



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ  
LETECKÝ ÚSTAV

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING  
INSTITUTE OF AEROSPACE ENGINEERING

# KRITÉRIA HODNOCENÍ ÚNAVOVÉ ŽIVOTNOSTI NÝTOVÝCH SPOJŮ

CRITERIA FOR FATIGUE EVALUATION OF RIVETED JOINTS

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. PETR ADÁMEK

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Dalibor Vlček

BRNO 2015



Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Letecký ústav

Akademický rok: 2014/2015

## **ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE**

student(ka): Bc. Petr Adámek

který/která studuje v **magisterském navazujícím studijním programu**

obor: **Stavba letadel (2301T039)**

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

### **Kritéria hodnocení únavové životnosti nýtových spojů**

v anglickém jazyce:

#### **Criteria for fatigue evaluation of riveted joints**

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Zpracování návrhu metodiky pro hodnocení únavové životnosti nýtových spojů včetně příkladu aplikace na konstrukčním uzlu. Porovnání s experimentálními daty.

Cíle diplomové práce:

V první části diplomant zpracuje přehled teorie používané pro hodnocení únavové životnosti. Teoretická část bude zahrnovat popis principů vzniku a rozvoje únavového poškození, popis skladby provozních spekter zatížení a statistických metod používaných při vyhodnocení životnosti. Dále provede rešerši požadavků předpisů letové způsobilosti. První část bude zahrnovat i popis konstrukčních zásad používaných při návrhu spojů za účelem dosažení optimální životnosti.

V druhé části, která bude těžištěm diplomové práce, bude uveden návrh metod hodnocení životnosti spojů. Navržené metody by měly umožňovat jednak analytické řešení v uzavřeném tvaru vhodné pro prvotní návrh konstrukce a jednak numerické řešení pro použití při detailních analýzách konstrukce. Použitelnost metod bude demonstrována na příkladu výpočtu reálného konstrukčního uzlu a bude provedeno porovnání s experimentem. Součástí diplomové práce bude i návrh únavových zkoušek za účelem získání vstupů pro další ověření navržených metod.

Seznam odborné literatury:

- [1] Schijve J.: Fatigue of Structures and Materials. Springer, Dordrecht, The Netherlands, 2009
- [2] Bent L. J.: Practical Airframe Fatigue and Damage Tolerance. Sigma K Ltd, Coylton, Scotland, 2010.
- [3] Skorupa, A., Skorupa, M.: Riveted Lap Joints in Aircraft Fuselage. Springer, Dordrecht, The Netherlands, 2012
- [4] Swift, T.: Design of Redundant Structures, Douglas Aircraft Company, Long Beach, CA, USA, 1978
- [5] Niu, M. C.: Airframe Stress Analysis and Sizing, Conmilit Press Ltd., Hong Kong, 1999
- [6] Van der Linden, H. H.: Fatigue Rated Fastener Systems, AGARD Report No. 721, National Aerospace Laboratory NLR , Amsterdam, The Netherlands, 1985

Vedoucí diplomové práce: Ing. Dalibor Vlček

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2014/2015.

V Brně, dne 20.11.2014

L.S.

---

doc. Ing. Jaroslav Juračka, Ph.D.  
Ředitel ústavu

---

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.  
Děkan fakulty

## **ABSTRAKT**

Diplomová práce se zabývá návrhem metodiky pro hodnocení únavové životnosti nýtových spojů. V první části je shrnuta teorie používaná pro hodnocení únavové životnosti, popis skladby provozních spekter zatížení a konstrukčních zásad při návrhu spojů za účelem dosažení optimální životnosti. Druhá část diplomové práce je zaměřena na návrh metodiky umožňující analytické řešení v uzavřeném tvaru vhodné pro prvotní návrh konstrukce a zároveň numerické řešení pro použití při detailních analýzách konstrukce. Použitelnost metodiky je demonstrována na příkladu výpočtu reálného konstrukčního uzlu a následném porovnání výpočtu s výsledky zkoušky.

## **KLÍČOVÁ SLOVA**

Nýtový spoj, metodika pro hodnocení únavové životnosti, analytický výpočet, MKP výpočet, životnost konstrukčního uzlu

## **ABSTRACT**

This thesis describes proposal of a methodology for evaluating fatigue life of riveted joints. The first section summarizes the theory used to evaluate fatigue life, description of the structure of operation load spectra and construction principles for the design joints for optimum durability. The second part of the thesis focuses on the proposal of a methodology enabling analytical solutions in closed form suitable for the initial structural design and also numerical solutions for use in detailed analyzes of the structure. The applicability of the methodology is demonstrated on an example of analysis of a real structural detail and subsequent comparison of the analysis with available test results.

## **KEYWORDS**

Riveted joints, methodology for evaluating the fatigue life, analytical calculation, FEM calculation, lifetime structural node

ADÁMEK, P. *Kritéria hodnocení únavové životnosti nýtových spojů*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 134 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Dalibor Vlček.

## **PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Kritéria hodnocení únavové životnosti nýtových spojů“ vypracoval samostatně po konzultacích s vedoucím práce a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou citovány v práci a uvedeny v seznamu použitých zdrojů na konci práce. Jako autor uvedené diplomové práce dále prohlašuji, že jsem v souvislosti s jejím vytvořením neporušil autorská práva třetích osob.

V Brně dne 13. května 2015

.....

Podpis autora

## **PODĚKOVÁNÍ**

Rád bych poděkoval vedoucímu mé diplomové práce Ing. Daliboru Vlčkovi za jeho vstřícnost a ochotu při řešení daných problémů a také za jeho užitečné rady a podporu.

Dále bych rád poděkoval všem kolegům z Aircraft Industries, a.s. za příjemné prostředí, které mi pro tvorbu diplomové práce vytvořili a za užitečné rady, které mi dávali.

V neposlední řadě bych rád poděkoval své rodině a přítelkyni za jejich podporu během celé doby studia.

## Obsah

1	ÚVOD .....	11
2	POPIS PROCESU ÚNAVOVÉHO POŠKOZENÍ .....	12
2.1	Fáze únavového procesu .....	12
2.1.1	Stádium iniciace makrotrhliny .....	14
2.1.2	Stádium šíření trhlin .....	15
2.2	Nehody v důsledku únavy .....	17
2.2.1	Nehoda letounu Comet I .....	18
2.2.2	Nehoda „Aloha“ .....	19
2.2.3	Nehoda v Lusace .....	20
2.2.4	Nehoda v Chicagu .....	20
2.2.5	Příklad poškození panelu v okolí dveří .....	21
2.2.6	Příklad výskytu mnohonásobného poškození v provozu .....	22
2.3	Požadavky předpisů a jejich vývoj .....	23
2.4	Detailní popis předpisů letové způsobilosti pro letoun L 410 NG .....	25
2.5	Spektra zatížení .....	27
2.5.1	Cyklus Z-V-Z .....	27
2.5.2	Poryvová spektra .....	29
2.5.3	Obratová spektra .....	31
2.5.4	Spektra zatížení letounu typu commuter .....	32
3	NÝTOVÝ SPOJ .....	40
3.1	Spojovaný materiál .....	41
3.1.1	Vliv povrchové ochrany .....	41
3.1.2	Tepelné zpracování hliníku a jeho slitin .....	42
3.1.3	Únavové vlastnosti hliníkových slitin .....	43
3.1.4	Vliv tloušťky spojovaných plechů .....	44
3.2	Typy spojení .....	45
3.2.1	Nýtové spojení .....	46
3.2.2	Další typy spojení .....	48
3.3	Proces výroby .....	52
3.3.1	Nýtování .....	52
3.3.2	Nedokonalosti nýtových děr .....	53
3.3.3	Deformace za studena .....	54
3.4	Konstrukční parametry ovlivňující únavové chování .....	56
3.4.1	Počet nýtových řad .....	56
3.4.2	Rozteč nýtů .....	58



3.4.3	Uspořádání nýtů.....	58
4	NÁVRH METODIKY VÝPOČTU.....	60
4.1	Součinitel koncentrace napětí .....	60
4.2	Korekce dat s ohledem na šířku dílce .....	64
4.3	Výpočet životnosti .....	64
4.4	Výpočtový program .....	67
5	POROVNÁNÍ NAVRŽENÉ METODIKY S DETAILNÍM MKP VÝPOČTEM.....	69
5.1	Popis vzorku .....	69
5.2	Analytický výpočet .....	70
5.3	MKP výpočet .....	70
5.3.1	Popis modelu .....	71
5.3.2	Nastavení okrajových podmínek, předepnutí a uložení spoje.....	72
5.3.3	Nastavení kontaktu .....	76
5.3.4	Nastavení materiálových vlastností.....	77
5.3.5	Výpočet.....	79
5.4	Porovnání výsledků.....	81
6	VÝPOČET REÁLNÉHO KONSTRUKČNÍHO UZLU .....	83
6.1	Popis zkoušeného konstrukčního uzlu .....	83
6.2	Zkouška panelu .....	84
6.3	Analytický výpočet .....	85
6.3.1	Vliv tuhosti spojovacích prvků.....	87
6.3.2	Rovnice rovnováhy.....	89
6.3.3	Rovnice posuvů .....	90
6.3.4	Doplňkové rovnice rovnováhy .....	91
6.3.5	Výpočet životnosti.....	93
6.4	MKP výpočet .....	95
6.4.1	Nastavení modelu .....	96
6.4.2	Výpočet životnosti.....	99
6.5	Výpočet životnosti podle materiálové S-N křivky.....	99
6.6	Porovnání výsledků.....	101
7	ÚNAVOVÉ ZKOUŠKY .....	105
7.1	Zkoušky vzorků .....	105
7.2	Parametry ovlivňující únavové zkoušky.....	105
8	ZÁVĚR.....	107
9	SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ.....	108
	SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK.....	112

SEZNAM POUŽITÝCH OBRÁZKŮ .....	117
SEZNAM POUŽITÝCH TABULEK.....	118
SEZNAM PŘÍLOH.....	119

## 1 ÚVOD

V posledních desetiletích dochází k velkému nárůstu četnosti letů. Jelikož letecká doprava patří k nejbezpečnějšímu druhu dopravy vůbec, každá nestandardní událost a zejména nehoda způsobuje velký mediální zájem. Vlivem přepravy velkého množství cestujících během jednoho letu, vyžaduje letecká doprava trvalou pozornost úřadů i výrobců na zachování a zvyšování spolehlivosti provozu. Pro zvyšování spolehlivosti provozu je třeba brát ohled i na únavu materiálu a na životnost letadel. Sama únavu materiálu má za následek až 90% provozních poruch [34], přičemž musíme vyloučit poruchy způsobené lidským faktorem. Z tohoto důvodu se únavové životnosti draku letounu přiřazuje velká pozornost.

Pro získání údajů o provozních podmínkách, o únavových vlastnostech konstrukce či o spektrech zatížení je nutné provést řadu zkoušek, měření a výpočtů. Všechna tato data vykazují poměrně velký rozptyl hodnot, z čehož lze usoudit, že nelze stanovit přesné chování konstrukce či vyrobit letadlo s nulovou pravděpodobností havárie či poruchy. Určitá hranice pravděpodobnosti, že nastane katastrofický jev, je stanovena předpisem. Tato hodnota odpovídá ohrožení, ke kterému může dojít v běžném životě. Číselně se pravděpodobnost, že nastane v letecké dopravě katastrofický jev, dá vyjádřit hodnotou  $10^{-8}$  až  $10^{-9}$ .

V poslední době vzrůstá používání (časové využití) letounů, a tak i podíl únavových poruch ve srovnání s poruchami statickými. Z tohoto důvodu byl od poloviny 20. století vyžadován leteckými úřady průkaz únavové životnosti. Přibližně ve stejnou dobu se začal letecký průmysl rozvíjet a začala masová přeprava cestujících. To mělo za následek zvýšení výkonů letadel, zvýšení průměrného náletu ale i prodloužení doby provozu. Vlivem těchto podmínek byla nutnost čelit únavovým poruchám, přičemž většina z nich končila katastrofickou událostí. Tato situace si velmi rychle vyžádala rozvoj teoretických a experimentálních metod pro získání průkazu bezpečné životnosti. Navíc se společně s katastrofami způsobenými únavovými poruchami rozvíjely letecké předpisy, které zpřísnily kontroly letadel a jednotlivých částí draku. Všechny tyto vlivy vedou ke stále se zvyšující únavové životnosti. V současné době je životnost draků dopravních letadel více než 50 000 letových hodin.

Hlavním cílem této diplomové práce je návrh metodiky, díky níž by bylo možné navrhnout konstrukční uzel tak, aby bylo dosaženo optimální únavové životnosti. Tato metodika je ověřena analýzou reálného konstrukčního uzlu, jehož životnost byla zjištěna z experimentu a dále vypočtena dle analytického a MKP výpočtu.

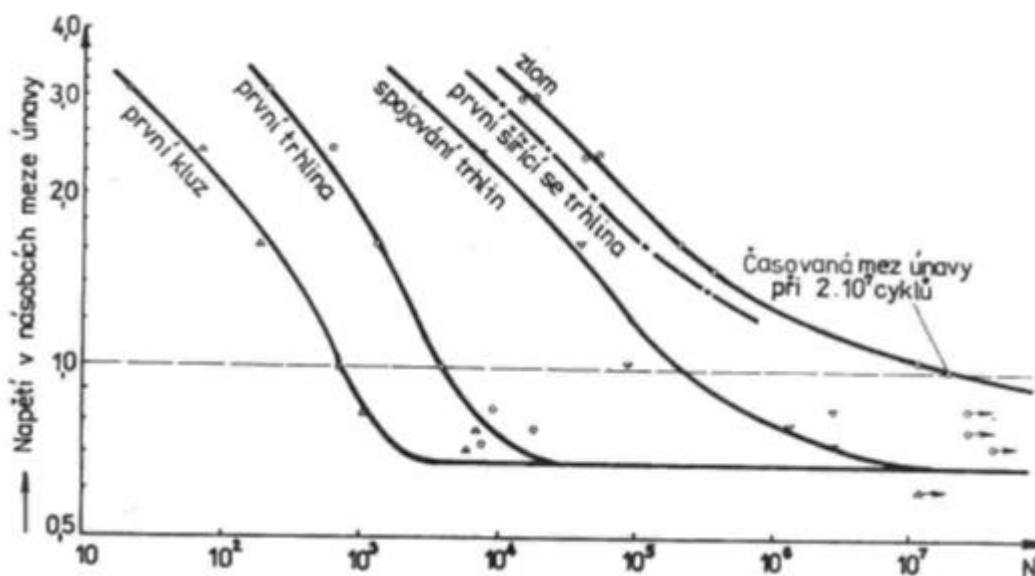
## 2 POPIS PROCESU ÚNAVOVÉHO POŠKOZENÍ

Proces únavového poškození je závislý na cyklické plastické deformaci, kterou je také řízen. Ve většině případů nejsou patrné žádné známky trvalých (plastických) poškození. Tato poškození lze ve většině případů detekovat až v pokročilé fázi, kvůli čemuž je únavové poškození nejčastější příčinou poruch součástí, které mohou vést až ke katastrofám.

### 2.1 Fáze únavového procesu

Od počátku zatěžování až do lomu je únavové poškozování nevratným dějem. Obrázek 2-1 popisuje jednotlivé fáze poškození vytvářející systém křivek, ve kterém je patrné, že i pod tzv. mezí únavy materiálu lze pozorovat jak zablokování nešířící se mikrotrhlina, tak i trvalé poškození struktury. Tento fakt vede k definici tzv. prahového napětí: [35]

$$\sigma_0 = (0,4 - 0,7) \cdot \sigma_c \quad (2-1)$$



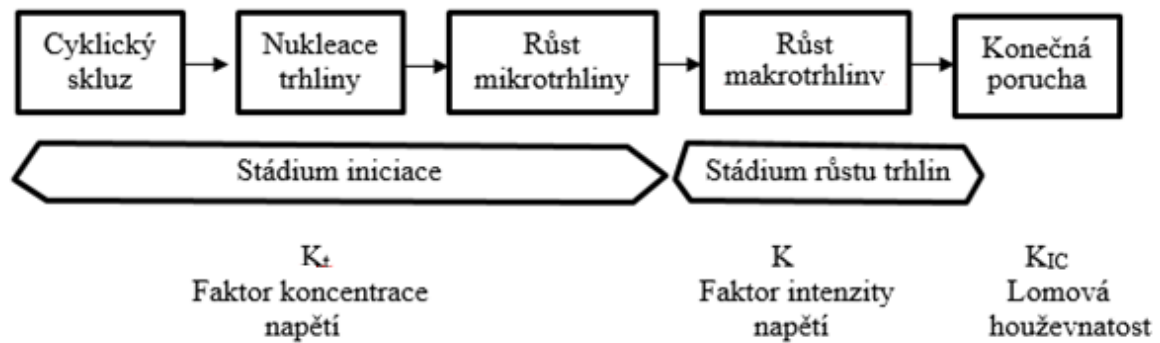
Obrázek 2-1: Křivky postupujícího únavového poškození [35]

Po provedení mikroskopických zkoušek růstu malých trhlín se ukázalo, že k nukleaci mikrotrhlín obvykle dochází z hlediska únavové životnosti velmi brzy. Z údajů bylo zjištěno, že pokud je použito cyklické zatěžování nad mez únavy, může docházet k okamžité nukleaci mikrotrhlín. I po nukleaci mikrotrhlín může být růst trhlín stále pomalý a nevyrovnaný proces, především vlivem účinků mikrostruktury. [35]

Na obrázku 2-2 jsou zobrazeny různé fáze únavového procesu. Únavový proces se skládá ze dvou fází. První je období iniciace makrotrhlín, druhá je období růstu makrotrhliny. Rozlišování těchto dvou období je velmi důležité, protože některé počáteční podmínky ovlivňující období iniciace nemusejí mít zásadní vliv na růst trhliny. Drsnost povrchu je jedna z těchto podmínek, ovlivňující každé období rozdílně. Rozdíly mezi obdobími iniciace trhliny a obdobími růstu trhliny jsou popsány v kapitolách Stádium iniciace makrotrhliny a Stádium šíření trhlín. [39]

Metody predikce únavové životnosti jsou různé pro obě období. Pro predikci iniciace trhliny je důležitým parametrem součinitel koncentrace napětí  $K_t$ . Naopak pro predikci vzniku trhlín je

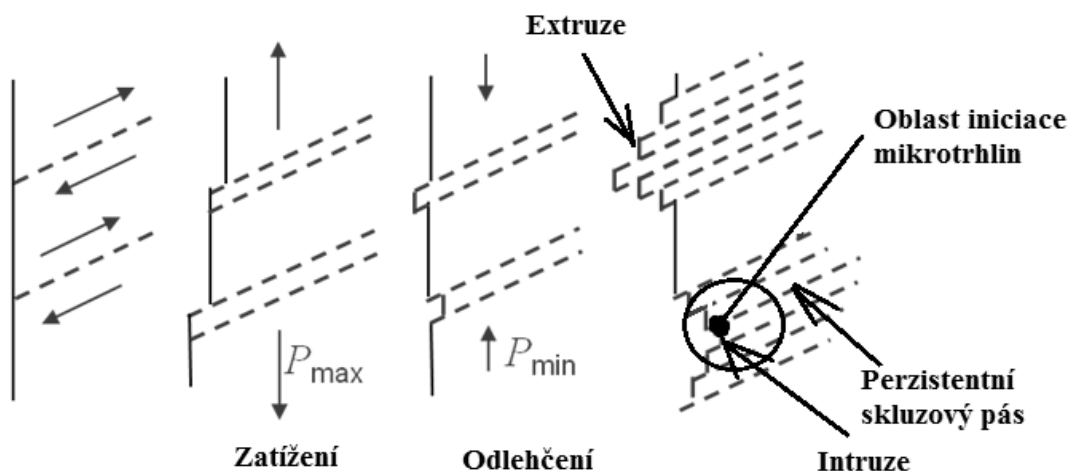
důležitým parametrem faktor intenzity napětí  $K$ . Tyto dva parametry jsou blíže popsány v následujících kapitolách. [39]



Obrázek 2-2: Různé fáze únavového procesu [39]

Podle Růžičky lze únavový proces obecně rozdělit do těchto fází: [35]

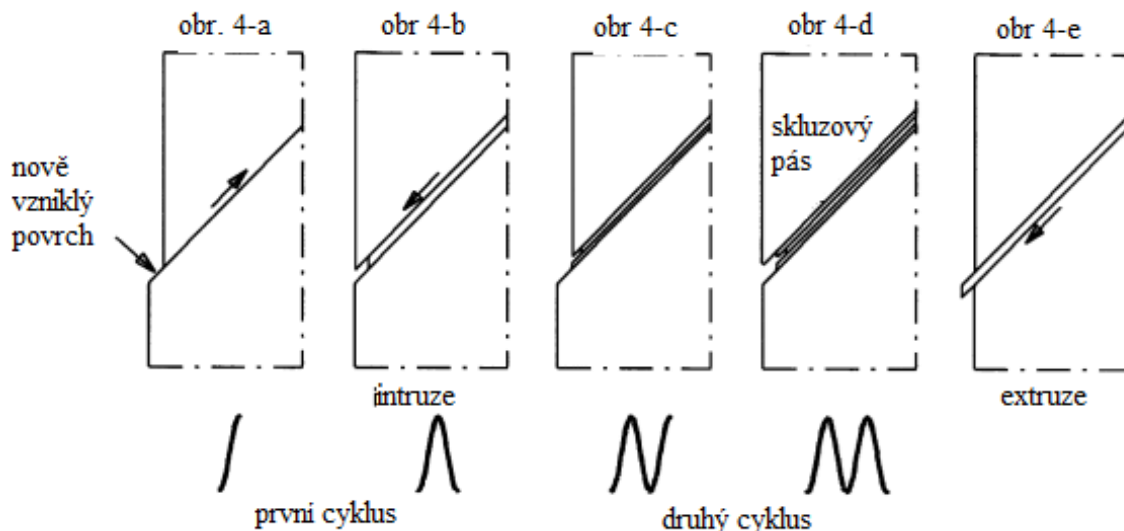
- a) Stádium změn mechanických vlastností
  - Projevuje se především cyklickým zpevněním nebo změkčováním
  - Tvoří jen pár procent z celkové životnosti
  - Z pohledu výpočtů není tato fáze příliš důležitá
- b) Stádium nukleace únavových mikrotrhlin
  - Únavová trhlina nejčastěji vzniká na povrchu
  - Vznikají tzv. perzistentní skluzové pásy, které jsou důsledkem extruze a intruze materiálu (obrázek 2-3)
  - Extruze a intruze způsobují další rozvoj plastické deformace
  - Následuje vznik a vývoj krátkých únavových trhlín
  - Dále se dělí:
    - i. Stádium iniciace trhliny
      - Detailněji popsáno v kapitole Stádium iniciace makrotrhliny
    - ii. Stádium šíření mikrotrhlin a makrotrhlin
      - Detailněji popsáno v kapitole Stádium šíření trhlín
- c) Lom



Obrázek 2-3: Chování materiálu při zatížení a odlehčení, vznik extruze a intruze [18]

### 2.1.1 Stádium iniciace makrotrhliny

Iniciace únavové trhliny a šíření trhlin je důsledkem cyklického skluzu. To znamená, že dochází k cyklické plastické deformaci, která vzniká především v důsledku pohybu dislokací. Při tak nízké úrovni napětí je plastická deformace omezena nízkým počtem zrn materiálu. Tato mikroplastická se přednostně vyskytuje v zrnech na povrchu materiálu kvůli nižšímu omezení skluzu. V důsledku toho je plastická deformace u zrn na povrchu méně omezena než u zrn uvnitř materiálu. Tudíž může docházet k plastické deformaci při nižším namáhání. [43]



Obrázek 2-4: Skluz materiálu vedoucí k nukleaci trhlin [39]

