Metod rasčeta konstrukcij na soprotivlenije chrupkomu razrušeniju. *Mašinoveděnie*, 12, 1976, č. 1, s. 62-68
- RAO, S.S.: *Reliability Based Design*. McGraw-Hill, Inc., New York 1992
- ROOKE, D.P. – CARTWRIGHT, D.G.: *Compendium of Stress Intensity Factors*. HMSO 1976
- SÄHN, S. – GÖLDNER, H.: *Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre*. Fachbuchverlag Leipzig-Köln, 1993
- SAILORS, R.H. – CORTEN, H.T.: *Relationship Between Material Fracture Toughness Using Fracture Mechanics and Transition Temperature Tests*. ASTM STP 514, p. 164, 1973
- SANDSTRÖM, R.: Minimum Usage Temperatures for Ferritic Steels. *Scandinavian Journal of Metallurgy*, 16, 1987, pp. 242-252
- SANZ, G.: Essai de mise au point d'une méthode quantitative de choix des qualités d'aciers vis-à-vis du risque de rupture fragile. *Revue de Métallurgie*, 1980, July, pp. 621-642
- SHERRY, A.H. – FRANCE, C.C. – GOLDTHORPE, M.R.: Compendium of T-Stress Solutions for Two and Three Dimensional Cracked Geometries. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structure*, 18, 1995, No.1, pp. 141-155
- SIH, G.C.: *Handbook of Stress Intensity Factors*. Betlehem 1973.
- SIH, G.C.: *Mechanics of Fracture, Vol. 1: Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems*. Noordhoff International Publishing, Leyden 1973
- SOBOTKA, Z.: *Theorie plasticity a mezních stavů stavebních konstrukcí*, I. díl. NČSAV, Praha 1954

- SUMPTER, J.D.G. – HANCOCK, J.W.: Status Review of the J Plus T Stress Fracture Analysis Method. *Proceedings ECF 10 – Structural Integrity*, pp. 617-626, 1994
- SUNDARARAJAN, C.: *Probabilistic Structural Mechanics Handbook. Theory and Industrial Applications*. Chapman & Hall, New York 1995
- SURESH, S.: *Fatigue of Materials*. Cambridge University Press, 1998
- TADA, H. – PARRIS, P.C. – IRWIN, G.R.: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*. Hellertown 1973
- TURNER, C.E.: An analysis of fracture implications of elastic-plastic finite element studies. *Proceedings of the 1st Conf. in Numerical Methods in Fracture Mechanics*, Swansea, 1978
- VASILČENKO, G.S. – KOŠELEV, P.F.: *Praktičeskoje primeněníje mehaniki razrušenija dlja ocenki pročnosti konstrukcij*. Nauka, Moskva 1974
- VELES, P.: *Mechanické vlastnosti a skúšanie kovov*. ALFA, Bratislava 1985
- VLACH, B. – HOLZMANN, M. – MAN, J.: Metoda odhadu dynamické lomové houževnatosti konstrukčních svařitelných ocelí. *Zváranie*, 31, 1982, č. 8, s. 227 - 232
- VLACH, B.: *Mezní stavy materiálu, zkoušení mechanických charakteristik*. (doplňkový učební text pro studenty FSI na www)
- VLK, M.: *Mezní stavy a spolehlivost*. VUT Brno 1991
- VLK, M.: *Dynamická pevnost a životnost*. VUT Brno 1992
- VLK, M.: Uplatnění metody SBRA při řešení únavových problémů. *Konf. Spolehlivost konstrukcí*, Ostrava 2001a, s. 35 – 38.
- VLK, M.: Pravděpodobnostní posouzení zbytkové životnosti svarového spoje metodou SBRA. *Ocelové konstrukce*, 3, 2001b, č.4, s. 26-28.
- VOCEL, M. – DUFEK, V.: *Tření a opotřebení strojních součástí*. SNTL, Praha 1976
- VOSIKOVSKÝ, O.: The Effect of Stress Ratio on Fatigue Crack Growth Rates in Steels. *Engineering Fracture Mechanics*, 11, 1979, s. 595-602
- VRBENSKÝ, J.: Vhodnosť pre daný účel – moderný prístup k posudzovaniu prípustnosti defektov vo zvaroch. *Zváranie*, 31, 1982, č. 6, s. 163-165
- WALLIN, K.: The scatter in K_{Ic} – results. *Engineering Fracture Mechanics*, 19, 1984, No. 6, s. 1085-1093
- WALLIN, K.: Innovative Approaches to Irradiation Damage and Fracture Analysis. *The 1989 ASME Pressure Vessel and Piping Conference*, Honolulu, July 1989

ZEMÁNKOVÁ, J.: *Technická mechanika I – Úvod do lomové mechaniky*. ČVUT Praha 1981