Cyklický skluz vyžaduje cyklické smykové napětí. Smykové napětí ovšem není v materiálu rovnoměrně distribuované. Smykové napětí v krystalografických rovinách skluzu se liší od zrna k zrně, v závislosti na velikosti, tvaru a krystalografické orientaci zrn a elastické anizotropii materiálu. Pro některá zrna na povrchu materiálu jsou tyto podmínky příznivější než pro některá zrna uvnitř materiálu. Pokud dojde v zrně ke skluzu, na povrchu materiálu vznikne skok, viz obrázek 2-4a. To zapříčiní, že nový povrch vzniklý dislokací bude vystaven okolnímu prostředí. U většiny konstrukčních materiálů se na nově vzniklém povrchu, ve většině prostředí, vytvoří

vrstva oxidů. Tato vrstva silně přilne k povrchu a nelze ji snadno odstranit. Dalším důležitým aspektem je, že skluz během zvyšujícího se zatížení v sobě zahrnuje určitou míru deformačního zpevnění. Po odtížení bude ve stejném skluzovém pásu působit větší smykové napětí než při zatíženém stavu, avšak bude působit v opačném směru. Obrácený skluz se bude tedy přednostně vyskytovat ve stejném skluzovém pásu. [39]

Proces únavového poškození již v této fázi nepatří k plně vratným dějům, a to zejména ze dvou důvodů. První - vrstvu oxidů vzniklou na nově vzniklém povrchu vlivem skluzu zrn nelze snadno odstranit. Druhý - zpevnění ve skluzovém pásmu také není plně reverzibilní. Důsledkem je, že obrácený skluz, i když k němu došlo ve stejném skluzovém pásmu, se bude vyskytovat na přilehlých paralelních rovinách skluzu. To je schematicky znázorněno na obrázku 2-4b. Ke stejnému sledu událostí může dojít i při dalším cyklu zatěžování, viz obrázku 2-4c a d. [39]

Z obrázku 2-4, popisujícího zjednodušené chování materiálu při skluzu, lze vyvodit několik závěrů:

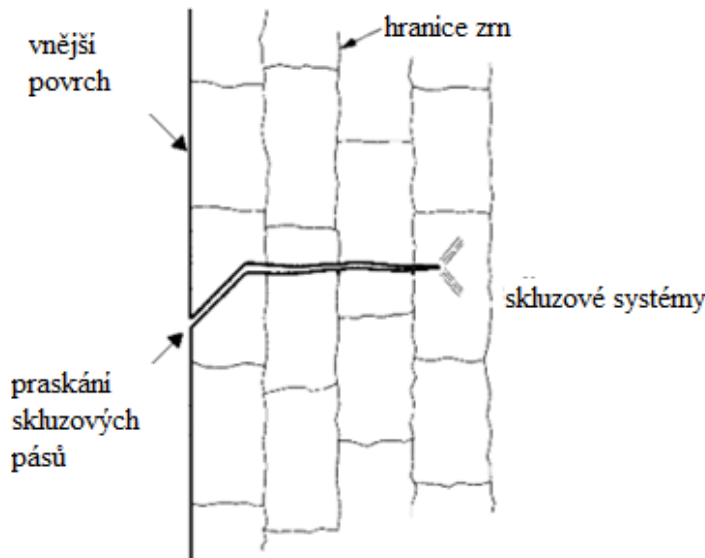
- 1) Jeden cyklus je dostačující pro vznik mikroskopické intruze
- 2) Mechanismus vyskytující se v prvním cyklu se může opakovat ve druhém a v následujících cyklech a v každém způsobí rozšíření trhliny
- 3) První iniciace trhliny může být očekávána podél skluzového pásma
- 4) Malý posun skluzových rovin během zatížení a odtížení vede ke vzniku intruze (obrázek 2-4b). Kdyby došlo k obrácenému skluzu na spodní straně skluzového pásma, vznikne tzv. extruze (obrázek 2-4e). Avšak z pohledu potenciální deformační energie je intruze pravděpodobnějším důsledkem cyklického skluzu
- 5) Jednoduchý mechanismus na obrázku 2-4 popisuje narušení vazeb mezi atomy. Nastane tzv. dekoheze, a to buď tahová, smyková nebo její kombinace. Dekoheze může nastat na špičce rostoucí únavové trhliny. Narušení vazeb na špičce trhliny může být způsobeno tvorbou dislokací. Je třeba očekávat, že dekoheze je urychlována agresivním prostředím

Cyklický skluz na povrchu materiálu je považován za příznivou podmínku pro iniciaci trhlín. Avšak vyskytují se zde i další důvody pro iniciaci trhlín na povrchu materiálu. Velmi praktickým důvodem je nehomogenní rozložení napětí v důsledku vlivu vrubu, otvoru nebo nějaké jiné geometrické nespojitosti. Kvůli nehomogennímu rozložení napětí dochází ke koncentraci napětí na povrchu (největší napětí). Kromě toho drsnost povrchu také podporuje iniciaci trhlín na povrchu materiálu. Mezi další důvody iniciace trhlín na povrchu materiálu patří korozní jamky (corrosion pits) a únavové poškození vlivem korozního tření. Rozvoj únavy je jev závislý na povrchu materiálu, přičemž toto tvrzení platí pro stádium iniciace trhliny. [39]

### **2.1.2 Stádium šíření trhlín**

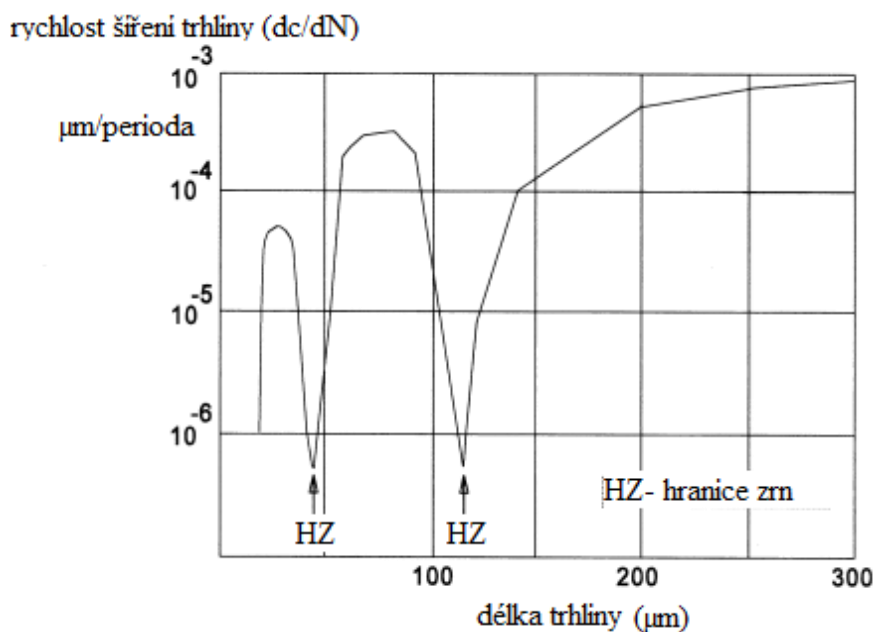
Dokud je velikost mikrotrhliny stále v řádu jednoho zrna, tak se mikrotrhlina nachází v elasticky anizotropním materiálu s krystalickou strukturou a množstvím různých systémů skluzu. Mikrotrhlina přispívá k nehomogennímu rozložení napětí na mikroúrovni, s koncentrací napětí na špičce mikrotrhliny. V důsledku toho může být aktivován více než jeden skluzový systém. V případě že trhlina roste v materiálu do některých sousedních zrn, se zvýší

omezení na posunutí vlivem skluzu v důsledku přítomnosti sousedních zrn. Stejně tak bude čím dál obtížnější zaznamenat posunutí skluzem pouze na jedné skluzové rovině. K tomu by mělo docházet ve více skluzových rovinách. Směr růstu mikrotrhliny se bude potom odchylovat od původní orientace skluzového pásma. Obecně platí, že růst trhliny by měl být kolmý na směr zatížení (obrázek 2-5). [39]



Obrázek 2-5: Průřez mikrotrhlinou [39]

Vzhledem k tomu, že růst trhliny závisí na cyklické plasticitě, mohou překážky (hranice zrn) znamenat práh pro růst trhliny. Obrázek 2-6 ukazuje růst trhliny a snižující se tempo růstu, jakmile se trhlina přiblížila k hranici zrn, avšak s překonáním hranice se tempo růstu opět zvýšilo, dokud se trhlina opět nepřiblížila hranici zrna. Trhlina po překročení této hranice pokračovala v růstu se stále se zvyšující rychlostí. Je dokonce dokázáno, že počáteční nehomogenní růst trhliny s poměrně vysokým tempem růstu se v důsledku významných strukturálních překážek zpomalí, nebo dokonce zastaví. [39]

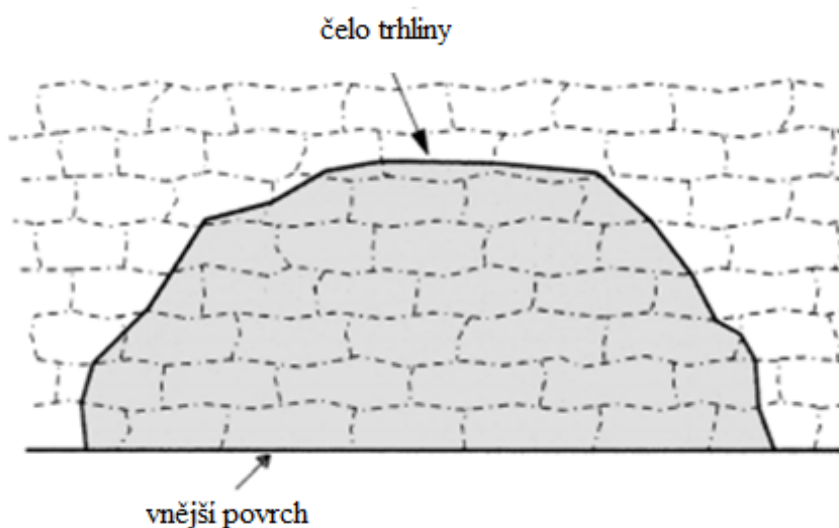


Obrázek 2-6: Efekt hranice zrn na šíření trhliny v Al- slitině [39]



Jakmile čelo trhliny souvisle prochází značným počtem zrn, musí se zachovat následující vlastnosti trhliny. Čelo trhliny musí zůstat koherentní, nesmí dojít k růstu trhliny v každém zrně libovolným směrem a docházet k šíření trhliny různou rychlostí (obrázek 2-7). Tato kontinuita zabrání velké rychlosti růstu čela trhliny v určitém směru. Jakmile tedy počet zrn podél čela trhliny vzroste na dostatečný počet, dochází ke kontinuálnímu šíření trhliny po celém čele trhliny. Čelo trhliny může být nahrazeno souvislou čarou, která by mohla mít eliptický tvar. Jak rychle se trhlina bude šířit, závisí na odolnosti materiálu vůči šíření trhliny.

Drsnost povrchu a vlastnosti povrchu již nemají vliv na růst trhlín. Cyklický skluz není uvnitř materiálu rozhodující. Odolnost proti vzniku trhlín z hlediska růstu trhlín uvnitř materiálu, je závislá na materiálu jako hromadné vlastnosti. [39]



Obrázek 2-7: Čelo trhliny procházející větším počtem zrn [39]

## 2.2 Nehody v důsledku únavy

Od počátku letectví se stalo mnoho nehod, kvůli kterým se začala vytvářet pravidla pro bezpečnou konstrukci letadla. S rozvojem techniky se letadla začala navrhovat tak, aby konstrukce vydržela požadovanou dobu životnosti. K řadě únavových poruch došlo v období mezi první a druhou světovou válkou, avšak tyto nehody nebyly přičítány únavovému poškození, ale třepání, vibracím a flutteru. Ovšem s přibývajícím počtem nalétaných hodin se začaly na letadlech vyskytovat známky únavového poškození. Provozní spolehlivost letadel se zajišťovala až do 50. let 20. století pouze s ohledem na statickou pevnost. Jakmile se objevily na letadlech poruchy, které byly jednoznačně vyvolány únavovým poškozením, nastal usilovný boj za odstranění těchto poruch a zjišťovaly se příčiny vzniku. Vlivem toho vznikaly nové předpisy, které již braly v úvahu únavové poškození, vznik trhlín a případnou opravu konstrukce. [32]

V následujících kapitolách jsou popsány nehody, které významně ovlivnily skladbu předpisů a vývoj konstrukce letounů.<sup>1</sup>

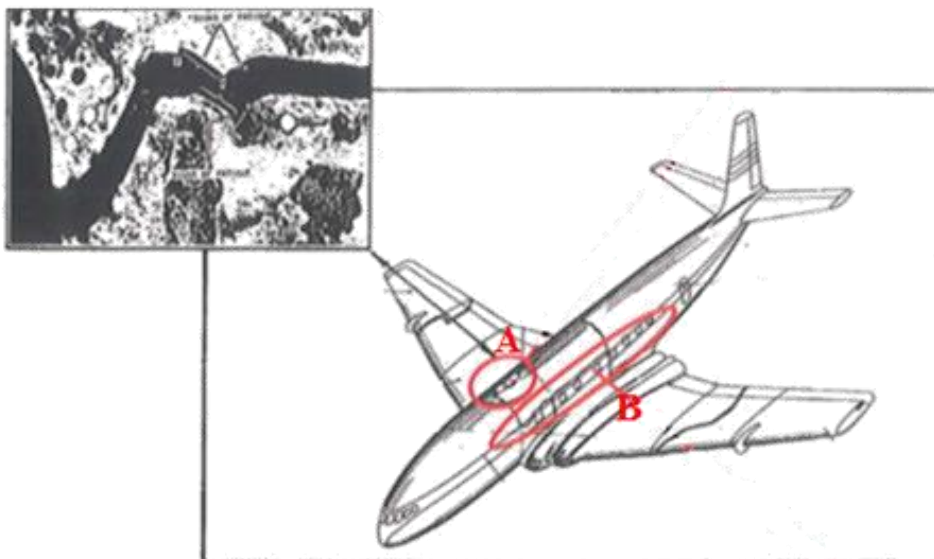
<sup>1</sup> Popis jednotlivých nehod, a to včetně obrázků, byl čerpán z literatury označené v seznamu použitých zdrojů číslem [41], není-li dáno jinak.

### 2.2.1 Nehoda letounu Comet I

- 10. Leden, 1954
  - Letoun Comet I, imatrikulace G-ALYP - došlo k destrukci ve výšce 30 000 ft (9,144 km) po 3680 letových hodinách a 1286 uskutečněných letech
- 8. Duben, 1954
  - Letoun Comet I, imatrikulace G-ALYY - došlo k destrukci ve výšce 35 000 ft (10,668 km) po 2703 letových hodinách a 903 uskutečněných letech
- Druhá polovina roku 1954
  - Zkouška tlakování trupu na letounu Comet I G-ALYU
  - K poruše došlo v rozích oken po 1230 uskutečněných letech v provozu a po zkoušce tlakování kabiny odpovídající 1830 uskutečněným letům

#### Důvody selhání

- Vznik únavových trhlin v rozích ADF<sup>2</sup> oken – obrázek 2-8A



Obrázek 2-8: Lokalizace únavového poškození na letadle Comet I

- Únavová trhlina v rozích oken u cestujících (obrázek 2-8B) – provozní napětí dosahovalo až 70 % meze pevnosti hliníkové slitiny
- Únavová zkouška na tomto letounu byla provedena až po statické zkoušce, což vedlo k chybným výsledkům únavové zkoušky vlivem plastizace během statické zkoušky. Vznik trhlin byl předčasný a konstrukce typu Safe-Life nebyla schopna odolávat šíření trhliny.

<sup>2</sup> Okna pro navigační systém na stropě kabiny

### 2.2.2 Nehoda „Aloha“

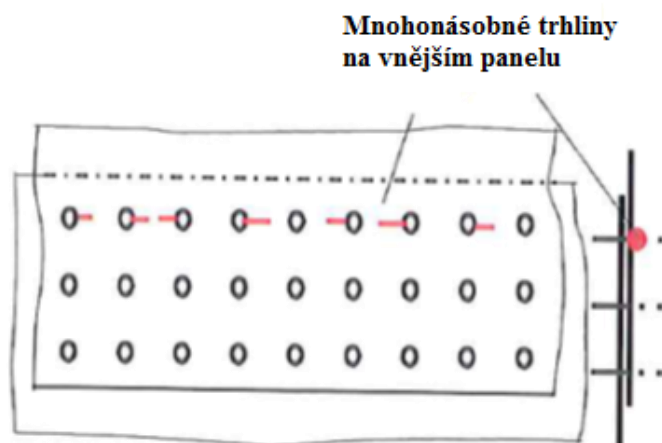
- 28. Duben, 1988
  - Boeing 737-200 letecké společnosti Aloha Airlines zaznamenal ve výšce 24 000 ft (7,3152 km) explozivní dekompresi, a to po 89 681 uskutečněných letech



Obrázek 2-9: Výsledek únavového poškození na letadle Boeing 737-200

#### Důvody únavového poškození

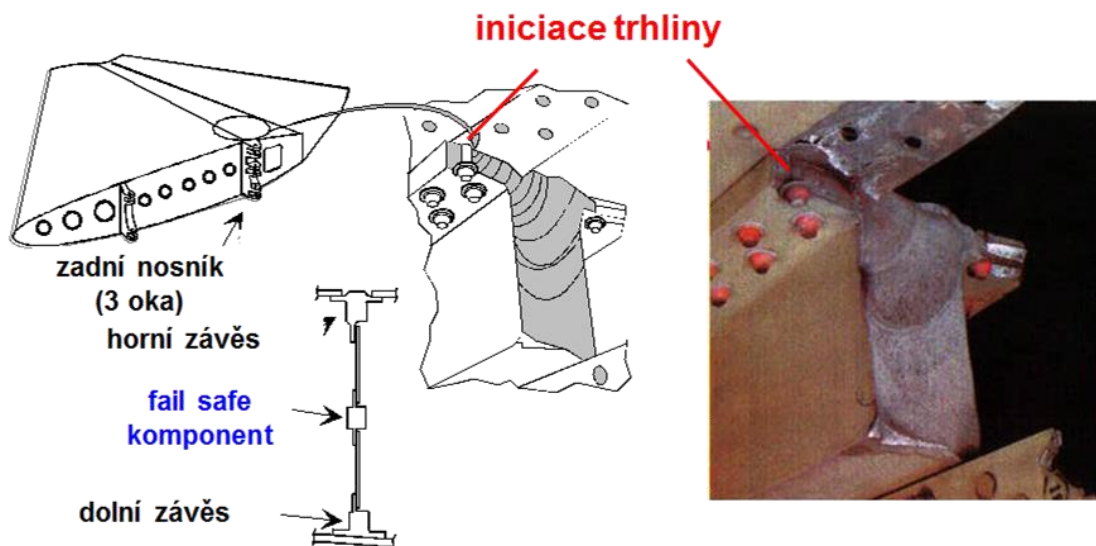
- Porucha na horním panelu trupu u stringeru č. 10
- Vznik únavových trhlin vlivem tzv. knife edge effect (příliš velké zahloubení pro zápuštnou hlavu nýtu) a následný rozvoj mnohonásobného poškození (MSD – Multiple Site Damage)



Obrázek 2-10: Mnohonásobné trhliny na vnějším panelu trupu

### 2.2.3 Nehoda v Lusace

- 14. Březen, 1977
  - Boeing 707-300 provozovaný společností DAN-Air utrpěl ztrátu kontroly klopení vlivem oddělení (za letu) pravé části vodorovné ocasní plochy
  - Nehoda se stala po 16 723 uskutečněných letech a po 47 621 hodinách provozu
  - Na stejném místě byly objeveny trhliny u dalších 37 Boeingů 707-300



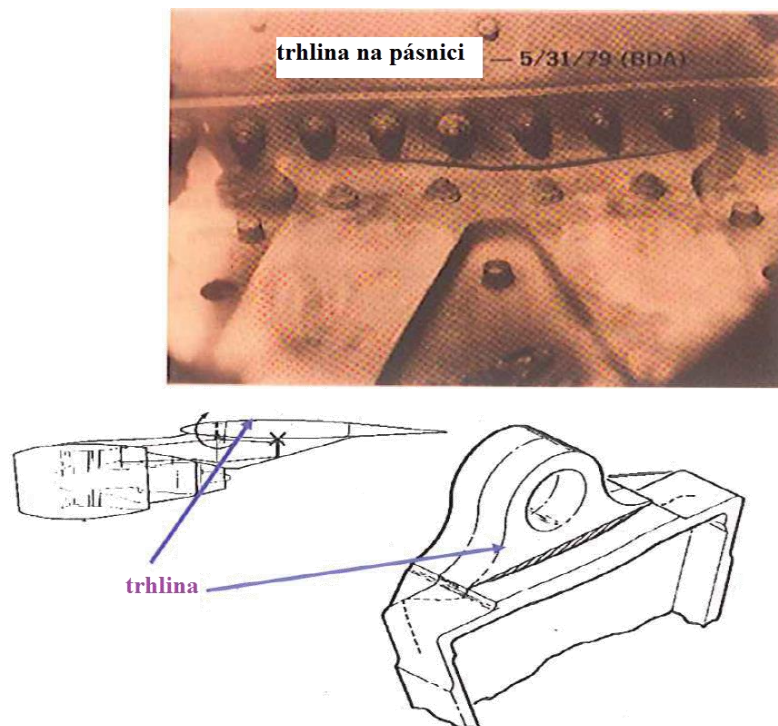
Obrázek 2-11: Místo vzniku trhliny na letadle společnosti DAN-Air [36]

#### Důvod únavového poškození:

- Celkové poškození pravé části VOP je důsledek tří vlivů:
  - Porucha jako výsledek dlouhodobého nedetekovaného rozvoje únavového poškození z horní pásnice zadního nosníku
  - Nevhodný výběr členu pro fail safe konstrukci, který nezajistil potřebnou úroveň zbytkové pevnosti
  - Trhlina nebyla detekována v důsledku neadekvátního systému prohlídek předepsaného výrobcem

### 2.2.4 Nehoda v Chicagu

- 25. Květen, 1979
  - Letoun Douglas DC-10-10 provozovaný společností American Airlines havaroval v Chicagu poté, co se levý motor a pylon oddělily od křídla
  - Nehoda se stala po 19 781 hodinách krátce poté, co letoun vzlétl
  - Následně po nehodě bylo zjištěno, že dalších 8 letounů tohoto typu mělo na stejném místě trhliny



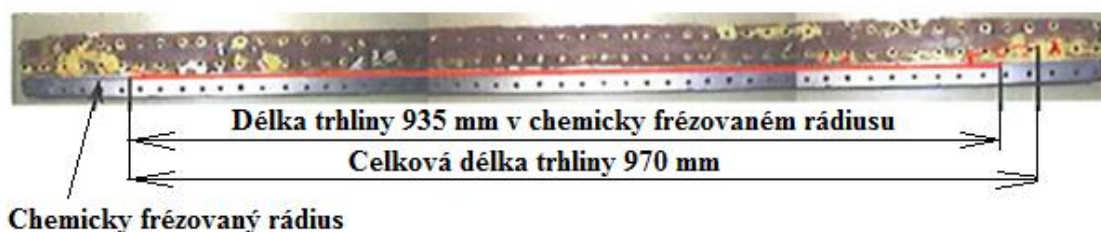
Obrázek 2-12: Místo vzniku trhliny na letadle Douglas DC-10-10

#### Důvody únavového poškození:

- Trhlina na havarovaném letounu byla zapříčiněna nesprávnou údržbou, pylon společně s motorem byly odstraněny a následně instalovány jednotlivě, na což nebyl pylon navrhován
- Poškození vzniklé nesprávnou manipulací bylo natolik rozsáhlé, že mělo být detekováno hned v době vzniku. Rozsáhlé poškození není možno uvažovat jako výchozí bod při posuzování vlastností damage tolerance a zjištění takového poškození by se mělo očekávat již v době vzniku

#### **2.2.5 Příklad poškození panelu v okolí dveří**

- 970 mm dlouhá trhlina se vyskytla po 22 823 uskutečněných letech (47 317 letových hodin)
- Trhlina vznikla v chemicky frézovaném rádiusu na panelu v okolí dveří



Obrázek 2-13: Trhlina vzniklá vlivem chemicky frézovaného rádiusu

#### Důvody únavového poškození:

- Mnohonásobné únavové trhliny vznikaly v ostrých rýhách na ploše rádiusu
- Významný druhotný ohyb v místě vzniku trhlin



## 2.2.6 Příklad výskytu mnohonásobného poškození v provozu

- 1. Duben, 2011
  - Boeing 737-300 provozovatele Southwest Airlines utrpěl ve výšce 34 000 ft (10,360 km) prudkou dekompresi vlivem výskytu mnohonásobného poškození
  - Po kontrolovaném nouzovém klesání letadlo bezpečně přistálo (poškození nezpůsobilo žádné zranění)
  - Boeing uskutečnil 39 781 letů za 15 let provozu
  - Povrch trupu byl porušen po délce 1,5 m na horním potahu
  - Boeing 737-300 provozovatele Southwest Airlines patří mezi typické modely vyrobené mezi lety 1993 a 2000, jejichž konstrukce byla změněna kvůli nehodě „Aloha“
  - Na Boeingu 737 byl očekávaný vznik trhlin až po 60 000 uskutečněných letech
  - 579 letadel ze série B737-300,-400,-500 je ovlivněno. 175 z nich mělo začátkem dubna 2011 nalétáno více než 30 000 letů a musely být ihned zkontrolovány



Obrázek 2-14: Důsledek mnohonásobného poškození na letadle B737-300

- Výsledek vyšetřování
  - Trhlina vznikla na spodním panelu u stringeru č. 41
  - Celková trhlina zasahovala přes více než 58 otvorů pro nýty, 42 z těchto děr vykazovalo známky iniciace únavových trhlin
  - Otvory mezi vrchním a spodním panelem nesouhlasily a nebyly přesně kruhové
  - Po tomto incidentu Boeingu byla stanovena doporučená kontrola těchto typů spojení po 30 000 uskutečněných letech a další kontroly v intervalu 500 uskutečněných letů

S ohledem na zmíněné nehody lze říci, že jedním z únavově citlivých uzlů celé konstrukce letadla z hlediska únavového poškození je nýtový spoj. Z tohoto důvodu bude v diplomové práci řešen tento konstrukční uzel přednostně.

### 2.3 Požadavky předpisů a jejich vývoj

Cílem této kapitoly je seznámení s platnými předpisy zabývajícími se oblastí únavy a vývojem těchto předpisů s ohledem na události popsáné v předešlé kapitole.

Jelikož se nejzávažnější nehody v důsledku únavových poruch v minulosti staly na velkých dopravních letounech, docházelo postupem času k aktualizování a k doplňování předpisů především pro tyto letouny. K největším změnám předpisů docházelo především na americkém kontinentu, a to díky úřadu FAA.

Celá tato kapitola tedy bude zaměřena především na předpisy FAR a jejich předchůdce CAR.

Předpisy týkající se únavového poškození se nejprve objevily u letounů certifikovaných podle FAR 25, a dále pak byly upraveny pro předpisy FAR 23, podle nichž je certifikován např. letoun L 410 NG (kategorie commuter).

Vývoj předpisů bude z hlediska historie vztahován k předpisům FAR 25, resp. CAR. Jednotlivé body předpisu, sloužící k certifikaci L 410 NG, budou popsány ve vztahu k certifikační bázi FAR 23.

#### Do roku 1956

**CAR 4b.316** spoléhal na přístup Safe-Life (konstrukce s bezpečnou životností), která řešila únavu dvěma volitelnými způsoby:

- 1) Navrhnout konstrukci tak, aby se zabránilo jakémukoliv vzniku trhlin
- 2) Ukončit provoz letounu před vyčerpáním únavové životnosti (tedy stanovení bezpečného života)

V roce 1954 se stala nehoda letounu Comet I. Konstrukce letounu Comet I se zakládala na přístupu Safe-Life. Vlivem nehody se začala věnovat únavové životnosti větší pozornost, zavedl se fail-safe přístup (tzn. filozofie konstrukce bezpečné i při poruše) a zároveň se zvýšily obavy v souvislosti s přetlakováním trupu. Vlivem této nehody se však především vytvořil nový předpis, **CAR 4b.270**, který zahrnoval přístup fail-safe jako alternativu k přístupu safe-life. [8]

#### Fail-safe

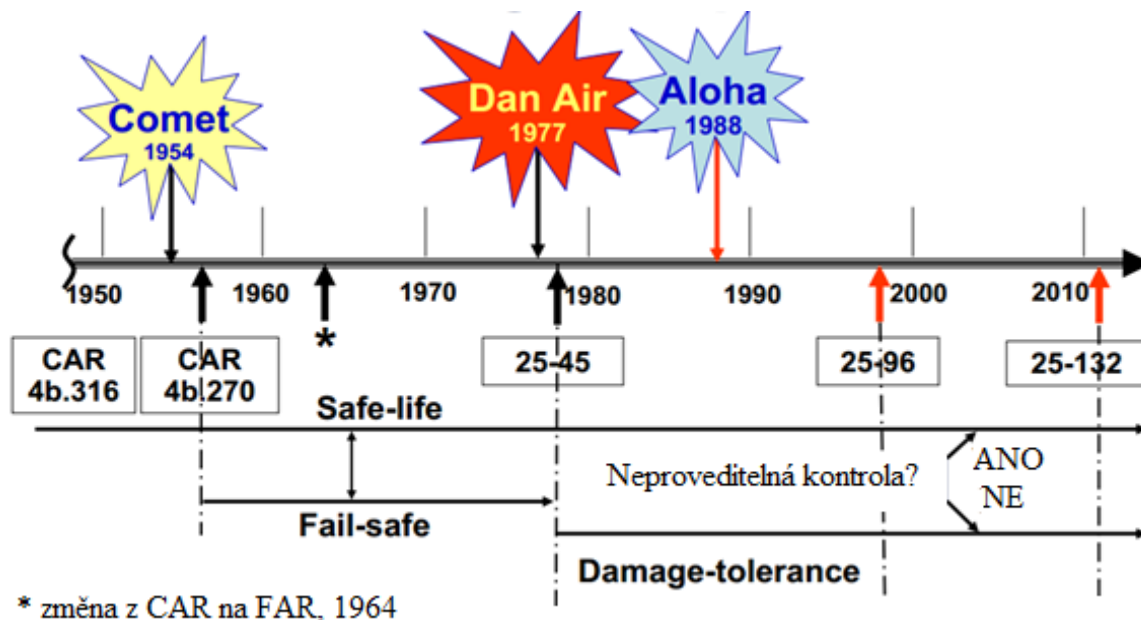
Přístup fail-safe je založen na detekci zřejmého únavového poškození a na návrhu konstrukce takovým způsobem, aby se zabránilo katastrofickému selhání. Životnost letounů certifikovaných s konstrukcí fail-safe šla lehce prodlužovat. Tento přístup byl preferován u většiny druhů letounů certifikovaných v 60. a 70. letech. Provozní limity některých certifikovaných letadel (Boeing 707) dosahovaly 60 000 letových hodin, což zvyšovalo obavy z katastrofického selhání letadel s přístupem fail-safe. V roce 1977 se stala nehoda letounu Boeing 707 s konstrukcí navrženou podle filozofie fail-safe. [8]

#### Damage tolerance

V důsledku nehody v roce 1977 a s ní spojenými problémy s provozními limity některých letadel, došlo k vytvoření nového předpisu popisujícího požadavky na konstrukci damage tolerance (DT). Tento přístup vychází z principu zachování potřebné zbytkové pevnosti po dobu užívání, poté co již došlo k poškození. Dále by měly kontroly nebo jiné postupy odhalit a

následně opravit poškození dříve, než dojde ke katastrofálnímu selhání. Tyto kontroly musejí být založeny na kvantitativní analýze konstrukce s přípustným poškozením. [8]

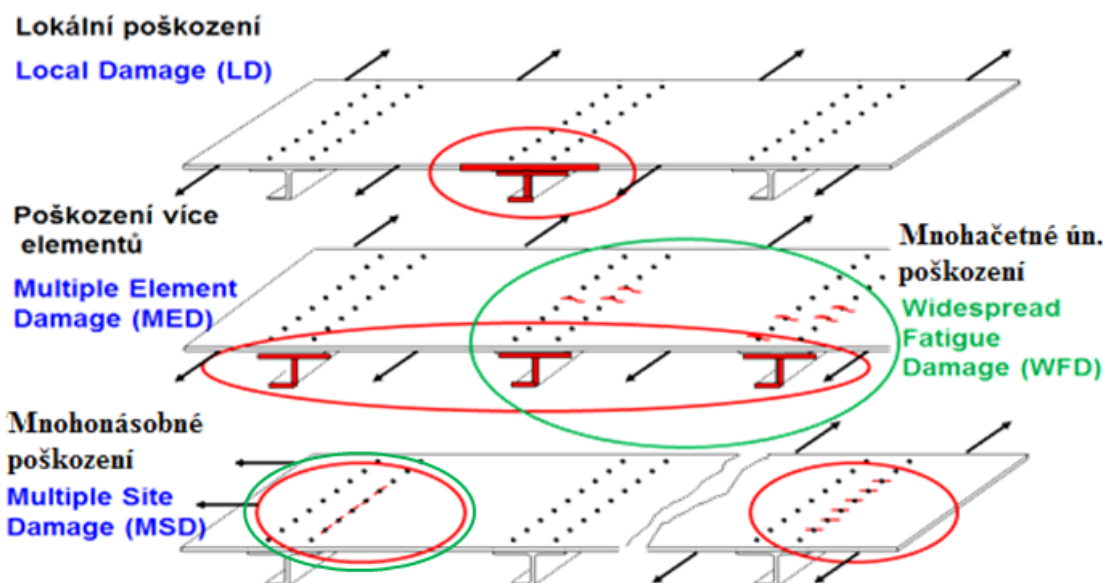
V roce 1978 a později v roce 1981 vznikly předpisy zaměřující se pouze na konstrukci podle přístupu DT.



Obrázek 2-15: Historický vývoj předpisů [8]

V roce 1988 se stala nehoda letadla Boeing 737-200 společnosti Aloha Airlines. Vlivem této události došlo k zasedání státních orgánů k zachování letové způsobilosti (NAAs). Na tomto zasedání se jednalo o vlivu stárnutí konstrukce, o korozní prevenci a kontrolním programu a především o mnohačetném únavovém poškození (WFD). [8]

Vliv tohoto poškození na letovou způsobilost je jednoznačný. Pokud se na letadle objeví, měla by nastat konstrukční změna nebo výměna poškozené části.



Obrázek 2-16: Rozdělení a lokalizace únavového poškození [36]



## **2.4 Detailní popis předpisů letové způsobilosti pro letoun L 410 NG<sup>3</sup>**

Následuje detailní popis předpisů letové způsobilosti, podle nichž je certifikován letoun L 410 NG, kategorie commuter.

### **§ 23.571 Kovové konstrukce přetlakové kabiny**

Pro letouny kategorie normální, cvičná a akrobatická musí být vyhodnoceny pevnost, detailní návrh a výroba kovové konstrukce přetlakové kabiny podle některého z následujících postupů:

- a) Vyšetření únavové pevnosti - je potřeba zkouškami nebo rozborem podepřeným zkouškou prokázat, že konstrukce je schopna odolat opakovaným provozním zatížením o proměnné velikosti; nebo
- b) Prozkoumání únavové pevnosti konstrukce bezpečné při poruše (fail safe), při kterém je prokázáno rozborem, zkouškami nebo obojím, že po únavové poruše nebo po částečné poruše elementu nosné konstrukce nebude pravděpodobné, že by došlo k jejímu katastrofálnímu porušení. Zbývající konstrukce musí být schopna odolávat statickému početnímu násobku zatížení, který činí 75% provozního násobku zatížení při rychlosti  $V_C$ . Je potřeba přihlédnout ke kombinaci účinků letových zatížení, předpokládaných vnějších aerodynamických tlaků a provozních tlaků. Tato zatížení musí být vynásobena součinitelem 1,15; nebo
- c) Výpočet přípustnosti poškození (damage tolerance) dle FAR 23.573 (b).

### **§ 23.572 Kovové křídlo, ocasní plochy a související konstrukce**

- a) Pro letouny kategorie normální, cvičná a akrobatická musí být posouzeny pevnost, detailní návrh a výroba těch částí konstrukce draku, jejichž poškození by mohlo mít katastrofální následky. Vyhodnocení se provádí podle některého z následujících požadavků, pokud se neprokáže, že úroveň provozního namáhání, materiály, konstrukce a předpokládané použití jsou srovnatelné z hlediska únavy s podobnou konstrukcí:
  - i. Prozkoumání únavové pevnosti, při kterém je zkouškami nebo rozborem podepřeným zkouškou dokázáno, že konstrukce je schopna odolávat opětovným zatížením proměnné velikosti, která se předpokládají v provozu; nebo
  - ii. Vyšetření pevnosti konstrukce bezpečné při poruše (fail safe), při kterém se zkouškami, rozborem nebo obojím prokáže, že po únavové poruše nebo po patrné poruše elementu nosné konstrukce není pravděpodobné, že by došlo k jejímu katastrofickému porušení, a že zbývající konstrukce je schopna odolávat statickému početnímu násobku zatížení, který činí 75% kritického provozního násobku zatížení při rychlosti  $V_C$ . Tato zatížení musí být násobena součinitelem 1,15.
  - iii. Výpočet přípustnosti poškození (damage tolerance) dle FAR 23.573 (b).
- b) Každý výpočet požadovaný v tomto odstavci musí:
  - i. zahrnovat typická spektra zatížení (tj. pojíždění, poryvy, cykly země-vzduch-země, obraty);
  - ii. brát v úvahu důležitá vzájemná ovlivnění aerodynamických ploch; a

<sup>3</sup> Tato kapitola byla zpracována dle předpisů uvedených v seznamu použitých zdrojů pod číslem 4 a 5.

- iii. brát v úvahu důležité zatěžující účinky vrtulového proudu a třepání (buffet) způsobeného vírovými nárazy.

### **§23.573 Přípustné poškození (damage tolerance) a vyhodnocení únavových vlastností konstrukce**

- a) Kompozitní konstrukce draku
- Na letadle L 410 NG nejsou používány kompozitní materiály.
- b) Kovová konstrukce draku
- Jestliže se žadatel rozhodne použít FAR 23.571 (c) nebo FAR 23.572 (a)(3), musí vyhodnocení přípustného poškození zahrnovat stanovení pravděpodobných míst a způsobů poškození vlivem koroze, únavy nebo náhodného poškození. Toto stanovení musí být vykonáno na základě analýzy podložené zkouškou, a pokud je to možné, i provozní zkušeností. Musí se uvažovat výskyt poškození vlivem únavy na více místech, kde se výskyt tohoto typu poškození dá očekávat. Výpočet musí zahrnout analýzu opakovaných a statických zatížení doplněný zkouškami. Pro vyhodnocení zbytkové pevnosti kdykoliv během provozní životnosti letounu musí být míra poškození v souladu s původní zjistitelností poškození a následným růstem při opětovném zatížení. Vyhodnocení zbytkové pevnosti musí dokázat, že zbývající konstrukce je schopna odolat kritickým provozním letovým zatížením (uvažovaným jako početní zatížení) s rozvinutým zjistitelným poškozením. Přetlakové kabiny musí odolat následujícím zatížením:
  - Normální provozní diferenciální tlak v kombinaci s předpokládanými aerodynamickými vnějšími tlaky působícími současně s letovými podmínkami zatížení; a
  - Předpokládané vnější aerodynamické tlaky při letu v podmínkách 1g v kombinaci s diferenciálním tlakem v kabině rovným 1,1 násobku normálního provozního diferenciálního tlaku bez dalších jiných zatížení.

### **§23.574 Přípustnost poškození a vyhodnocení únavových vlastností kovové konstrukce letounů kategorie pro sběrnou dopravu**

U letounů kategorie pro sběrnou dopravu platí:

- a) *Přípustnost poškození kovových prvků.* Vyhodnocení pevnosti, detailního návrhu a výroby musí prokázat, že katastrofální porucha v důsledku únavy, koroze, defektů či poškození se v průběhu provozní životnosti letounu nevyskytne. Toto vyhodnocení musí být provedeno v souladu s ustanoveními FAR 23.573, s výjimkami uvedenými v pododstavci (b), pro každou část konstrukce, která by se mohla podílet na katastrofální poruše.
- b) *Únavové vyhodnocení (bezpečné životnosti (safe-life)).* Vyhovění požadavkům přípustnosti poškození dle pododstavce (a) není vyžadováno, pokud může být stanoveno, že uplatňování těchto požadavků je pro danou konstrukci nepraktické. Pro tuto konstrukci musí být rozborem podepřeným výsledky zkoušek prokázáno, že je schopna odolat opětovným zatížením proměnné velikosti, která je možné očekávat v

provozu, aniž by došlo k vytvoření identifikovatelných trhlin. Musí být použity příslušné součinitele pro bezpečnou životnost.

### §23.575 Prohlídky a další postupy

- Musí být stanoveny veškeré prohlídky či postupy vyžadované na základě vyhodnocení dle FAR odstavců 23.571, 23.572, 23.573 nebo 23.574, které jsou potřeba k zamezení katastrofálním poruchám, a tyto musí být zahrnuty do oddílů omezení v instrukcích pro zachování letové způsobilosti dle FAR 23.1529.

## 2.5 Spektra zatížení

Celkové spektrum zatížení kritického místa se skládá z jednotlivých spekter působících v různých fázích letu (pojízdní, vzlet, stoupaní, zatačky, cestovní let, sestup, přistání, brzdění, atd.), spekter od nezbytných nebo náhodných operací (rázy od vysouvání a zasouvání podvozků, klapky, atd.), od buzených vibrací za letu a při pojíždění po zemi. [22]

Většina spekter pro jednotlivé části draku se musí měřit a vyhodnocovat dle předepsaných postupů. Pro některé typické části draku lze spektra zobecnit díky dlouhodobým měřením prováděným na různých typech letounů. Jejich zobecnění spočívá v jejich převodu na funkci násobku v závislosti na četnosti. Jedná se především o tato spektra:

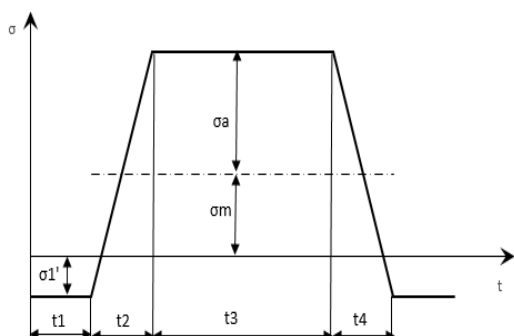
1. Cyklus Z-V-Z (země-vzduch-země)
2. Spektrum poryvů
3. Obratové spektrum

Kvůli zobecnění je potřeba brát uvedená spektra jako statistické veličiny, které slouží pouze pro počáteční návrh letounu při určování jeho životnosti. V provozu je žádoucí platnost návrhových spekter ověřit při provozu v různých geografických podmínkách a stanovenou životnost případně korigovat. [22]

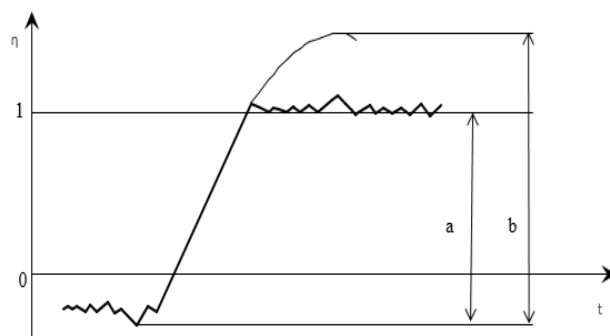
### 2.5.1 Cyklus Z-V-Z

Únavové poškození vzniklé od průběhu napětí v kritickém místě od stání, pojíždění, rozjezdu a vzletu do horizontálního letu, při kterém letoun letí cestovní rychlostí  $v_{ekv}$  a následného přistání a dojezdu se nahrazuje jedním cyklem z-v-z přibližně stejného únavového poškození.

Ideální cyklus z-v-z je znázorněn na obrázku 2-17, kde jednotlivé časy  $t_1$  až  $t_4$  značí stání na zemi, vzlet, stoupaní, přímý let, klesání a přistání. Skutečný průběh napětí během cyklu z-v-z je znázorněn na obrázku 2-18, kde  $a$  je cyklus od nejnižšího napětí na zemi. Mnoho autorů (např. Cais) se domnívají, že by se mělo uvažovat i o horní hranici amplitudy poryvu s maximálním únavovým poškozením viz cyklus b. [22]

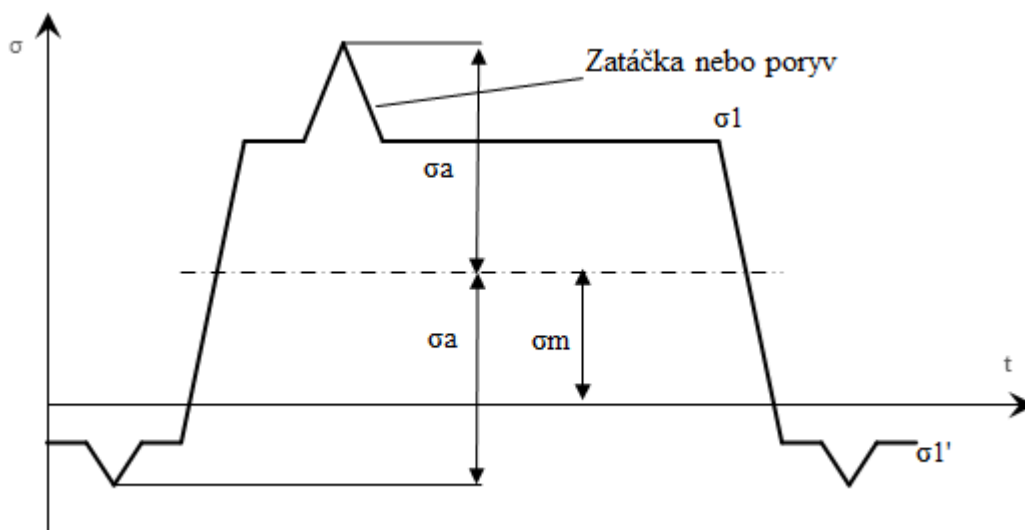


Obrázek 2-17: Ideální cyklus z-v-z [22]



Obrázek 2-18: Skutečný cyklus z-v-z [22]

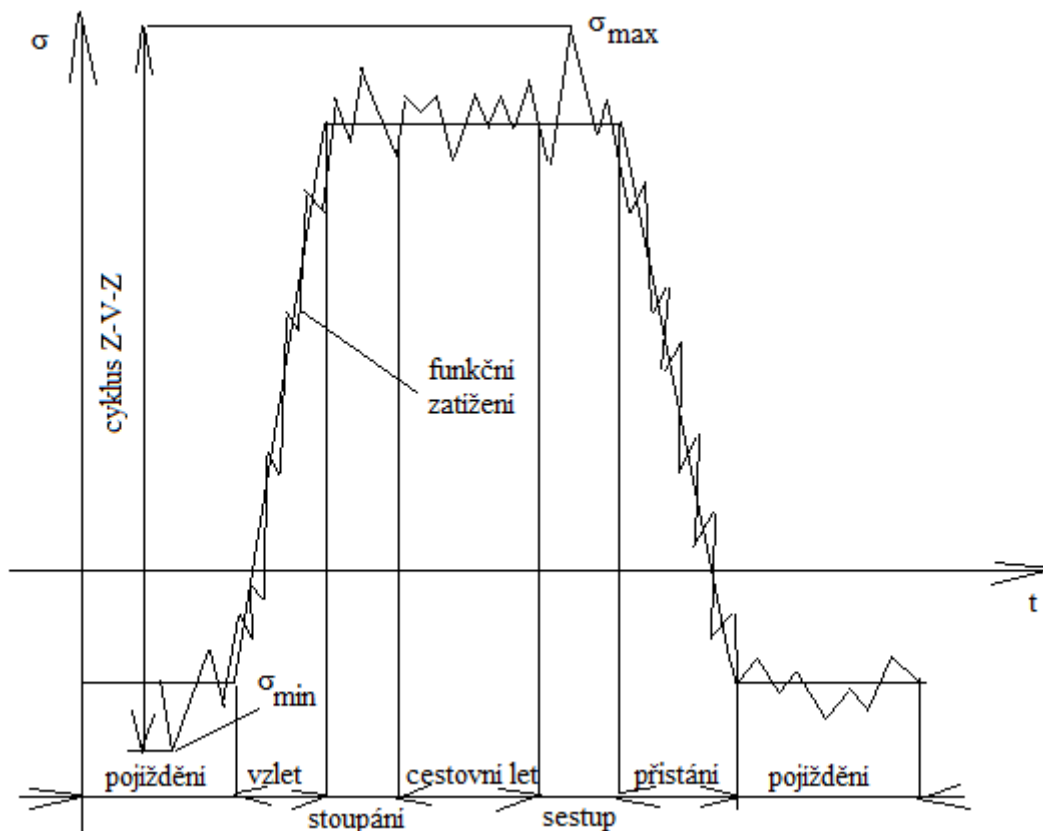
Na základě dosavadních znalostí a zkušeností je nejlepší nahradit cyklus z-v-z podle obrázku 2-19, který nejlépe odpovídá skutečnosti. Přičemž při pohybu na zemi se spektrum napětí v kritickém místě nahrazuje jedním cyklem přídavného napětí. [22]



Obrázek 2-19: Náhradní cyklus Z-V-Z [22]

Význam cyklu z-v-z závisí na koncepci letounu, průměrné době letu, řešení podvozku a poloze kritického místa vůči podvozku. Únavové poškození je závislé na napětích, která dle polohy kritického místa mohou nabývat různých hodnot (záporné i kladné). Největší vliv na cyklus z-v-z má však hornoplošné uspořádání. [22]

Při použití rozboru proměnlivého zatížení metodou plných cyklů nabývá velký význam cyklus zatížení působící jedenkrát za let a měnící se od největší po nejmenší hodnoty zatížení za let (viz obrázek 2-20). Největší zatížení představuje součet zatížení při horizontálním letu při násobku  $n=1$  a dodatečného zatížení od poryvu. Naopak nejmenší zatížení představuje součet absolutních hodnot zatížení při vzletové hmotnosti a doplňkových zatížení od pojíždění, vzletu a přistání. [22]



Obrázek 2-20: Cyklus Z-V-Z – metoda plných cyklů [22]

### 2.5.2 Poryvová spektra

Jelikož poryvová spektra způsobují největší únavová poškození především u dopravních letounů, jsou ze všech ostatních spekter zatížení nejvíce proměřena. Jak již bylo zmíněno v předešlých kapitolách, u tohoto typu letounů byla únava studována nejdříve z důvodu vysokých nároků na životnost v řádu tisíců hodin. Účinky poryvu jsou dány přírůstkem násobku. Níže uvedené vzorce byly čerpány z literatury [22].

$$\Delta n = \pm \frac{dC_a}{d\hat{\alpha}} \cdot \frac{U_e}{V_i} \cdot \eta_p \cdot \frac{S}{G \cdot g} \cdot q = \eta_p \cdot \frac{\rho_0 \cdot U_e \cdot V_i \cdot \frac{dC_a}{d\hat{\alpha}}}{2 \cdot \frac{G}{S} \cdot g} \quad (2-2)$$

Kde:

$\rho_0$	Hustota ovzduší v 0 m MSA	$kg \cdot m^{-3}$
$U_e$	Ekvivalentní rychlost poryvu	$m \cdot s^{-1}$
$V_i$	Indikovaná rychlost letu	$m \cdot s^{-1}$
$\frac{dC_a}{d\hat{\alpha}}$	Sklon vztlakové čáry křídla	$\frac{1}{rad}$
$G$	Hmotnost letounu	$kg$
$S$	Plocha křídla	$m^2$

$g$  Gravitační zrychlení  $m \cdot s^{-2}$

$\eta_p$  Zmírňující součinitel

$$\eta_p = \frac{0,88 \cdot \mu_p}{5,3 + \mu_p} \quad (2-3)$$

$\mu_p$  Hmotový parametr

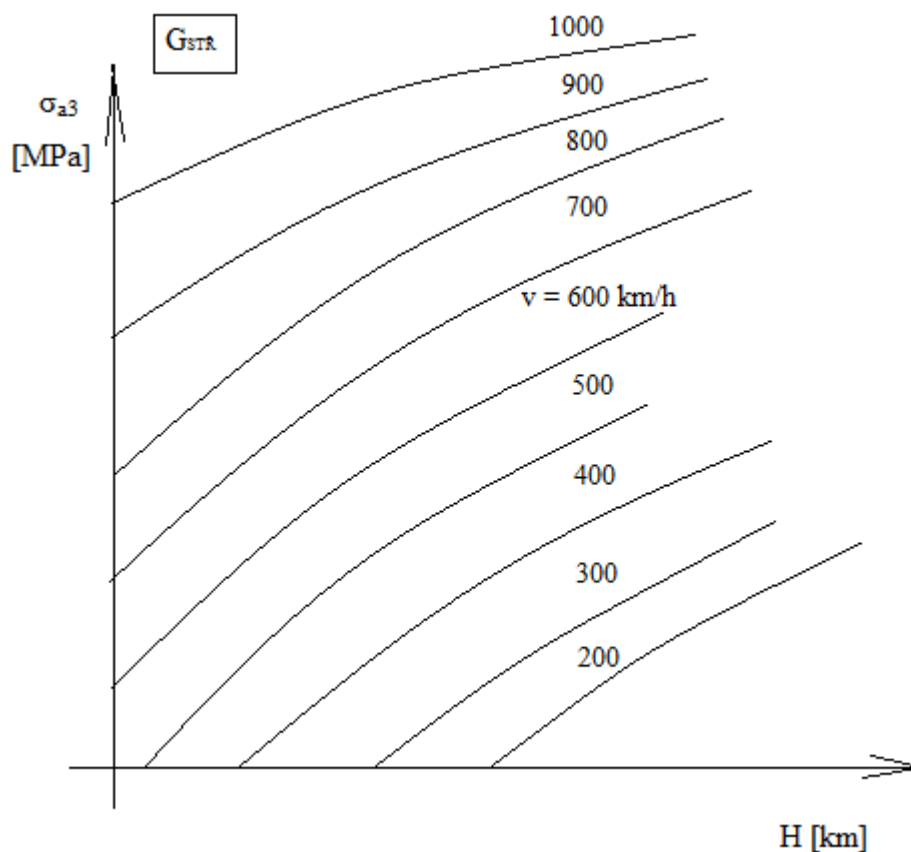
$$\mu_p = \frac{2 \cdot G}{\rho_H \cdot c \cdot S \cdot \frac{dC_a}{d\alpha}} \quad (2-4)$$

$\rho_H$  Hustota ovzduší ve výšce H  $kg \cdot m^{-3}$

$c$  Střední aerodynamická tětíva křídla  $m$

Ke střednímu zatížení  $\sigma$  při ustáleném horizontálním letu s indikovanou rychlostí letu  $V_i$  při násobku rovným 1 se přiřazuje zatížení s násobkem  $\Delta n$ , vznikajícího od poryvu s rychlostí  $U_e$ . [22]

Pro výpočet životnosti daného letounu se pro rychlý výpočet vlivu poryvů na únavové poškození, v případě počítání hodně případů zatížení od poryvů, sestruje diagram  $\sigma_{a3}$  v závislosti na výšce letu a rychlosti letu pro střední hmotnost  $G_{STR}$  dle obrázku 2-21. [22]



Obrázek 2-21: Závislost  $\sigma_{a3}$  na výšce a rychlosti letu [22]

Hodnota základního poryvu, který udává největší únavové poškození, je  $U_e = 3 m \cdot s^{-1}$  a jemu odpovídající amplituda se označuje  $\sigma_{a3}$ .

Všeobecné poznatky o poryvech lze shrnout do následujících bodů:

- a) Poryvy závisí na období (ročním a denním)
- b) Spektra v literatuře jsou znázorněna z celoročního průměru. Při určování životnosti je třeba zvážit, jestli průměrné hodnoty mohou být dostatečně věrohodné pro určení životnosti
- c) Je-li  $U [m \cdot s^{-1}]$  skutečná rychlost poryvů, pak ekvivalentní rychlost je dle vztahu z literatury [22]:

$$U_e = U \cdot \sqrt{\left(\frac{\rho}{\rho_0}\right)} \quad (2-5)$$

- d) Kladný poryv je sledován záporným o stejné velikosti
- e) Relativní četnost poryvů o různé velikosti není závislá na výšce, tudíž lze vliv výšky korigovat součinitelem
- f) H znázorňuje průměrnou výšku (při letu nad pevninou)
- g) V cestovním letu je četnost poryvů nižší z důvodu vyhýbání se bouřkám. Při stoupání a sestupu má pilot stanovený kurs, proto je četnost poryvů vyšší. Navíc let v porovnání s cestovním letem probíhá v nižší výšce nad terénem, kde je četnost poryvů vyšší
- h) Při převodu rychlosti poryvu na zatížení křídla se uvažuje o zmírňujícím součiniteli závislém na parametru hmot
- i) Předpokládá se, že napětí v kritickém místě je úměrné zrychlení (ve směru kolmém na podélnou osu)

Výpočet stoupání a klesání je komplikován závislostí zmírňujícího součinitele a četností na výšce. Aby nemusela být výška rozdělena na několik intervalů, zavádí se tzv. ekvivalentní výška pro ekvivalentní zmírňující součinitel  $\eta_p$ . S touto výškou a součinitelem se však počítá pouze při plynulém stoupání a klesání. V případě, že let není plynulý, je potřeba dané fáze letu rozdělit na více intervalů a pro jednotlivé intervaly vypočítat dané veličiny zvlášť. [22]

### 2.5.3 Obratová spektra

Obratové spektrum je souhrn změn násobků z obrátů. U cvičných letounů se podílí na více jak 90% celkového únavového poškození. Obratová spektra se dělí:

- Úplná průměrná spektra
- Spektra speciálních druhů letů

Obratová spektra lze získat měřením pomocí počítače násobků, z něhož se sestavují do závislosti kumulativní četnosti na násobcích. Předpokládá se, že násobky horní části obálky přecházejí na násobky dolní části obálky. Pro výpočet únavového poškození se obratová spektra překresluje do závislosti amplitudy na násobcích. Spektra sestavená z průměrných hodnot se užívají k určení základní průměrné životnosti letounu, zatímco spektra jednotlivých obrátů slouží k určení životnosti dle skutečného provozu letounu. [22]

Obratová spektra jsou vázána ke konkrétnímu typu letounu a k jeho provozním podmínkám. Spektra pro daný typ letounu lze velmi obtížně aplikovat na jiný typ, tudíž se spektra pro většinu případů musí znovu proměřit. [22]

Činitelé ovlivňující spektrum obrátů:

- Typ letounu
- Lidský faktor
- Prostředí nasazení letounu
- Typy plněných úkolů

#### 2.5.4 Spektra zatížení letounu typu commuter

Spektra zatížení se ve většině případů získávají na základě vyhodnocení zatížení a použití letounu, z potřebné literatury, popřípadě jsou naměřena na daném letadle, či na letadle starší verze a v souladu s předpisy AC 23-13A. Níže uvedená spektra jsou normalizována na kumulativní četnost na hodinu letu. [46]

Typický profil letu je definován za předpokladu průměrných provozních podmínek letounu. Tyto parametry jsou vypočteny pro střední bod každé fáze letu. Definováno je šest letových fází: [46]

- Vzlet
- Stoupání
- Cestovní let
- Klesání
- Přiblížení
- Přistání

Údaje o typickém profilu letu, které jsou použité pro stanovení spekter zatížení, se skládají z:

- Úhel vysunutí vztlakových klapek
- Ekvivalentní rychlosti letu  $V_{EAS}$
- Hmotnosti letounu v každé fázi letu – minimální, maximální a průměrné hodnoty
- Tlakové výšky
- Výšky nad zemí
- Vzdálenosti ulétnuté v každé fázi
- Celkové ulétnuté vzdálenosti

##### 1) Poryvová spektra letounu typu commuter

Poryvová spektra byla provedena podle následujícího postupu:

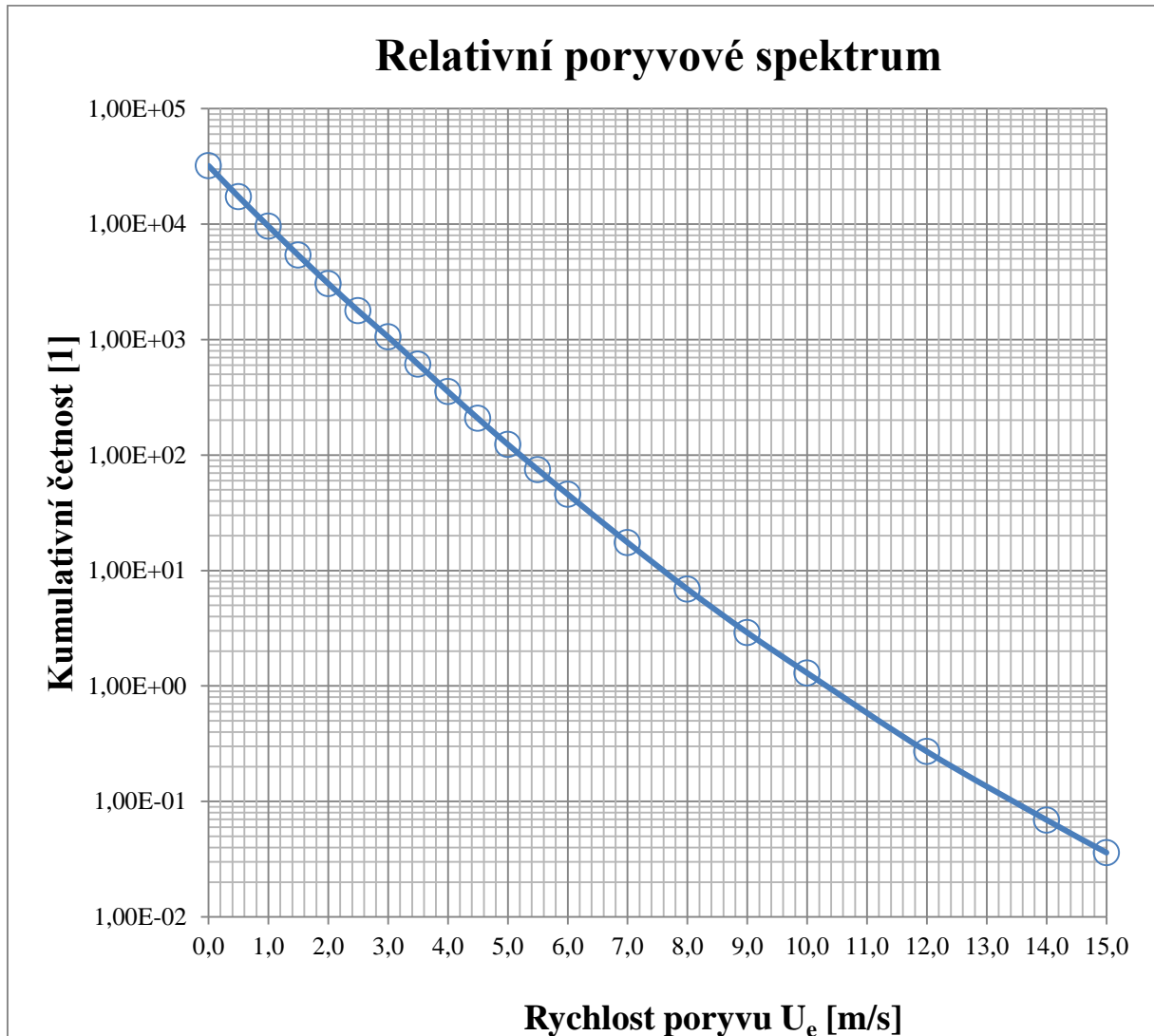
- Získání relativních poryvových spekter
- Stanovení ekvivalentní výšky ve fázích s proměnnou výškou letu
- Výpočet ulétnuté vzdálenosti na jeden poryv rovnající se, nebo větší než  $3,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ( $U_e = 3,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) v každé fázi letu
- Výpočet počtu poryvů rovnající se, nebo větší než  $3,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  ( $U_e = 3,05 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ ) v každé fázi letu
- Stanovení spektra zatížení v podobě rychlosti poryvů (v každé fázi letu)



- Výpočet případů zatížení – získání relace mezi rychlostí poryvu a násobkem (v každé fázi letu)
- Stanovení spektra zatížení v podobě násobků

Příklad výpočtu - cestovní let

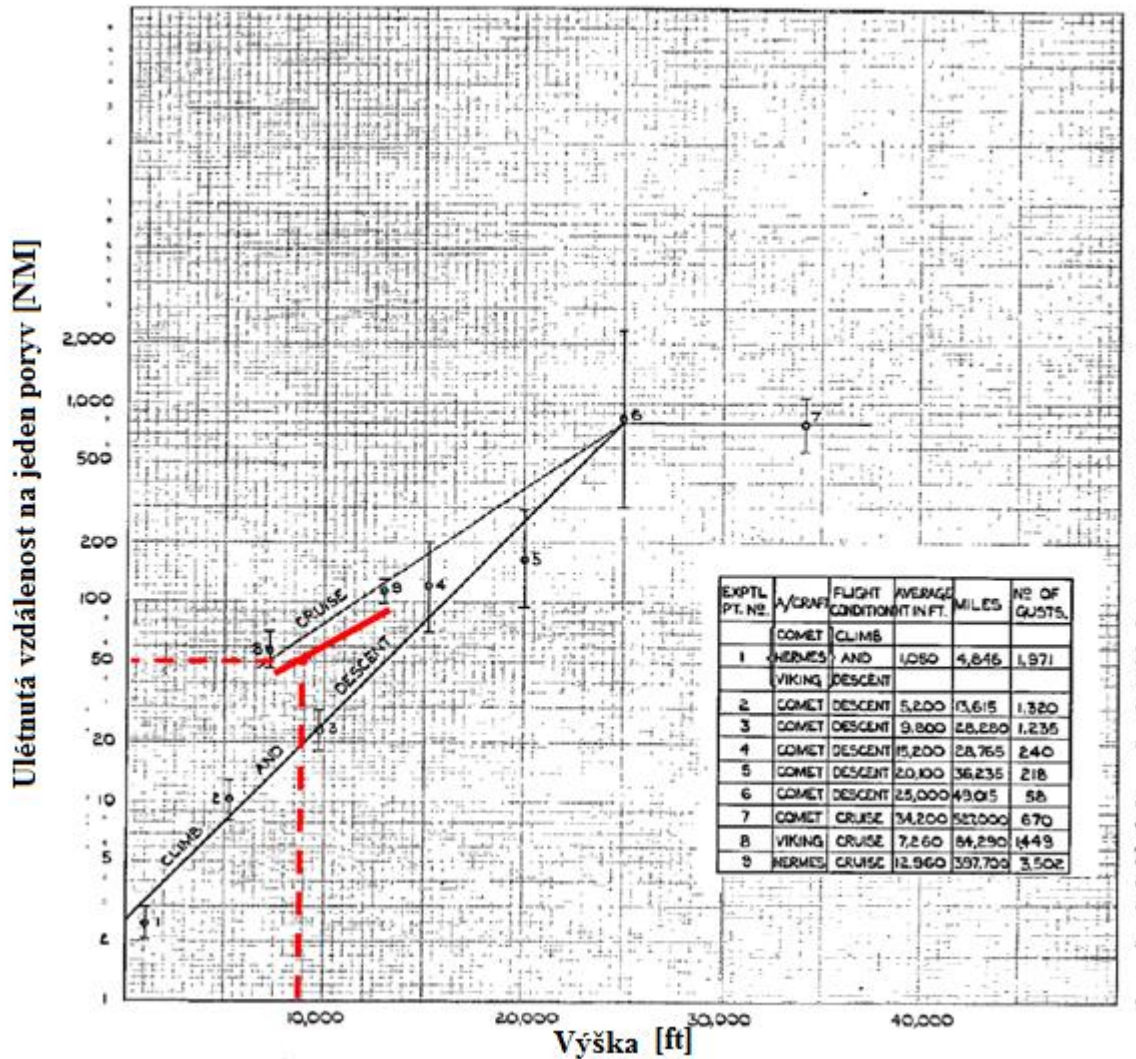
Relativní poryvové spektrum (obrázek 2-22) bylo získáno z literatury [3]. Relativní spektrum je definováno pro rychlost poryvu od  $U_e = 0 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$  do  $U_e = 15 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ .



Obrázek 2-22: Relativní poryvové spektrum [3]

Počet poryvů se určuje např. podle N.I.Bullena [3]. Poryvové spektrum se vypočte za předpokladu, že se pilot vyhýbá oblastem se zvýšeným výskytem turbulencí a snižuje rychlost letu v případě vyskytnutí se turbulentních podmínek. Tento požadavek musí být uveden v letové příručce. Ulétnutá vzdálenost je poté určena pro následující podmínky:

- Tlaková výška  $H_p = 10\,000 \text{ ft} = 3\,048 \text{ m}$
- Výška nad zemí  $H_{SOL} = 10\,000 - 1\,000$  (letištní tlaková výška)  $= 9\,000 \text{ ft} = 2\,743 \text{ m}$
- ➔ Ulétnutá vzdálenost na jeden poryv ( $U_e \geq 3,05 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ ) je rovna  $90 \text{ km} = 48,59 \text{ NM}$  (obrázek 2-23)



Obrázek 2-23: Odečet ulétnuté vzdálenosti na jeden poryv [3]

Poryvové spektrum (v závislosti na rychlosti poryvu) lze vypočítat vynásobením kumulativní četnosti (pro relativní spektrum zatížení) počtem poryvů rovnajícím se nebo větším než  $3,05 \text{ m.s}^{-1}$  ( $U_e \geq 3,05 \text{ m.s}^{-1}$ ), podělené 1000. Hodnota 1000 označuje počet poryvů rovných nebo větších než  $3,05 \text{ m.s}^{-1}$  v relativním spektru. Kromě toho, musí být relativní spektrum poloviční, aby se dosáhlo převodu z poryvu na cykly.

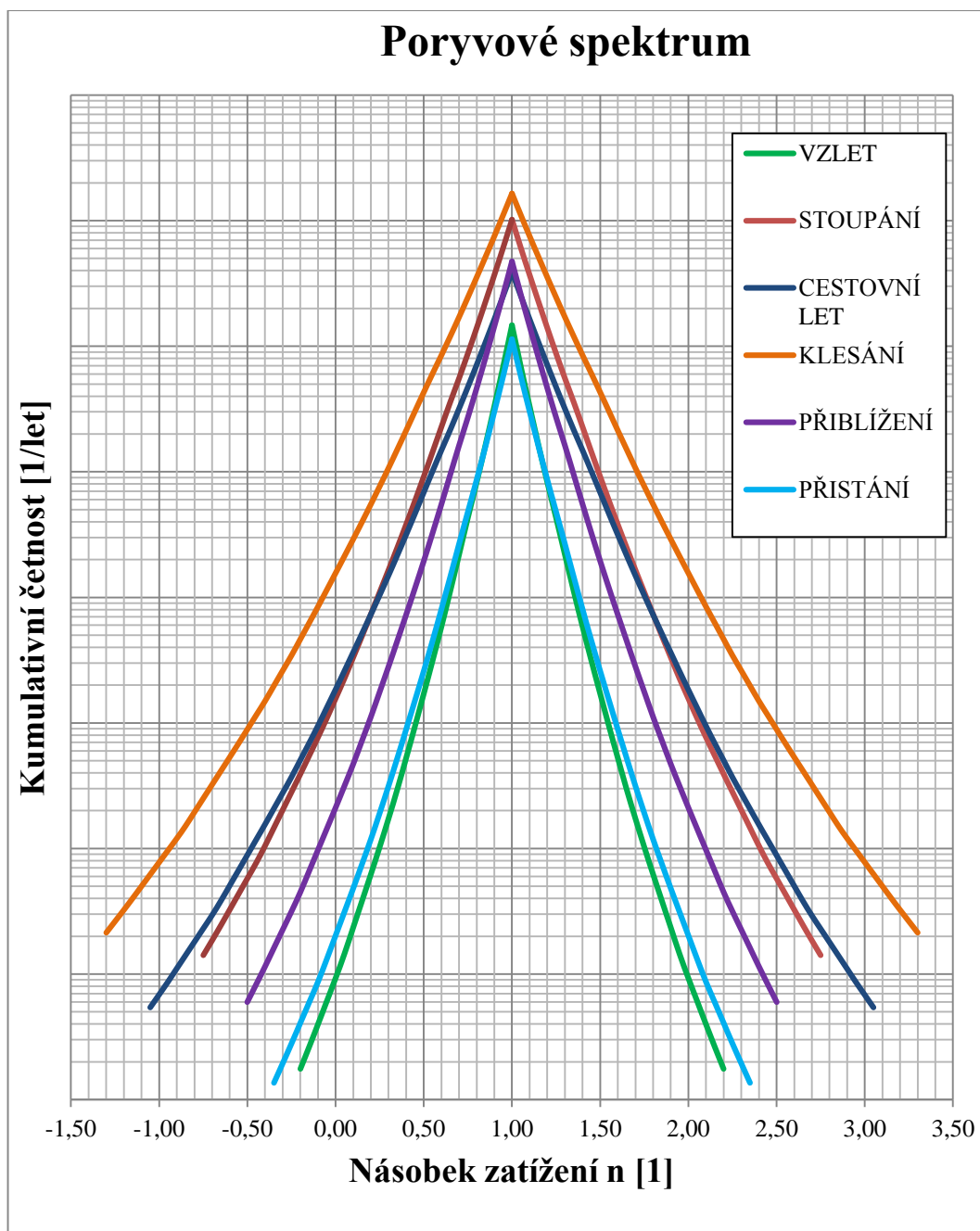
$$\left(\sum n\right)_i = \frac{m_{3i}}{2 \cdot (m_3)_{\text{relativní spektrum}}} \cdot \left(\sum n\right)_{\text{relativní spektrum}} \quad (2-6)$$

$$\left(\sum n\right)_i = \frac{m_{3i}}{2 \cdot 1000} \cdot \left(\sum n\right)_{\text{relativní spektrum}}$$

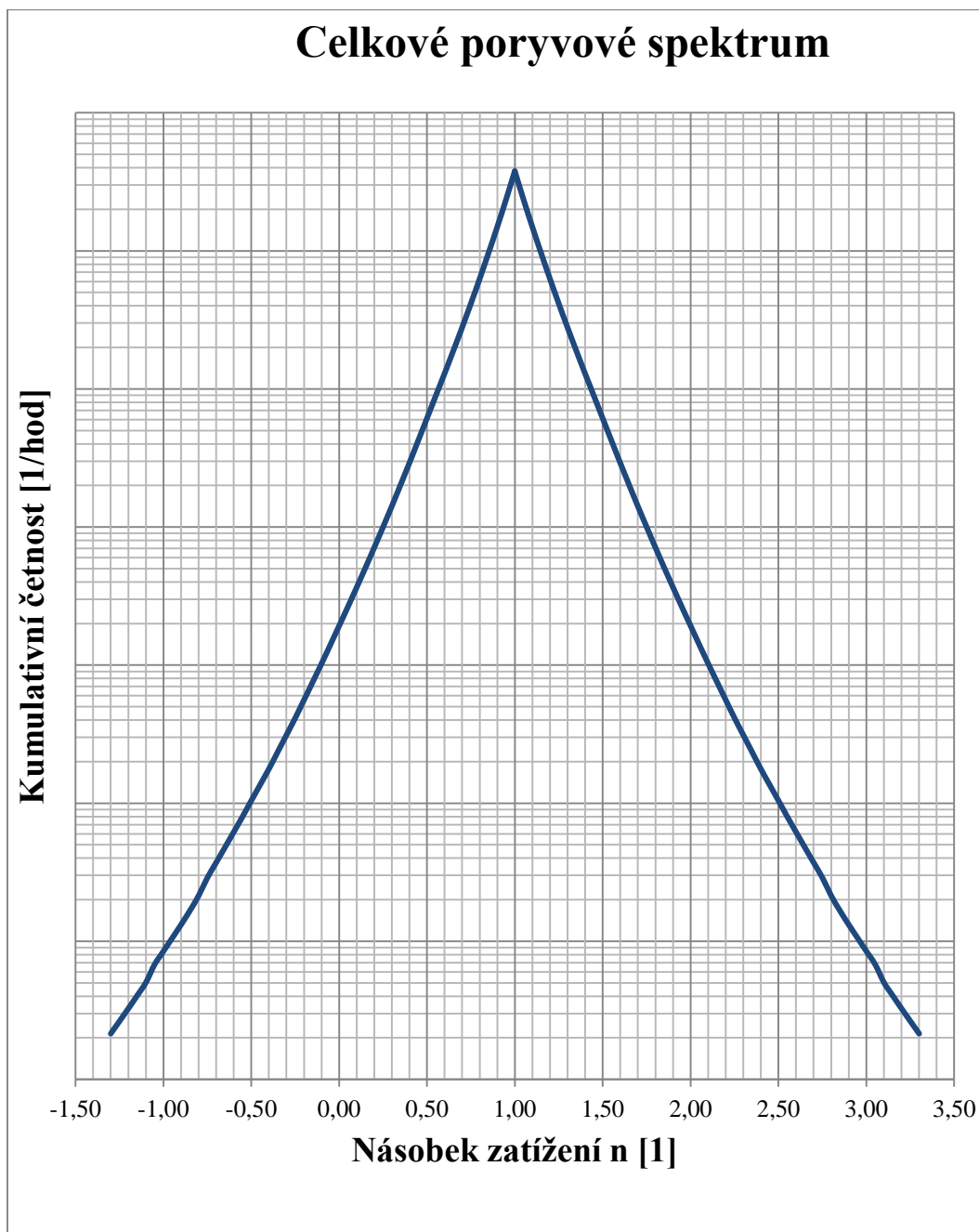
Poryvové spektrum se ve většině případů vyskytuje v závislosti na násobku zatížení. Z tohoto důvodu je potřeba vypočítat násobek zatížení převodem z rychlostí poryvu.

$$(\Delta n)_{U_e} = U_e \cdot \frac{(\Delta n)_{U_e=3,05 \text{ m.s}^{-1}}}{3,05} \quad (2-7)$$

Na obrázku 2-24, obrázku 2-25, obrázku 2-27 a na obrázku 2-28 jsou znázorněna různá spektra zatížení pro 6 letových fází. Jedná se o spektra zatížení typická pro letoun kategorie commuter. Jelikož jsou spektra zatížení na uvedených obrázcích vytvořena pro letoun L 410 NG, bylo nutné odstranit hodnoty kumulativní četnosti z důvodu soukromých informací firmy Aircraft Industries a.s. obsažených v těchto grafech. [46]



Obrázek 2-24: Poryvová spektra letounu typu commuter pro 6 fází letu [46]



Obrázek 2-25: Celkové poryvové spektrum [46]

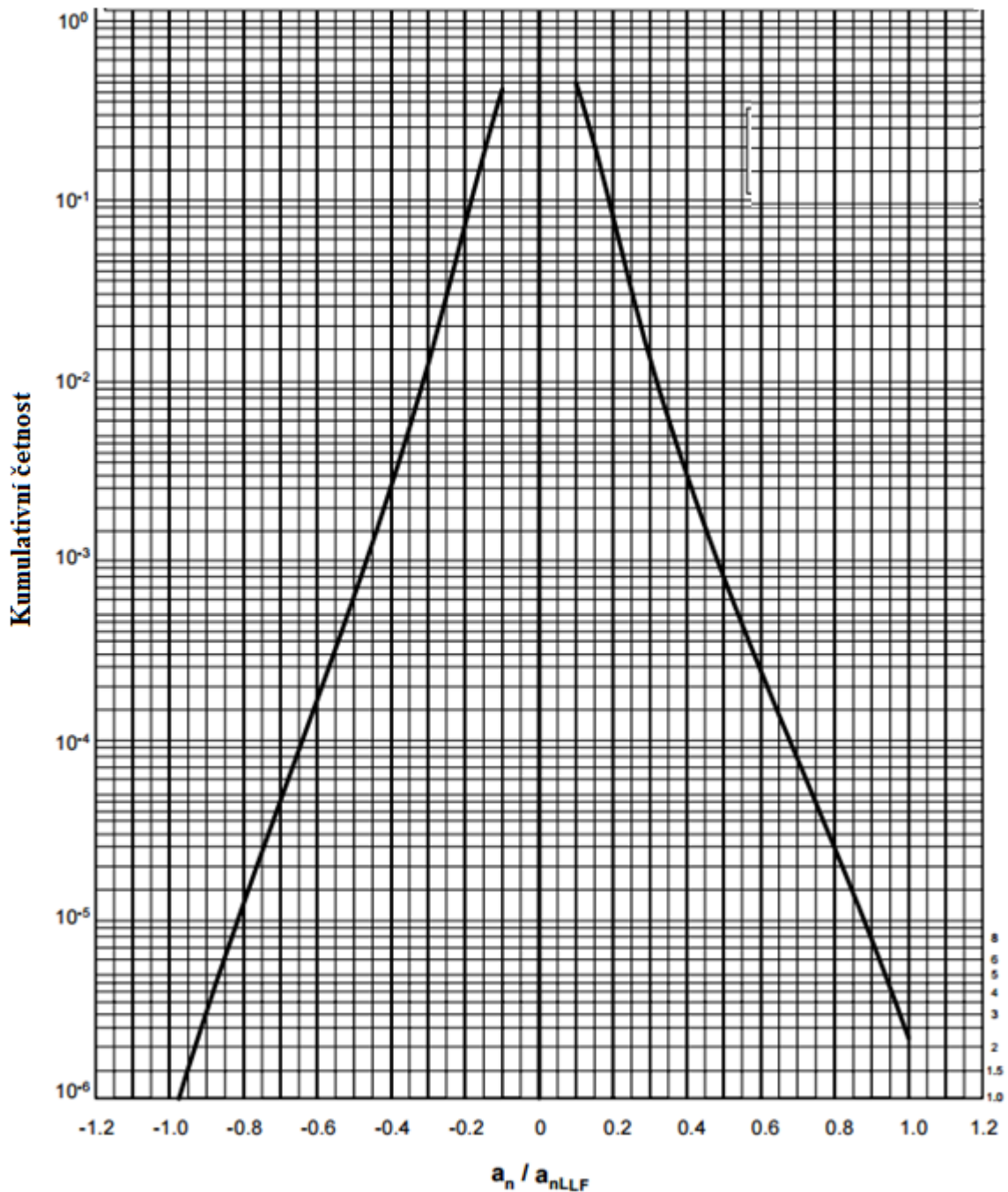
## 2) Obratová spektra letounu typu commuter

Obratové spektrum zatížení se pro letoun typu commuter zpracovává pomocí spektra zatížení v AC-23-13A. Spektra zatížení jsou normalizována dle následujícího vztahu:

$$\frac{a_n}{a_{nLLF}} = \frac{\text{amplituda násobku}}{\text{amplituda násobku při provozním zatížení (LL = Limit Load)}}$$

Vstupní parametry z manévrovací obálky jsou:

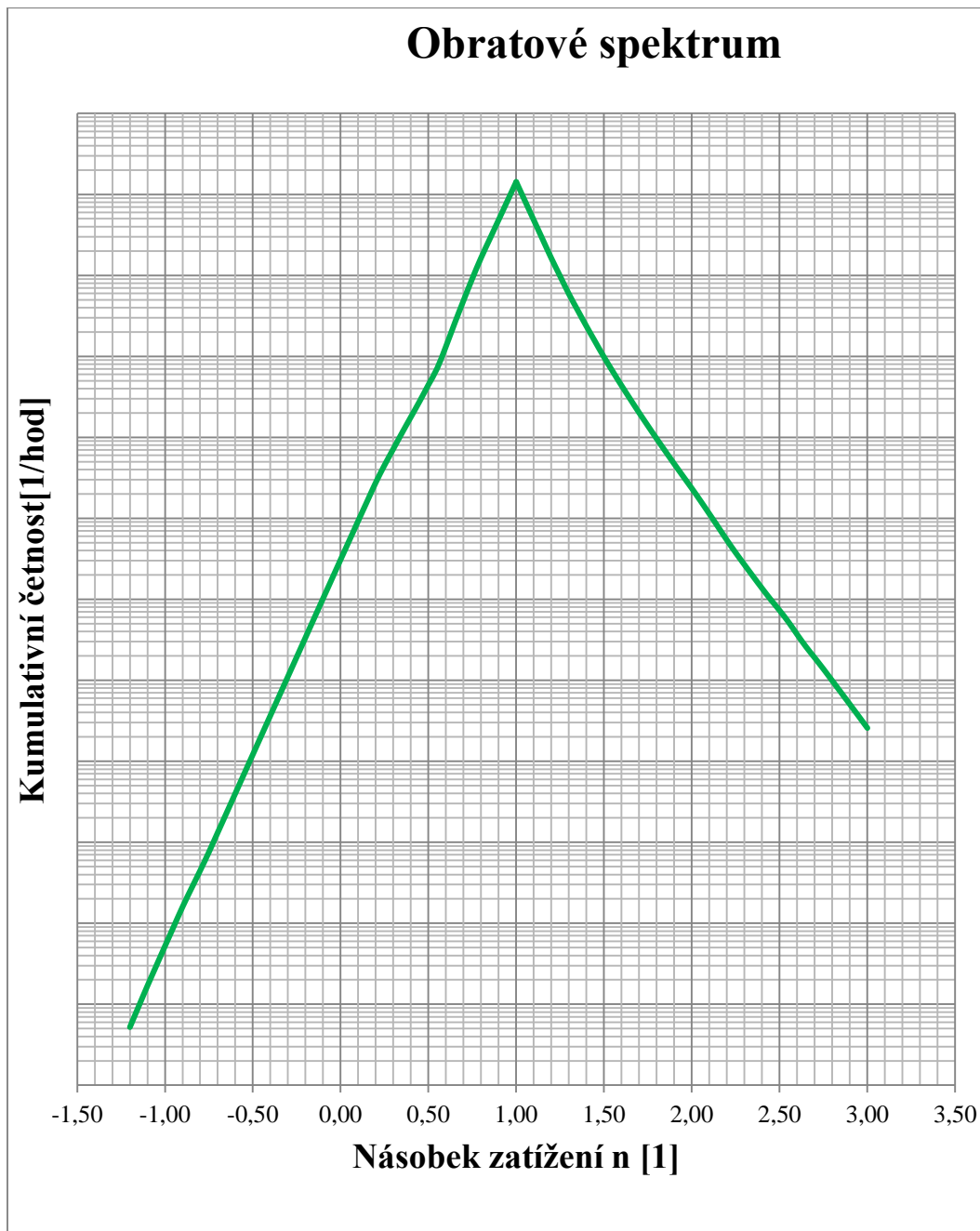
- Kladná amplituda násobku zatížení  $(a_{nLLF})^+$
- Záporná amplituda násobku zatížení  $(a_{nLLF})^-$



Obrázek 2-26: Poryvové spektrum zatížení pro dvoumotorový letoun [9]

Z obrázku 2-26 je vidět, že kumulativní četnost je vztažena na jednu námořní míli. Pro výpočet kumulativní četnosti na jednu letovou hodinu se předpokládá skutečná vzdušná rychlost 0,9  $v_{MO}$  (maximální provozní rychlost). Maximální provozní rychlost je definována jako: [46]

$$v_{MOEAS} = 390 \text{ km/h}$$

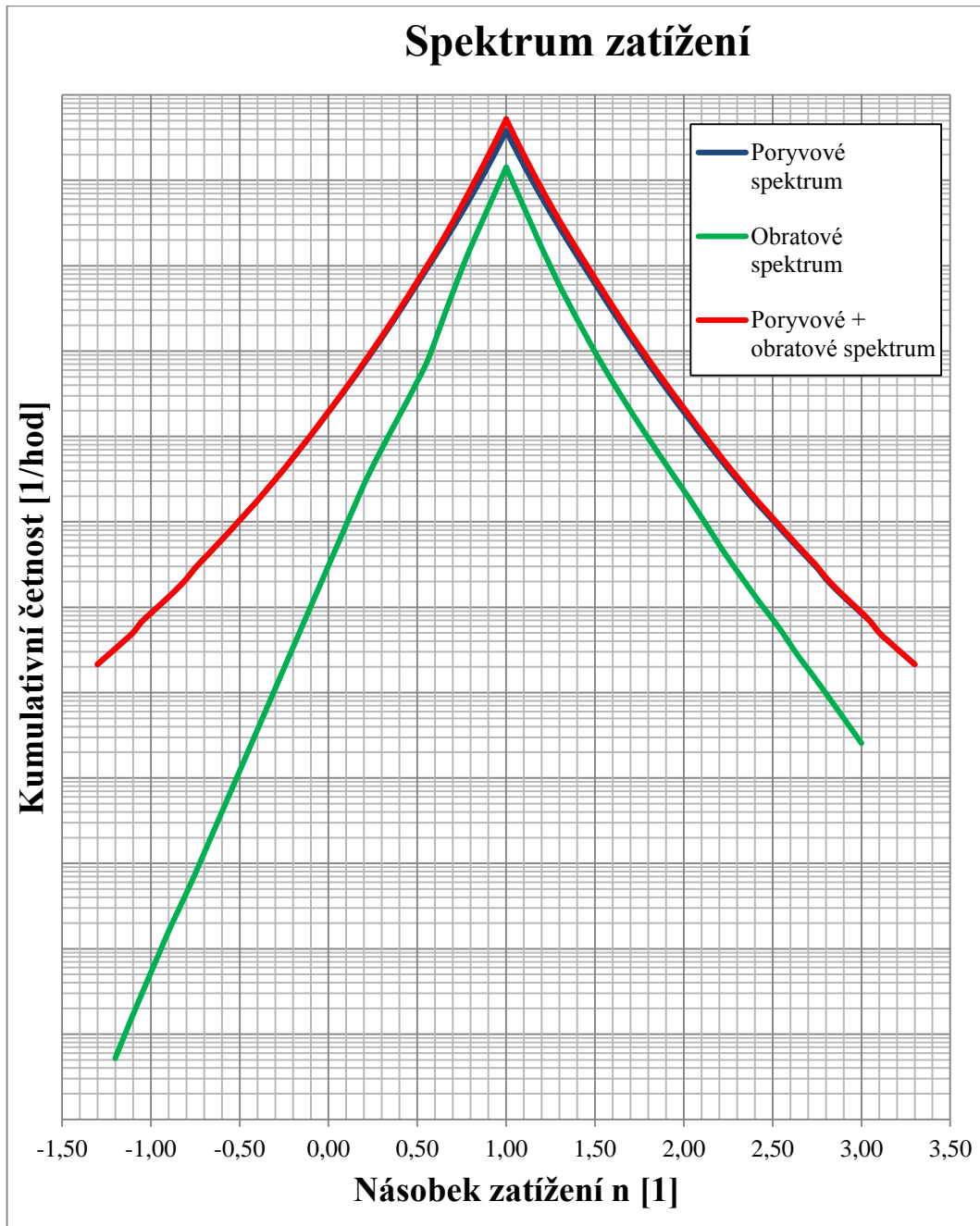


Obrázek 2-27: Obratové spektrum letounu typu commuter [46]

### 3) Celkové spektrum zatížení

Celkové spektrum zatížení (poryvové + obratové) se získá sečtením zatížení spekter od poryvů a od obrátů.





Obrázek 2-28: Celková spektra zatížení [46]

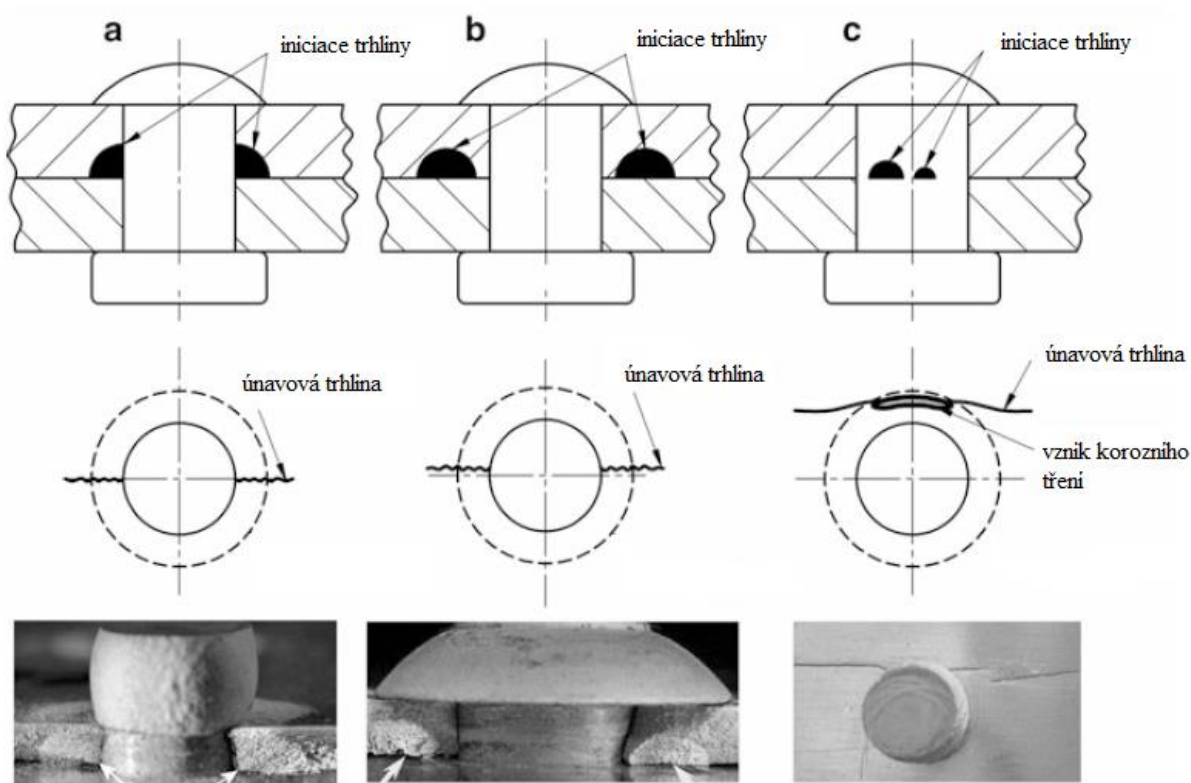
### 3 NÝTOVÝ SPOJ

Nýtování je stále nejdůležitější metoda spojování ve výrobě leteckých a jiných lehkých konstrukcí, kde se používají obtížně svařitelné slitiny. Jedná se zejména o vysokopevnostní slitiny na bázi Al-Cu-Mg, Al-Zn-Mg-Cu.

Jelikož na letadlo působí aerodynamické a setrvačné síly proměnlivého charakteru, musí být spojení částí letounu provedeno s ohledem na možný vznik únavových trhlin. Jak jsme se přesvědčili v kapitole 2.2, většina nehod vznikla v důsledku únavového poškození vzniklého v nýtovém spoji. Z tohoto důvodu je potřeba pro lepší vlastnosti nýtového spoje uvažovat o vhodném materiálu, technologii výroby samotných nýtů a nýtového spoje, a zvolit vhodnou konstrukci spoje. [43]

Únavové trhliny mohou vznikat na různých místech v závislosti na typu nýtu a na velikosti upínací síly. Nejčastější pozice iniciace únavových trhlin jsou následující:

- Iniciace a šíření únavových trhlin v čistém průřezu na okraji otvoru a na přiléhající ploše; obrázek 3-1a
- Únavové trhliny iniciované mimo otvor pro nýt, avšak šířící se otvorem; obrázek 3-1b
- Únavová trhlina iniciuje nad otvorem a šíří se vně otvoru; obrázek 3-1c



Obrázek 3-1: Nejčastější pozice iniciace únavových trhlin: a) na hraně díry; b) vně díry; c) na díře [43]

Iniciace trhliny (obrázek 3-1a) v minimální průřezové ploše na okraji otvoru, nebo na konci zahloubení nastává v případě, že je velikost síly sevření omezena a jen velmi malá část zatížení je přenášena třením mezi plechy. [43]

Nukleace trhliny je znázorněna na obrázku 3-1b. Nukleace je důsledkem modifikovaného rozložení zbytkového napětí a upnutí získaným intenzivnějším stlačením nýtu. Zbytková tahová



napětí kolem otvoru, příznivá pro dekohezi materiálu, se vzdálí od okraje otvoru. Ve stejnou chvíli hlava nýtu zvýší lokální ohybovou tuhost spoje. V důsledku toho, maximální ohybový moment nastává na vnějším okraji hlavy nýtu. V důsledku výše uvedených jevů, se místo maximálního lokálního namáhání v tahu posouvá směrem od obou okrajů otvoru. [43]

Obrázek 3-1c znázorňuje iniciaci trhlin a její šíření nad otvorem. K tomu dochází v případě, že je síla sevření velmi vysoká. Materiál kolem otvoru pro nýt spolu s nýtem působí jako jeden souvislý kus materiálu. Charakter přenosu zatížení se změnil z přenosu síly dřikem nýtu na přenos zatížení kontaktní plochou sevřených dílců. Maximální koncentrace napětí se pak objeví před dírou pro nýt, kde sekundární ohyb a korozní tření vytvářejí podmínky vhodné pro iniciaci únavových trhlin. [43]

### **3.1 Spojovaný materiál**

Na konstrukci letadel se používají především slitiny typu Al-Cu-Mg (řada 2xxx, například 2024-T3, 2124-T851) a slitiny typu Al-Zn-Mg-Cu (řada 7xxx, např. 7050-T7451, 7475-T7351). Mechanické vlastnosti těchto typů slitin jsou upraveny pomocí tepelného zpracování.

#### **3.1.1 Vliv povrchové ochrany**

Pro zlepšení korozní odolnosti se u slitin Al používá: [43]

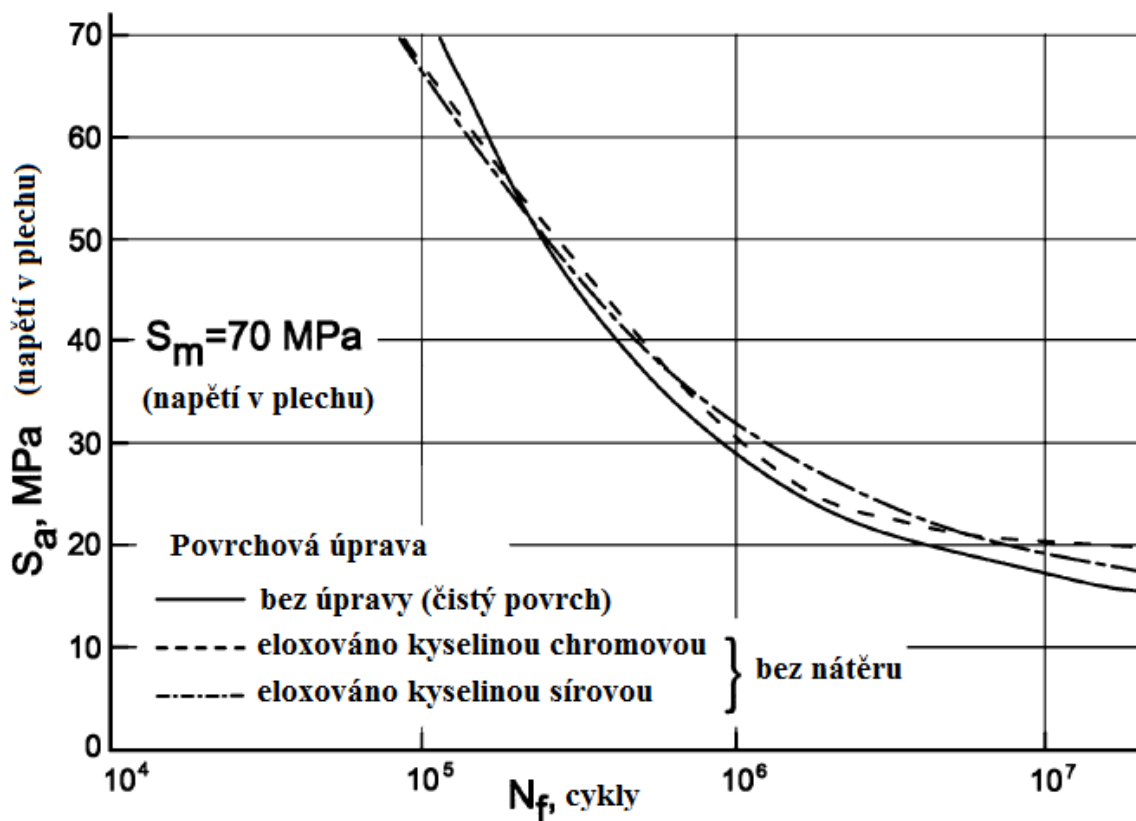
- Plátování – povrchová vrstva technicky čistého hliníku nebo korozně odolné slitiny
- Anodická oxidace (eloxování) – konverze hliníkové povrchové vrstvy na oxid hliníku v prostředí elektrolytu za určitých teplotních a proudových podmínek
- Konverzní povlakování – chemické vytváření ochranných vrstev oxidů, chromanů, fosforečnanů [23]

Nanesená tenká vrstva hliníku např. čistý Al u slitiny 2024 a Al + 1% Zn u slitiny 7075 používané na trupu letadla, se nanáší na obě strany spojovaného materiálu a její tloušťka často nepřesáhne 5% celkové tloušťky každé ze spojovaných částí. [39]

Mezi nejčastěji používanou povrchovou úpravu patří eloxování. Eloxování neboli anodická oxidace vytváří umělou vrstvu oxidu, která slouží jako předúprava povrchu ochraňující před korozí a pro možnost lepení součástí a nanášení ochranných barev. V případě otvorů, které jsou vyrobeny po eloxování, Hartman [15] provádí únavové zkoušky na třech různých vzorcích slitiny 2024-T3 se dvěma řadami nýtů. U prvního vzorku došlo k povrchové úpravě kyselinou chromovou, u druhého kyselinou sírovou a třetí vzorek zůstal bez úpravy. Výsledky zkoušek jsou znázorněny na obrázku 3-2. Vliv eloxování je méně příznivý oproti materiálu bez povrchových úprav z důvodu používání vyšších svíracích sil, používaných u eloxovaných materiálů.

Vzorky s povlakem kyseliny chromové a kyseliny sírové mají podobné chování. To ovšem platí pouze pro otvory, které jsou vyrobeny po eloxování. V případě otvorů vyrobených před eloxováním je pokles životnosti výrazný. V současné době se v letectví využívá eloxování pomocí kyseliny fosforečné. Eloxování kyselinou chromovou se kvůli škodám na životním prostředí způsobenými chromáty zcela omezilo. Podle Hartmana [10] [15] únavové vlastnosti spojů nezávisí na metodě eloxování.

Podle zkoušek provedených Wanhillem [48] byly nejlepší únavové vlastnosti dosaženy u povrchu, který byl chemicky frézován a následně eloxován. Podle Wanhilla je nejpravděpodobnější vysvětlení těchto výsledků takové, že eloxovaný povrch zabraňuje koroznímu tření. V případě potahu, začne praskat eloxovaná vrstva a trhлина se šíří do kovového jádra. Natřením eloxovaného povrchu dochází k mírnému poklesu únavové pevnosti.



Obrázek 3-2: Vliv povrchových úprav na únavovém napětí [15]

Další typ povrchové úpravy je aplikace tekutiny vytlačující vodu, což má za následek zlepšení korozních vlastností. Základní myšlenkou je zabránění proniknutí vody do štěrbin. Výsledkem je, že nemůže nastat elektrochemická koroze. Přítomnost penetrantu mezi přiléhajícími plechy má za následek snížení únavové pevnosti. Schijve [39] došel při zkouškách k závěru, že vlivem vytlačování vody dochází ke snížení statické a únavové pevnosti. Dalším závěrem zkoušek je, že únavová životnost je jen nepatrně ovlivněna typem penetrantu a časem použití (před, nebo po sestavení nýtového spoje). Obecně lze tedy říci, že antikorozi chemikálie mají nežádoucí vliv na únavovou životnost spoje. [43]

Je však třeba zmínit, že přítomnost penetrantu snižuje poškození korozním třením. Tento efekt je způsoben především mazacím účinkem penetrantu a vyloučením agresivního prostředí, jako je např. vlhký vzduch. [43]

### 3.1.2 Tepelné zpracování hliníku a jeho slitin

Tepelné zpracování (dále jen TZ) je technologický proces, při němž se pomocí uměle vyvolaných změn teplot ovlivňují mechanické, fyzikální a chemické vlastnosti materiálu a jeho struktura. Tento proces se skládá ze tří částí. Nejprve se daný materiál musí ohřát na danou

teplotu, pro každý materiál je doba ohřevu a teplota jiná. Druhou fází je výdrž na ohřivací teplotě. Při této teplotě se uskutečňují žádoucí pochody ve struktuře. Třetí fází je ochlazování. Tato fáze je odlišná pro jednotlivé typy TZ, jak z hlediska rychlosti ochlazování, tak z hlediska ochlazovacího prostředí. [23]

V případě hliníku a jeho slitin, lze TZ rozdělit na tři části, a to žihání, kalení a stárnutí.

a) Žihání

Jedná se o tepelné zpracování kovu, při kterém dochází ke změně mechanických, chemických a často i technologických vlastností. Žihání se dělí podle charakteru změn vnitřní struktury, podle teploty na níž je materiál zahříván, délky TZ apod. U hliníku a jeho slitin se nejčastěji využívá těchto typů žihání:

- Rekrystalizační žihání
- Homogenizační žihání
- Žihání na odstranění vnitřního pnutí
- Stabilizační žihání

b) Kalení

Je to způsob TZ, při kterém dojde k ohřátí na určitou teplotu a následně k ochlazování kovu. Kalení slouží primárně ke zvýšení tvrdosti kovu. Ochlazování je závislé na rychlosti ochlazování a na kalícím prostředí.

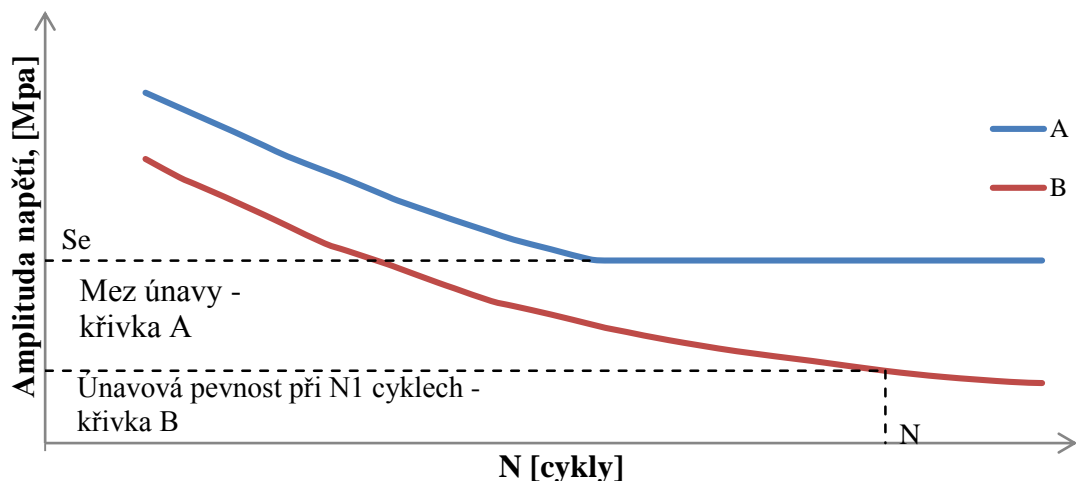
c) Stárnutí

Stárnutí je proces, při kterém dochází k rozpadu přesyceného tuhého roztoku. Stárnutí lze dělit na přirozené a umělé. Přirozené stárnutí probíhá při teplotě okolí, zatímco stárnutí umělé probíhá při zvýšené teplotě. Stárnutí slouží ke zvýšení mechanických vlastností, převážně pak ke zvýšení pevnosti při zachování co nejvyšší houževnatosti. [23]

### 3.1.3 Únavové vlastnosti hliníkových slitin

Některé kovové materiály, např. oceli, slitiny Ti, vykazují na křivce S-N mez únavy (křivka A na obrázku 3-3) – tzn., že při cyklickém namáhání s konstantní amplitudou pod touto hodnotou vykazují neomezenou životnost.

Hliníkové slitiny (podobně slitiny Mg a slitiny Cu) patří mezi kovové materiály, které se při cyklickém zatěžování s konstantní amplitudou chovají podle křivky B na obrázku 3-3. Mez únavy nelze určit – určuje se únavová pevnost při stanoveném počtu cyklů, většinou při 50 000 – 1 000 000. Pro vyšší počty cyklů je volena vhodná extrapolace. [23]

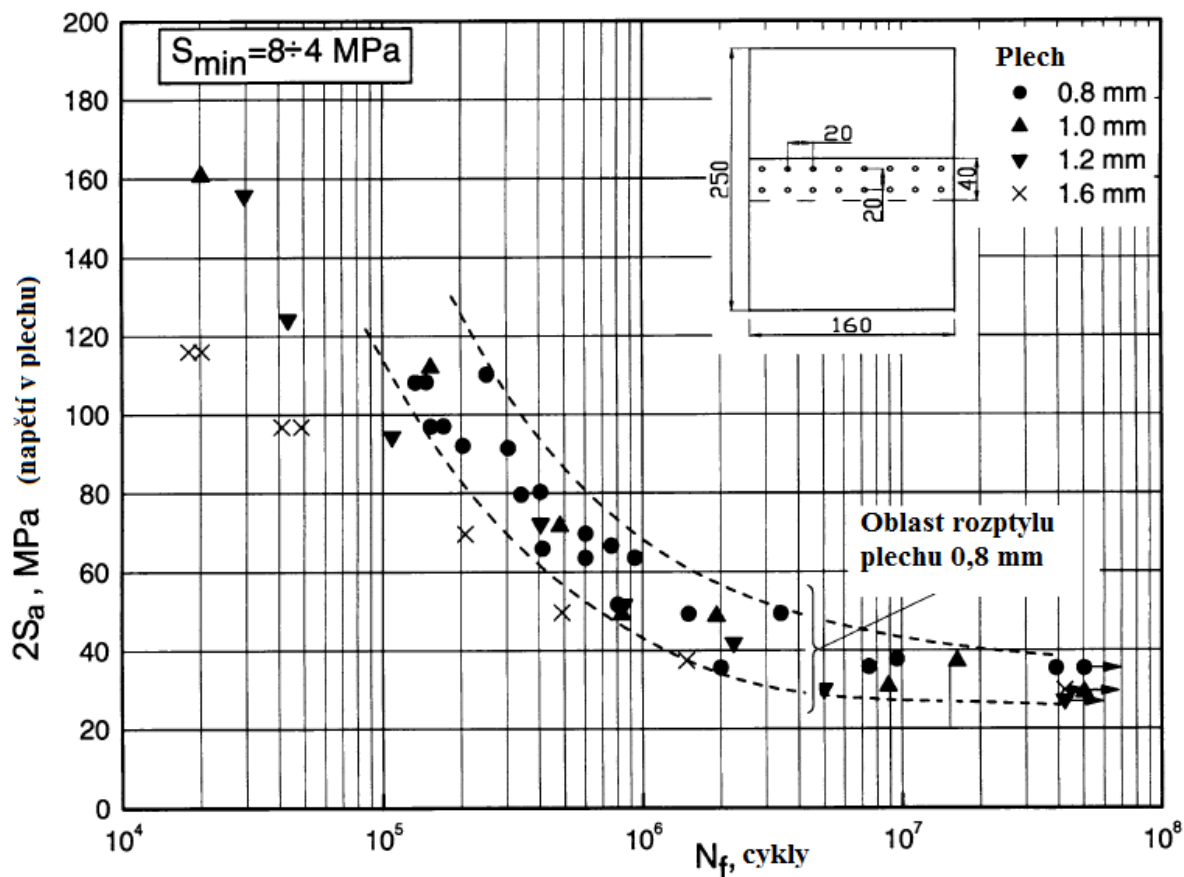


Obrázek 3-3: Porovnání únavových vlastností Al slitin a ocelí [23]

### 3.1.4 Vliv tloušťky spojovaných plechů

Ke zvětšení tloušťky plechu dochází především tehdy, kdy spoj musí přenést větší zatížení. Jak je vysvětleno níže, v určitých případech však může být vhodnější než zvýšení tloušťky zvětšení průměru spojovací součásti.

Hartman [14] prováděl únavové zkoušky na plechu (Al slitina) se dvěma řadami nýtových spojů o průměru 3,1 mm. Měl k dispozici plechy o různých tloušťkách v rozmezí od 0,8 mm do 1,6 mm. Údaje z S-N křivek odpovídající těmto pokusům (obrázek 3-4) ukazují, že malá změna tloušťky, např. z 0,8 mm na 1 mm, má jen malý vliv na únavové vlastnosti. Avšak, při srovnání tenkých plechů s plechem o tloušťce 1,6 mm lze říci, že při vyšší úrovni namáhání, plechy s menší tloušťkou vykazují delší únavovou životnost. [43]



Obrázek 3-4: Efekt tloušťky plechu na únavovou pevnost [43]

Podle Engineering Science Data Unit (ESDU) bylo zjištěno, že vzorky s větším poměrem  $D_0/t$  (kde  $D_0$  je průměr nýtu a  $t$  je tloušťka spojovaného plechu) vykazují delší únavovou životnost. Škodlivý vliv zvětšení tloušťky plechu na únavovou pevnost dokazují i výsledky, podle nichž se lokální efektivní napětí redukuje se zvyšujícím se poměrem  $D_0/t$ , který by měl únavovou životnost zvýšit. Tento účinek u nýtů s vyčnívající hlavou byl výraznější než u nýtů se zápusnou hlavou. [6] [43]

### 3.2 Typy spojení

Na vliv únavového poškození má kromě typu spojovaného materiálu vliv také typ spojení, materiál spojovací části a způsob vytvoření spojení. Toto spojení můžeme dělit podle technického a obchodního aspektu. Mezi technické aspekty řadíme mechanické vlastnosti, korozní odolnost, elektrickou vodivost, a další. Mezi obchodní aspekty lze řadit dostupnost, cena, skladování, a další. Tyto aspekty ovlivňují výběr nýtu, který by měl být optimem v kombinaci hlediska technického a obchodního.

Na výběru vhodné spojovací součásti mají vliv především tyto aspekty: [28]

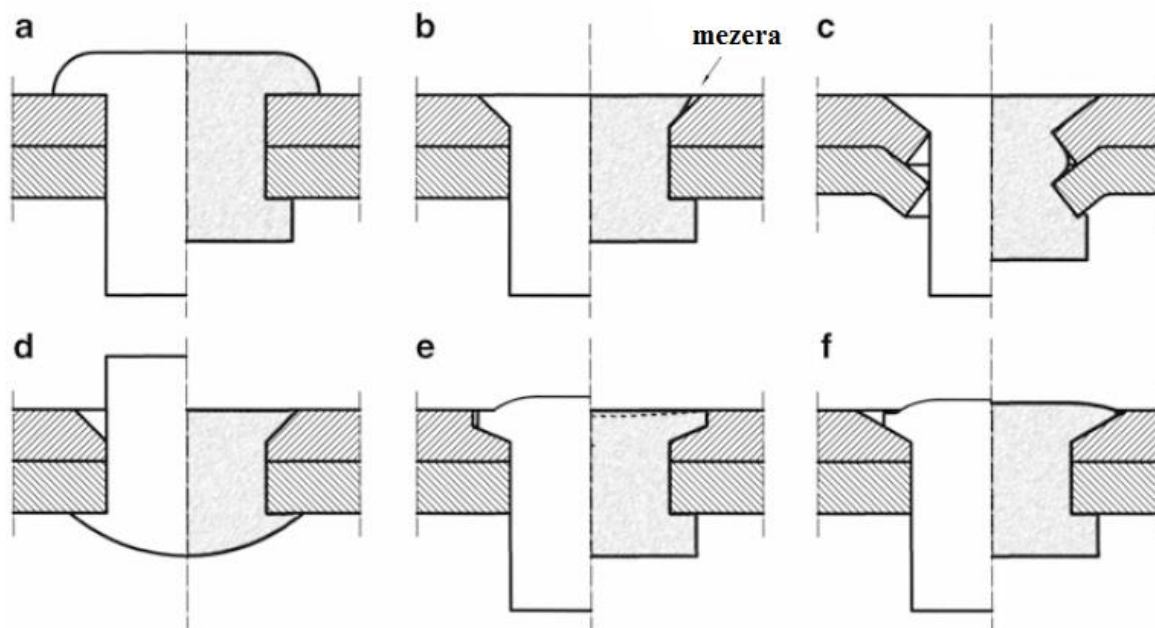
- Statická únosnost
  - je stanovena materiálem, průměrem, velikostí hlavy a velikostí a délkou závitu
- Odolnost vůči korozi

- spojovací součásti s velmi dobrou korozní odolností nejsou příliš žádané kvůli své vysoké ceně nebo galvanické korozi, která může vzniknout mezi rozdílnými typy kovů použitých na letounu
- Kompatibilita materiálu
  - materiál spojovací součásti, povrchové úpravy a mazivo musí být vybrány s ohledem na další materiál, se kterým mohou přijít do styku a s ohledem na funkci a životnost zařízení, na které jsou instalovány
- Únava
  - únavové poruchy jsou častým problémem, který lze ovlivnit správným výběrem materiálu, konfigurací, pečlivou výrobou, výběrem povrchových úprav, mazivem, spojovacími částmi a procesem instalace
  - pro zlepšení únavových vlastností šroubů se používá válcování závitu
- Zvýšená pevnost při vysokých teplotách
  - funkce materiálu dána pevností na a po vystavení teploty
- Magnetická propustnost
  - kritická charakteristika, na nebo v blízkosti vybavení (kompasy,...)
- Kompatibilita tekutin
  - povrchové úpravy nebo maziva musí být vybrány s ohledem na možnost kontaktu různých typů kapalin a maziv používaných v letectví
- Dostupnost
- Skladování
  - vliv skladovacího času – problémy s předčasným vytažením z chladičeho boxu (např. nýty typu 2024-T31)
- Instalace spojovacích součástí

### 3.2.1 Nýtové spojení

Nýty jsou levné, nerozebíratelné spojovací součásti, které jsou vhodné jak ke klasickému spojování, tak k plně automatizovanému spojování.

Klasické nýty lze použít, pokud jsou dostupné obě strany spojovaných součástí, nebo pokud to umožňuje konstrukce. Na obrázku 3-5 lze vidět nejpoužívanější typy nýtů vyrobené z hliníkových slitin. [43]

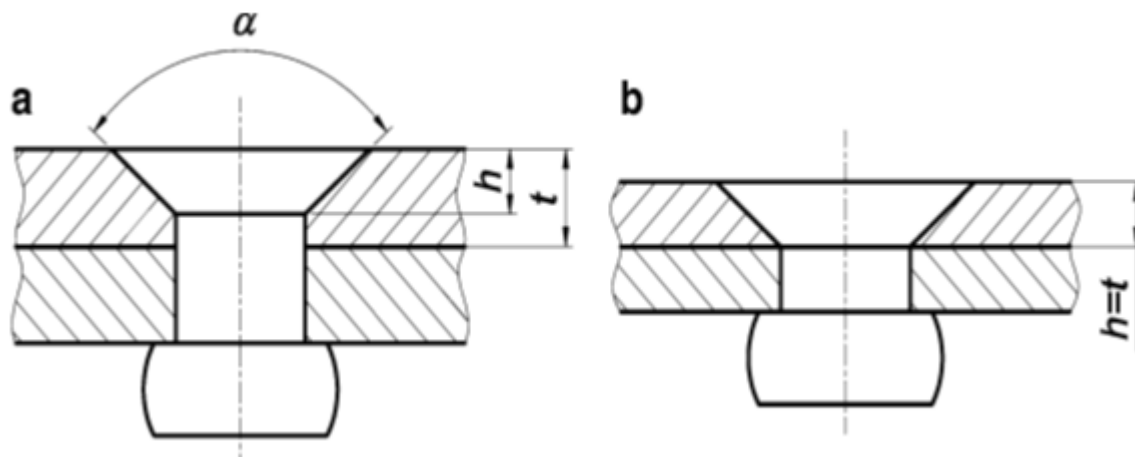


Obrázek 3-5: Typy nýtů. Levá strana - před nýtováním, pravá - po nýtování [43]

- Nýt s vyčnívající hlavou, obrázek 3-5a
- Nýt se zápuštěnou hlavou a zahloubením, obrázek 3-5b
- Nýt se zápuštěnou hlavou a prosazenými plechy, obrázek 3-5c
- NACA nýt, obrázek 3-5d
- Nýt Briles, obrázek 3-5e
- Allfast nýt, obrázek 3-5f

Nýt s vyčnívající hlavou je typickým představitelem nýtového spojení. Dříve tento typ nýtu patřil mezi nejpoužívanější. Existuje velké množství variant tohoto nýtu lišící se pouze tvarem hlavy. Příprava spojovaných částí před samotným nýtováním není téměř žádná. U tohoto typu nýtového spojení stačí pouze předvrtat díru o průměru 0,05 až 0,1 mm větším než je průměr díku nýtu. [43]

Nýt se zápuštěnou hlavou byl zaveden především kvůli dodržení aerodynamického profilu. Zapuštěná hlava nýtu umožňuje proudě vzduchu bez jakéhokoliv narušení obtékat snýtované části letounu. Příprava spojovaných částí před nýtováním již není tak snadná jako u nýtu s vyčnívající hlavou. Pokud je plech tlustší než 1 mm, zahloubení mohou být vytvořeny obráběním. Podle Niu [28], tloušťka  $t$  spojovacího materiálu by měla být alespoň 1,5x výška zápuštěné hlavy  $h$ . Na druhé straně, Fokker vyžaduje  $(t - h) \geq 0,2$  mm. Pokud je  $t = h$ , pak vzniká břit a nastává tzv. knife edge effect (příliš velké zahloubení pro zápuštěnou hlavu nýtu), viz obrázek 3-6. Tento efekt je nežádoucí, neboť přispívá k tvorbě trhlin na místě otvorů pro nýty. Podle Bürnheima [16] je výhodný úhel hlavy  $\alpha = 120^\circ$ . Dnes je však častěji používán úhel  $\alpha = 100^\circ$  [27]. Nýt se zapuštěnou hlavou je dražší než nýt s vyčnívající hlavou, a to především kvůli požadavku instalace na stroji a kvůli nutnosti vytvoření zahloubení pro hlavu nýtu. [43]



Obrázek 3-6: Případy zahloubení pro zápusťnou hlavu [43]

Po nýtování může vzniknout mezi hlavou nýtu a otvorem pro zápusťnou hlavu mezera. Pokud tato mezera není uzavřená, může zde vznikat koroze a nedochází k podpoře zápusťné hlavy. Pokud nastane tento jev, zatížení je přenášeno pouze válcovou částí nýtu, a to může snižovat odolnost spoje proti únavě. [43]

Abychom zamezili vzniku této mezery, použijeme NACA nýt. Dřík nýtu je pěchován do otvoru pro zápusťnou hlavu, tudíž dojde k naplnění otvoru a zamezení tvorby mezery. Úhel sklonu zápusťné díry je  $88^\circ$ . Při tomto způsobu nýtování nemusí vždy dojít k vytvoření dostatečně rovne vnější plochy a může být požadována další operace na zarovnání povrchu.

Dalším způsobem jak zamezit vzniku mezery je použití nýtu Briles nebo nýtu Allfast. [43]

### 3.2.2 Další typy spojení<sup>4</sup>

V dnešní době, z hlediska únavy, nemusí být klasické nýty nejvhodnější variantou spojovacích součástí. Z tohoto důvodu se na místech, kde se vyskytují velká zatížení a mohou zde vznikat trhliny, používají spojovací součásti převážně na bázi titanu nebo oceli. Všechny tyto typy spojovacích součástí jsou konstruovány jako šroubové spoje.

Následující typy spojení se používají nejčastěji.

#### a) Hi-Lok, Hi-Lite

Vysoko-pevnostní spojovací součást, která je kombinací nejlepších vlastností nýtu, šroubu a matice. Skládá se ze dvou částí, z tzv. závitového svorníku a nákrůžku.

Tento typ spojovací součásti se především používá jako náhrada za nýt, např. pokud je potřeba velký průměr spojovací součásti nebo velká svěrná délka. Dále se používá na místech s obtížným přístupem a na místech, která jsou zatížená smykem. Pro smykové aplikace se svorníky vyrábí s poměrně malou zapuštěnou nebo vyčnívající hlavou. Pro tahové aplikace jsou tyto hlavy větší. Svorníky Hi-Lok a Hi-Lite jsou vyráběny především z titanových slitin, hliníku a oceli.

<sup>4</sup> Text i obrázky v kapitole 3.2.2 jsou čerpány z dokumentu [42] není-li dáno jinak.

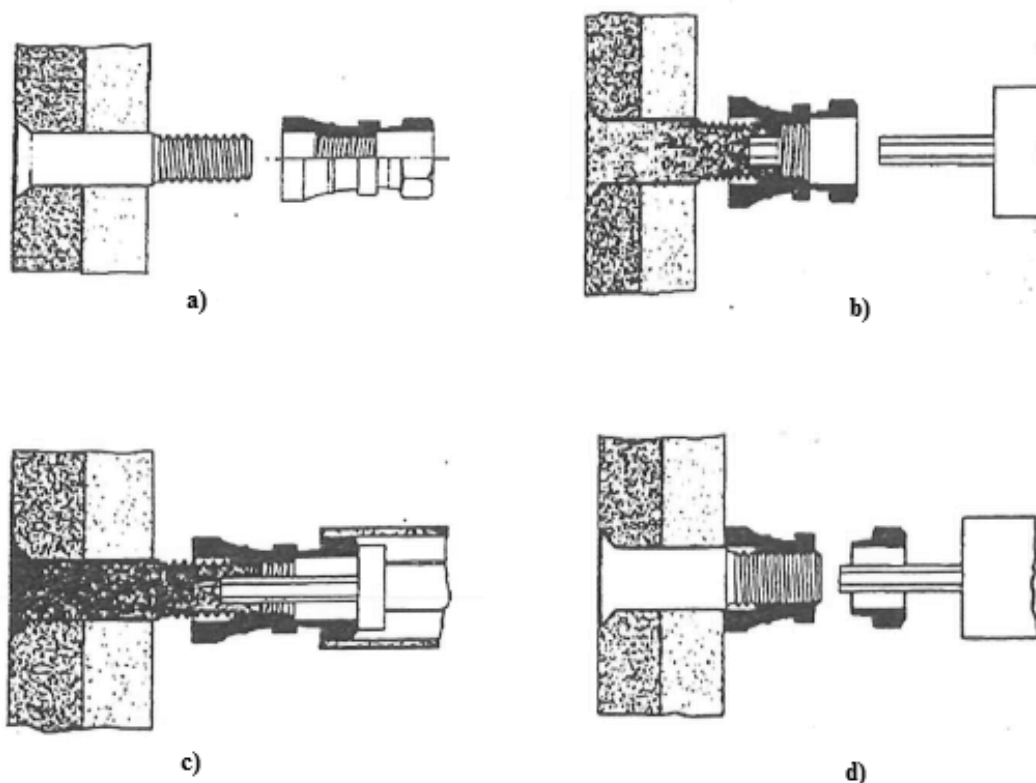




Obrázek 3-7: Hi-Lite

Samosvorné závitové nákrůžky mají vnitřní válcové zahloubení u základny pro přizpůsobení různým tloušťkám materiálu. Na opačném konci nákrůžky je nástavec na klíč, který se v průběhu instalace ustříhne vlivem krouticího momentu od klíče. Klíč má zároveň za úkol pevně držet svorník, aby nedocházelo k jeho rotaci a posuvu, dokud na něj není našroubován nákrůžek. Okamžik ustřížení nástavce odpovídá stanovenému předpětí svorníku. Volbou různých nákrůžek se může dosáhnout různého předpětí svorníku pro tlakové, smykové, nebo jiné aplikace. Krouticí momenty nákrůžek jsou uvedeny v jejich specifikaci. Ustřížený nástavec se po instalaci vyhodí, čímž dojde ke snížení hmotnosti. Instalace tohoto typu spojení je znázorněna na obrázku 3-8.

Svorníky Hi-Lok, Hi-Lite mají pod hlavou malý rádius. Po vrtání otvoru je třeba hranu odjehlit. Tím se dosáhne plného dosednutí hlavy do otvoru.



Obrázek 3-8: Postup montáže svorníků Hi-Lite (a-vložení svorníku do otvoru, b-nasazení nákrůžky na svorník, c-utažení nákrůžky, d- vytažení imbusového klíče) [11]

b) Lockbolt

Tento typ spojovací součásti má stejné použití jako Hi-Lite, avšak pouze pro malé průměry otvoru. Používá se na místech, kde je spoj namáhán kombinací smyku a tahu. Je vyráběn z titanových a hliníkových slitin a korozi vzdorných ocelí.



Obrázek 3-9: Lockbolt

c) Taper-lok

Tento typ spojovací součásti je lehký, s přesahem a je samosvorný. Celý systém spojovací součásti se skládá z kuželovité stopky, podložky a matice.

Speciální vrták vyvrtá, vystruží a vyhloubí kuželovou díru v jedné operaci. Poté je Taper-Lok vložen do díry, avšak kvůli kuželovitému tvaru neprojde součást dírou celá. V případě potřeby je na hlavu součásti vyvíjen takový tlak, aby na část stopky se závitem mohla být připevněna matice, která je následně dotažena. Díky způsobu instalace je docíleno, že hlava nýtu dosedne do díry a vytváří tak rovnoměrně vyvážený napěťový stav.

Výhodou jsou vynikající únavové vlastnosti, nevýhodou je velká technologická náročnost a cena.

d) Trnový šroub

Pokud není dobrý, nebo žádný přístup k oběma stranám spojovaných částí zároveň, používají se trnové šrouby/nýty. Jejich mechanické vlastnosti nedosahují vlastností jako ostatní typy spojení. Vyrábí se z korozi vzdorné oceli, oceli a titanových slitin.



Obrázek 3-10: Trnový šroub

Tabulka 3-1: Přehled typů spojovacích součástí, jejich výhod a limitací [28] [42]

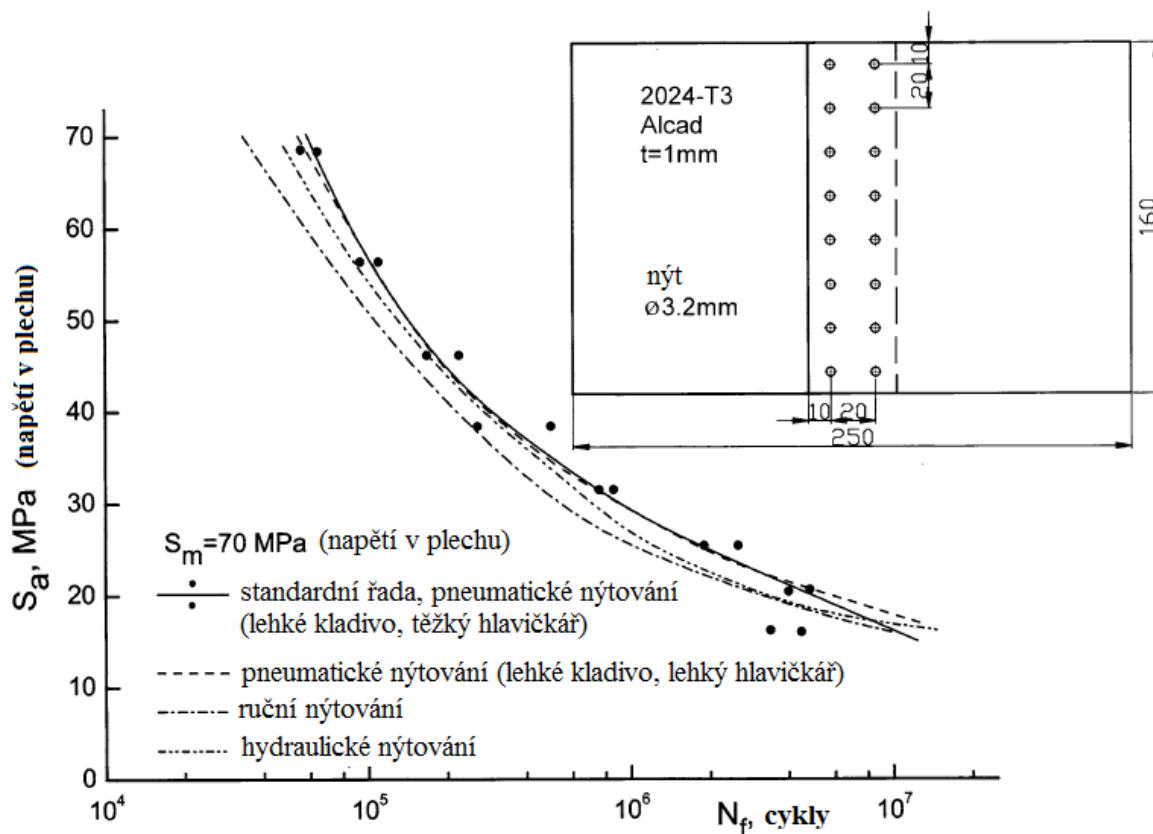
Spojovací součást	Výhody	Nevýhody
Nýt	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Vysoká tuhost</li> <li>- Nízká cena</li> <li>- Nízká hmotnost</li> <li>- Dobré statické a únavové vlastnosti</li> <li>- Dlouhodobé zkušenosti</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Obtížná výměna</li> <li>- Vysoká hlučnost při instalaci</li> <li>- Nevhodné pro tahové aplikace</li> </ul>
Trmový nýt	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Středně tuhé spojení</li> <li>- Nízká cena</li> <li>- Nízká hmotnost</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Nízká únosnost v tahu i ve smyku</li> <li>- Špatné ún. vlastnosti</li> <li>- Obtížná výměna</li> </ul>
Lockbolt	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Velmi tuhé spojení</li> <li>- Vysoká pevnost ve smyku</li> <li>- Vysoká spolehlivost</li> <li>- Nízká hlučnost při instalaci</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Středně drahý</li> <li>- Středně těžký</li> </ul>
Hi-Lok, Hi-Lite	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Velmi tuhé spojení</li> <li>- Vysoká pevnost ve smyku</li> <li>- Vysoká spolehlivost</li> <li>- Nízká hlučnost při instalaci</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Středně drahý</li> <li>- Omezené napětí</li> <li>- Středně těžký</li> </ul>
Taper-Lok	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Velmi tuhé spojení</li> <li>- Vysoká pevnost ve smyku</li> <li>- Vysoká spolehlivost</li> <li>- Nízká hlučnost při instalaci</li> <li>- Vysoká ún. pevnost</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Vysoká cena</li> <li>- Omezené napětí</li> <li>- Technologická náročnost</li> <li>- Středně těžký</li> </ul>
Trmové šrouby	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Vysoká pevnost ve smyku</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Nízké napětí</li> <li>- Velmi špatné únavové vlastnosti</li> <li>- Vysoká cena</li> <li>- Vysoká hmotnost</li> </ul>

### 3.3 Proces výroby

Je dobře známo, že těsné spojení mezi dříkem nýtu a otvorem pro nýt, upínací síly na nýt a tření mezi stykovými plochami plechů mají vliv na únavové chování spoje. Všechny tyto aspekty jsou závislé na způsobu výroby.

#### 3.3.1 Nýtování

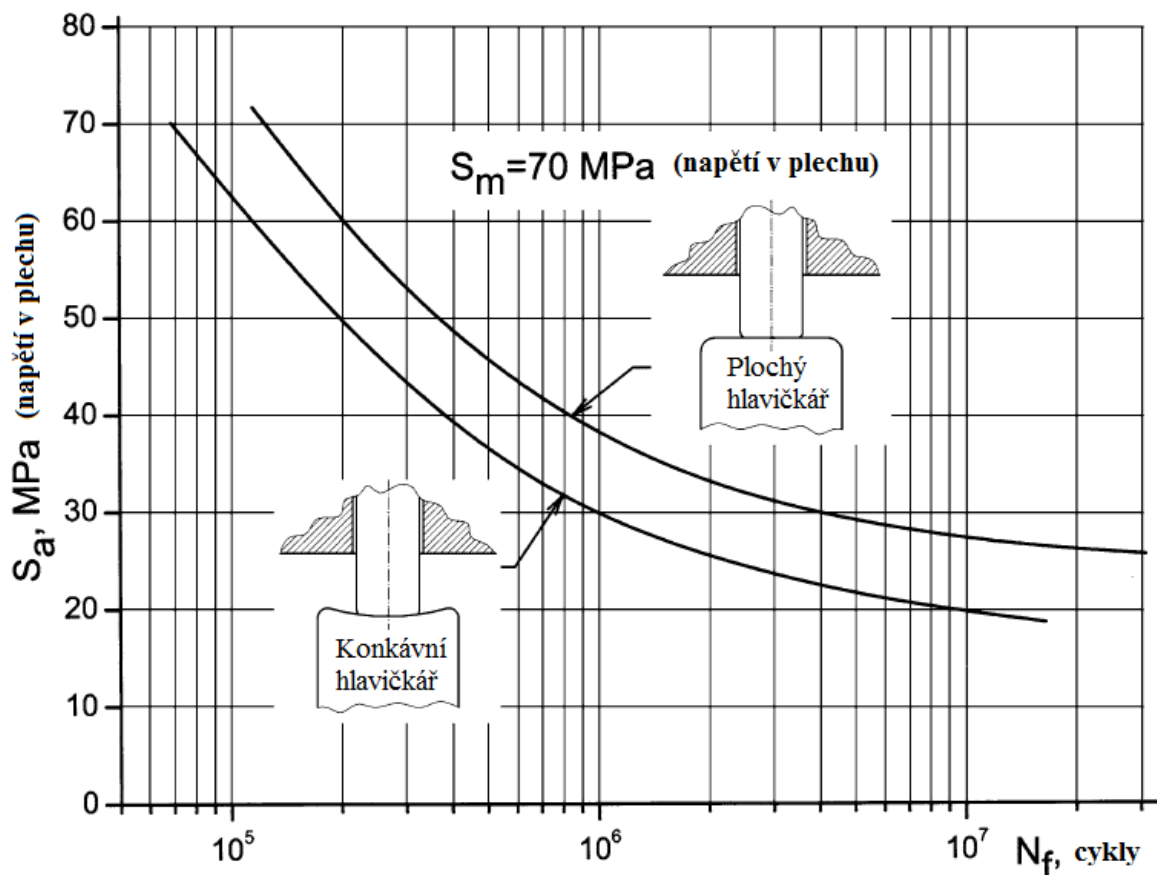
Hartman [15] zkoumal vliv nýtovací metody na únavové vlastnosti spojů. Jednalo se o ruční, pneumatické a hydraulické nýtování. Odpovídající výsledky únavové zkoušky jsou uvedeny na obrázku 3-11. Nýtování za použití pneumatické nýtovací pistole v kombinaci s nýty se zápustnou hlavou je považováno za standardní nýtovací postup v leteckém průmyslu. Z tohoto důvodu je tento způsob brán jako referenční pro porovnání s ostatními nýtovacími technikami. Všechny způsoby nýtování se prováděly na nýtech o průměru 5 mm. Také napětí při statické poruše bylo pro všechny vzorky téměř stejné a činilo 250 MPa. Jak je vidět na obrázku 3-11, rozdíl mezi jednotlivými S-N křivkami je minimální a rozptýl od referenční metody lze považovat za zanedbatelný. [43]



Obrázek 3-11: Vliv způsobu nýtování na únavové pevnosti [15]

Podle Oldersma [29] má volba nýtovací metody vliv na únavové vlastnosti spojů. Srovnal S-N křivky pro více než 200 vzorků, které měly podobné rozměry a byly vyrobeny ze stejného materiálu. Výroba vzorků se lišila pouze jiným tvarem hlavičkáře, přičemž jeden byl rovný a druhý měl konkávní tvar. Jak lze vidět na obrázku 3-12, rozdíl mezi jednotlivými S-N křivkami je významný, přičemž vzniklé nýtové spojení pomocí konkávního hlavičkáře dosahuje lepších vlastností. U nepřímého nýtování je trend opačný. Podle Ottense a Wanhilla [30] je pozorován

výrazný rozdíl mezi přímým a nepřímým nýtováním, kdežto mezi automatickým a ručním nýtováním není rozdíl téměř žádný.



Obrázek 3-12: Vliv typu hlavičkáře na únavové vlastnosti [29]

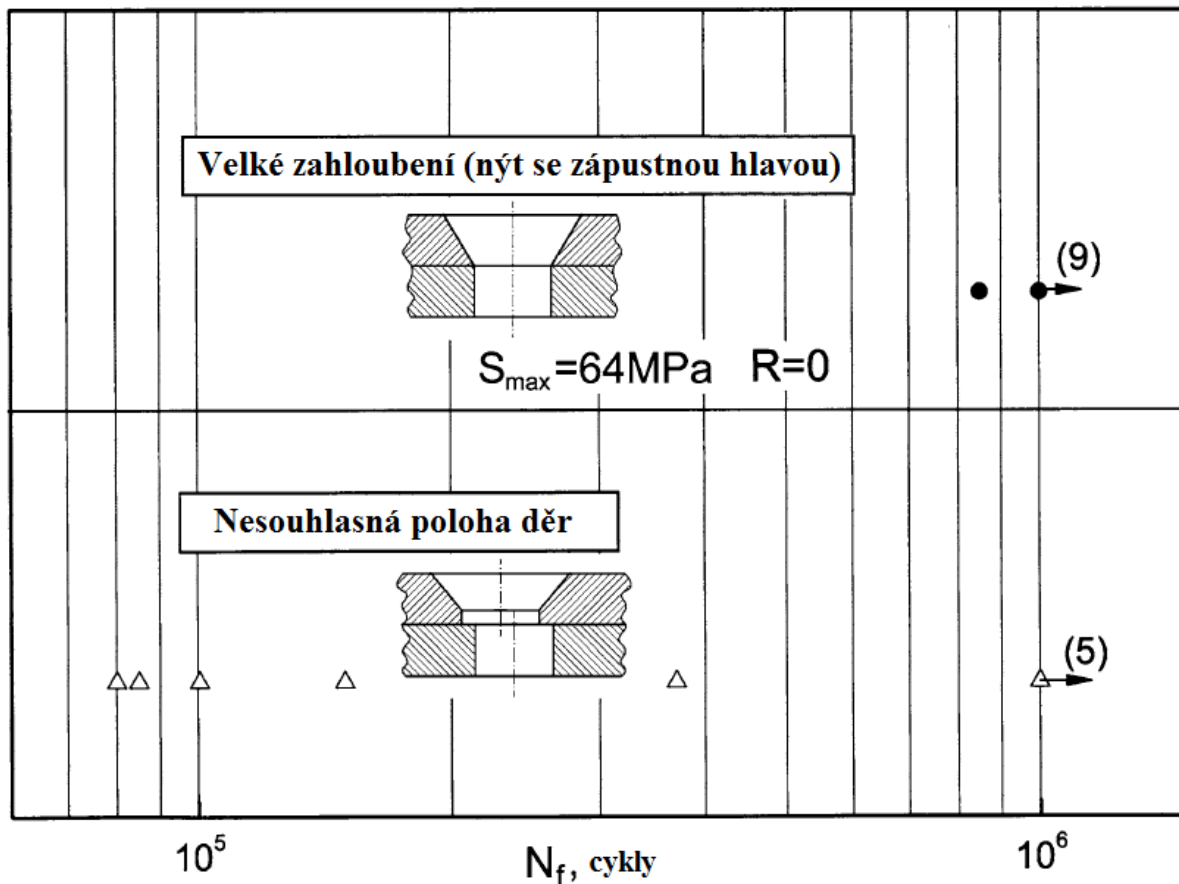
### 3.3.2 Nedokonalosti nýtových děr

Vzorky pro laboratorní zkoušky jsou obvykle vyráběny v relativně ideálních podmínkách, a tudíž nedochází k ovlivňování výsledků vlivem nepřesností při výrobě. V praxi tyto podmínky již nejsou zcela ideální a upevňovací prvky mohou být instalovány v otvorech, které jsou svým způsobem závadné. Mezi nejvíce pravděpodobné poruchy řadíme ořepy, příliš hluboké zahloubení a vzájemně si neodpovídající díry. [43]

Hartman [15] provedl únavové zkoušky na vzorcích s vyvrtanými dírami pro nýty, přičemž spojované plechy byly upnuty. Aby se napodobily podmínky, které se často vyskytují při instalaci a opravách, otvory pro nýty nebyly odjehleny. Ze zkoušek, které probíhaly na vzorcích s dvěma řadami nýtů, materiálem plechu 2024 – T3 o tloušťce 1 mm a průměru nýtu 3,2 mm, bylo zjištěno, že odjehlení díry pro nýt jen mírně zlepšuje únavové chování. Poněkud příznivější výsledky ukázal test cyklického zatěžování [15], který stanovuje lepší únavové chování u odjehlených děr.

Rozdílná poloha otvoru pro záпустnou hlavu a otvoru pro dřík způsobuje vytvoření mezery u hlavy nýtu. Únavové trhliny byly pozorovány právě u spojovaných součástí s mezerou u hlavy nýtu. Špatné únavové vlastnosti byly pozorovány i u nýtů s malým průměrem hlavy nýtu. [43]

Podle testů by účinky příliš velkého zahloubení (knife edge effect) mohly být tolerovány, avšak rozdílná poloha otvorů snižuje únavové vlastnosti o několik řádů (obrázek 3-13). Z toho vyplývá, že všechny neodpovídající si otvory by měly být odstraněny před instalací nýtu. Je třeba poznamenat, že velké zahloubení v kombinaci s vysokým namáháním potahu může způsobit katastrofické selhání, zejména ve spojích náchylných k MSD nebo MED. [43]



Obrázek 3-13: Vliv příliš velkého zahloubení a rozdílné polohy děr na únavové vlastnosti. V závorce počet vzorků, které nebyly porušeny. [43]

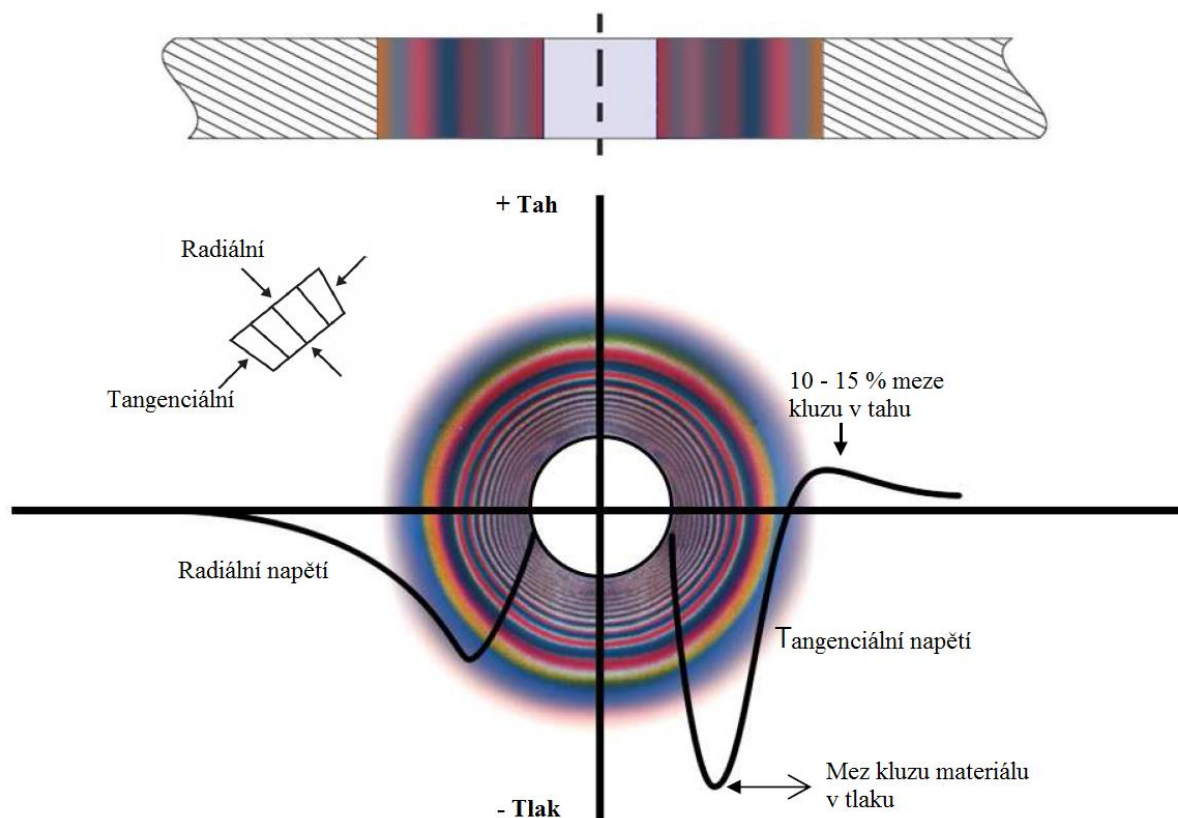
Atre [1] a Slawiński [44] řešili problém s nesouhlasnou polohou děr pomocí metody konečných prvků. Zjistili, že tato porucha zvyšuje nesymetrickou deformaci nýtu, vedoucí k rozšíření díry pro nýt na spodním plechu. Na spodním plechu si také povšimli nerovnoměrného zvýšení tlakových zbytkových napětí.

Tam, kde to je možné, je řešením svrtávání otvorů v sestavě, ovšem za cenu vzájemné nevyměnitelnosti. Částečným řešením problému s neodpovídající si polohou děr je vyvrtání tzv. vodícího otvoru, který se stává vodítkem pro vytvoření většího průměru otvoru určeného přímo pro montáž spojovací součásti. Vrtání vodícího otvoru je však časově náročná operace, která tento problém nemusí zcela vyřešit. [43]

### 3.3.3 Deformace za studena

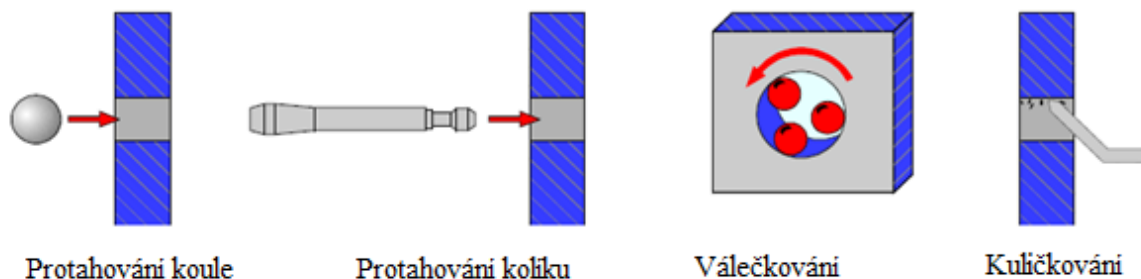
Deformace za studena je proces pro úpravu děr pro spojovací součásti, který je použit za účelem zvýšení únavových vlastností a vlastností damage tolerance. Proces využívající pro získání větší únavové životnosti tlakových zbytkových napětí v materiálu obklopující otvor. Tlaková

napětí v tangenciálním směru jsou vytvořena radiálním rozšířením materiálu a jsou důsledkem tahové plastické deformace. Toto rozšíření materiálu je způsobeno nástrojem procházejícím skrz otvor, přičemž nástroj je větší než samotný otvor. Tento způsob je velmi efektivní, protože zbytková napětí mohou být velmi vysoká, jak je vidět na obrázku 3-14. Kromě toho, tření mezi nástrojem a povrchem otvoru může způsobit vyhlazení samotného povrchu, a tím zlepšení únavových vlastností spoje. [43]



Obrázek 3-14: Zbytková napětí okolo otvoru po deformaci za studena [17]

Na obrázku 3-15 jsou zobrazeny metody deformace za studena. První metoda je založena na průchodu koule o větším průměru, než je samotný otvor pro spojovací součást. Další metoda je založena na protahování kolíku otvorem, přičemž konec kolíku je kuželovitý, tudíž dochází k potřebnému efektu, a to k vytvoření tlakových napětí. Rozšíření otvoru pomocí kolíku o 3-5% u slitin hliníku a o 5-6% u slitin titanu zapříčiní dostatečné zlepšení pevnosti. Mezi další metody patří válečkování a kuličkování. [43]



Obrázek 3-15: Různé metody deformací za studena [17]



V letectví se nejčastěji používají následující dvě techniky. Jedna z nich používá rozdělený protlačovací trn. Trn má dvě navzájem kolmé šterbiny. Když je trn vložen do otvoru, šterbiny jsou sevřeny, dokud trn neprojde skrz otvor. Při vytažování trnu z otvoru se zamezí uzavření šterbin v trnu. Tření mezi trnem a otvorem lze snížit použitím maziva. Další je tzv. metoda rozděleného pouzdra. Dělené pouzdro je nasunuto na trn. Trn s nasazeným pouzdrzem je vložen do otvoru. Při vysunování trnu dochází k rozšiřování otvoru vlivem pouzdra. [43]

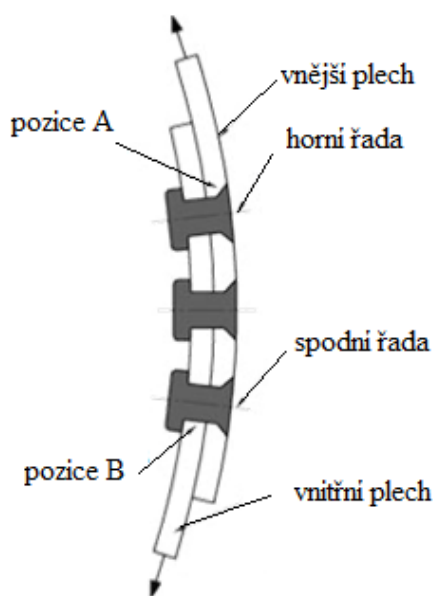
### 3.4 Konstrukční parametry ovlivňující únavové chování

V této kapitole jsou shrnuty experimentální poznatky ovlivňující únavové chování. Každý z následujících parametrů může mít vliv na koncentraci napětí u otvoru pro nýt, změnit sekundární ohyb, ale také ovlivnit únavové chování.

#### 3.4.1 Počet nýtových řad

S rostoucím zatížením se zvyšuje počet nýtových řad. Rostoucí zatížení vyžaduje silnější spojovací materiál, tudíž počet nýtových řad silně závisí na tloušťce spojovaného materiálu. Pro dvouřadé nýtové spojení platí, že obě řady mohou být kritické a může docházet k únavovému porušení. V případě, že je více nýtových řad (obrázek 3-16), vnější řady jsou kritičtější vzhledem k největší kombinaci tahových napětí. Kromě toho, sekundární ohyb je maximální právě u těchto nýtových řad. V horní řadě nýtů se nachází kritické místo na vnějším plechu (poloha A), zatímco u spodní řady nýtů je na vnitřním plechu (poloha B). V případě, že síla působící na nýt je dostatečně velká, výhodnější zbytkové napětí se vytváří na vnitřním plechu. Proto pozice A je většinou kritičtější než pozice B. [43]

Je-li u přetlakového trupu použit nýt se zápusťnou hlavou, díra na vnějším plechu je zahlobena, což navíc zvyšuje koncentraci napětí. Ve většině případů je chování horní řady rozhodující. Jedinou výjimkou je použití NACA nýtu, pro který jsou pozorovány trhliny ve vnitřní vrstvě. Pro nýt se zápusťnou hlavou a prosazenými plechy, se trhliny vyskytují častěji na vnitřním plechu v horní řadě. [43]



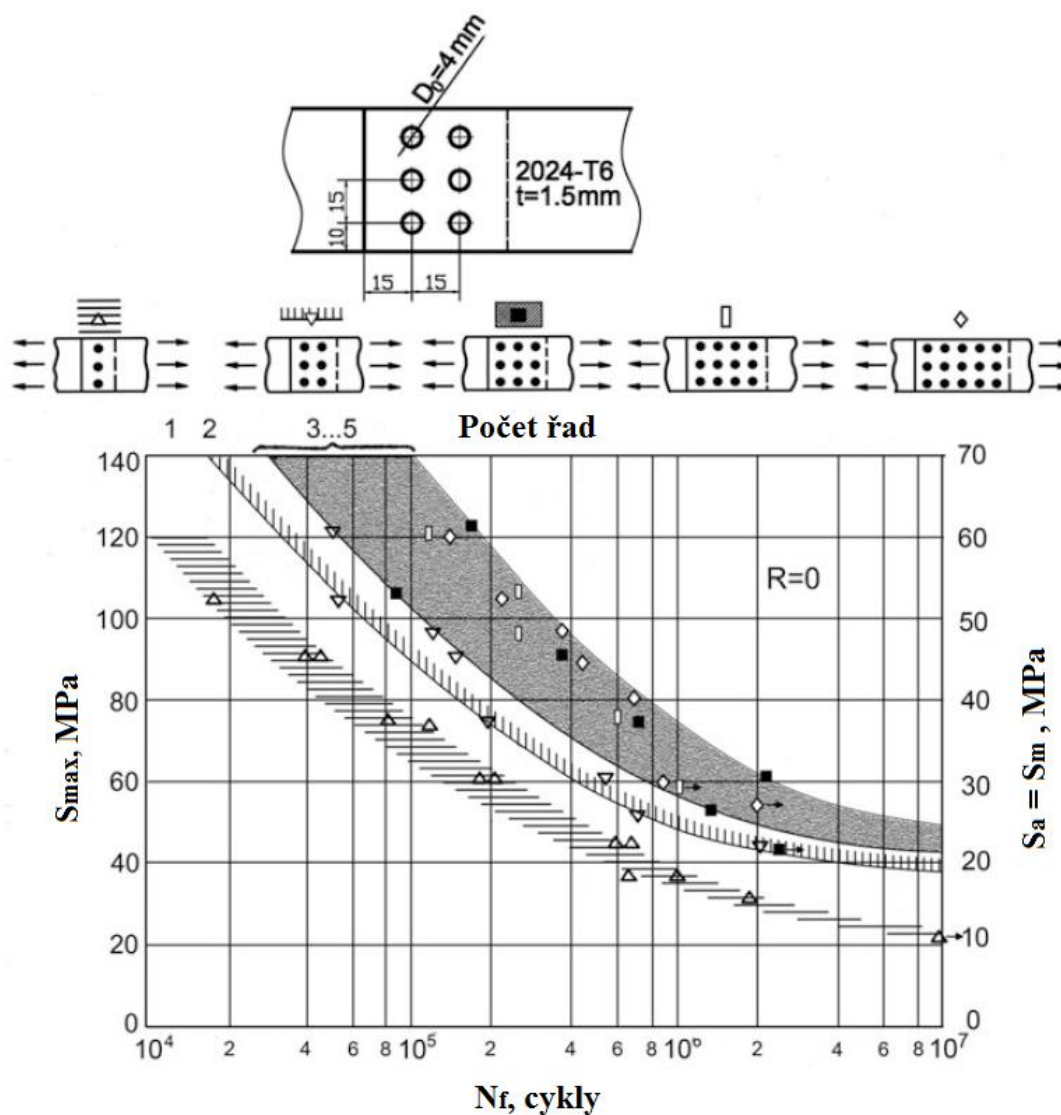
Obrázek 3-16: Plech s větším počtem nýtových řad a jeho popis [43]



Výsledky únavových zkoušek jasně prokazují zvyšující se únavovou pevnost v důsledku navýšení počtu nýtových řad. Jak vyplývá z obrázku 3-17, příznivý efekt ve zvýšení únavové pevnosti vlivem počtu nýtových řad je pozorován až při použití 3 a více řad. Hodnoty životnosti pro 4 a 5 řad nýtů spadají do pásma rozptylu, ve kterém se nacházejí hodnoty životnosti pro 3 řady nýtů. Z tohoto experimentu lze usoudit, že životnost se nebude zvyšovat při zvyšujícím se počtu nýtových řad. [43]

Další experiment, podle Russela [16], se prováděl na vzorcích, kde se měnily pouze počty nýtových řad, počet nýtů a tloušťka materiálu byla stejná pro všechny vzorky. Tento experiment potvrdil vliv zvyšujícího se počtu nýtových řad na únavové pevnosti.

Vliv počtu nýtových řad na únavových vlastnostech pozorovaný v experimentech popsáných výše, může být vysvětlen tím, že dochází ke snižování přenosu zatížení přes vnější nýtové řady, které jsou kritické. K tomuto snížení dochází právě celkovým nárůstem nýtových řad. Pokud dojde k zachování vzdáleností mezi nýtovými řadami, spoj s více řadami má za následek snížení sekundárního ohybu. [43]

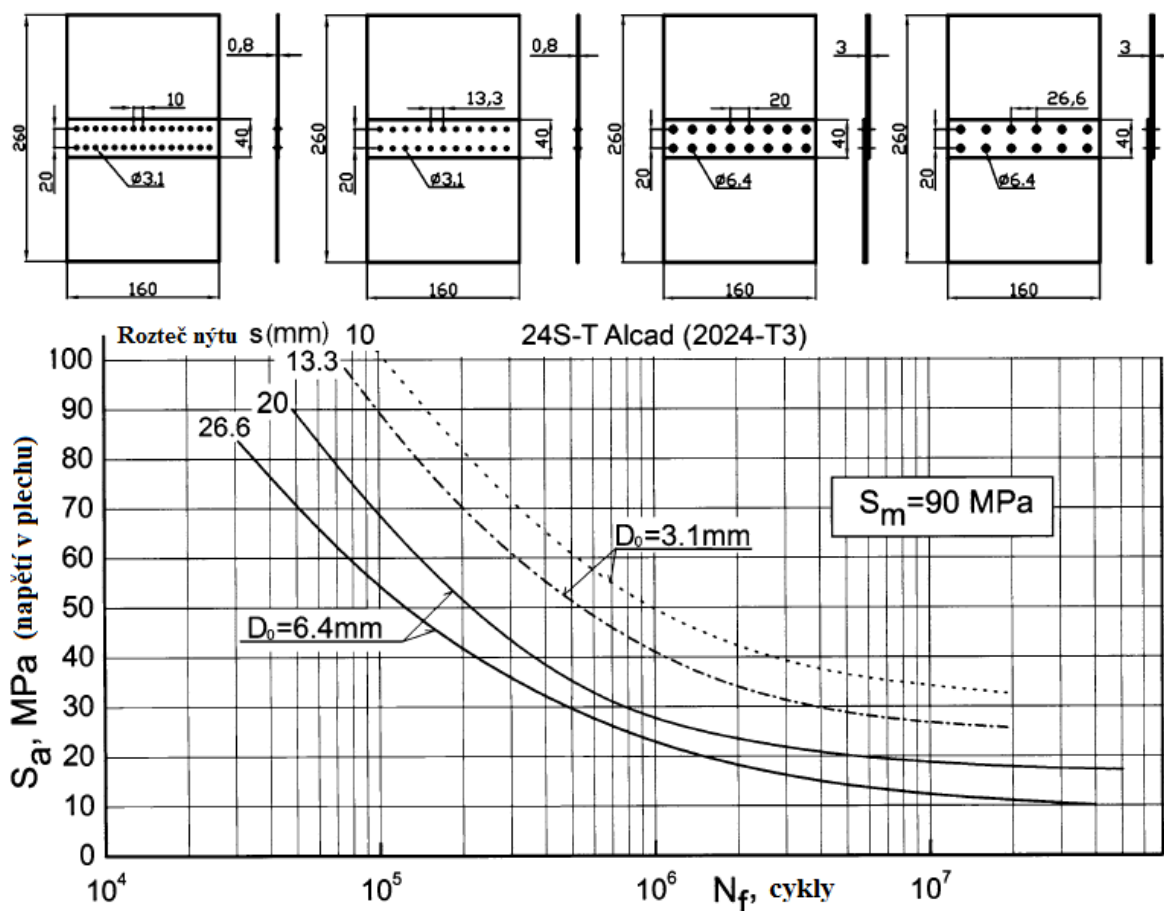


Obrázek 3-17: Vliv počtu nýtových řad na únavové pevnosti [16]

Hartman provedl experiment na vzorcích o dvou a třech řadách nýtů. Vzorky obsahovaly stejný počet nýtů, avšak u vzorků se třemi řadami nýtů byla u vnějších řad dvojnásobná rozteč. Výsledky spadají do jednoho pásma rozptylu. To by mohlo naznačovat, že v případě stejného počtu nýtů a stejných statických pevností, nemá počet nýtových řad žádný vliv na únavové vlastnosti. Takový závěr je však platný pouze pro konkrétní případ. Obecně je víceřadé nýtové spojení s menším počtem nýtů ve vnějších řadách považováno za nevhodnou konstrukci. [14]

### 3.4.2 Rozteč nýtů

Obecně platí, že poměr mezi roztečí nýtu a jeho průměrem ( $s/D_0$ ) je stanoven na základě výpočtu statické pevnosti. Podle fotoelastické analýzy je faktor koncentrace napětí nejnižší pokud  $s/D_0=2,5$ . Pro nýty s vyčnívající hlavou je poměr  $s/D_0$ , pro rozptyl hodnot 2,5 až 3,75, příznivý z hlediska únavy a statického zatížení. Se zvyšujícím se poměrem se snižuje únavová pevnost. Tento pokles je dokázán Hartmanem a Klasasenem [13] a je znázorněn na obrázku 3-18, kde amplituda je prezentována napětím v plechu.



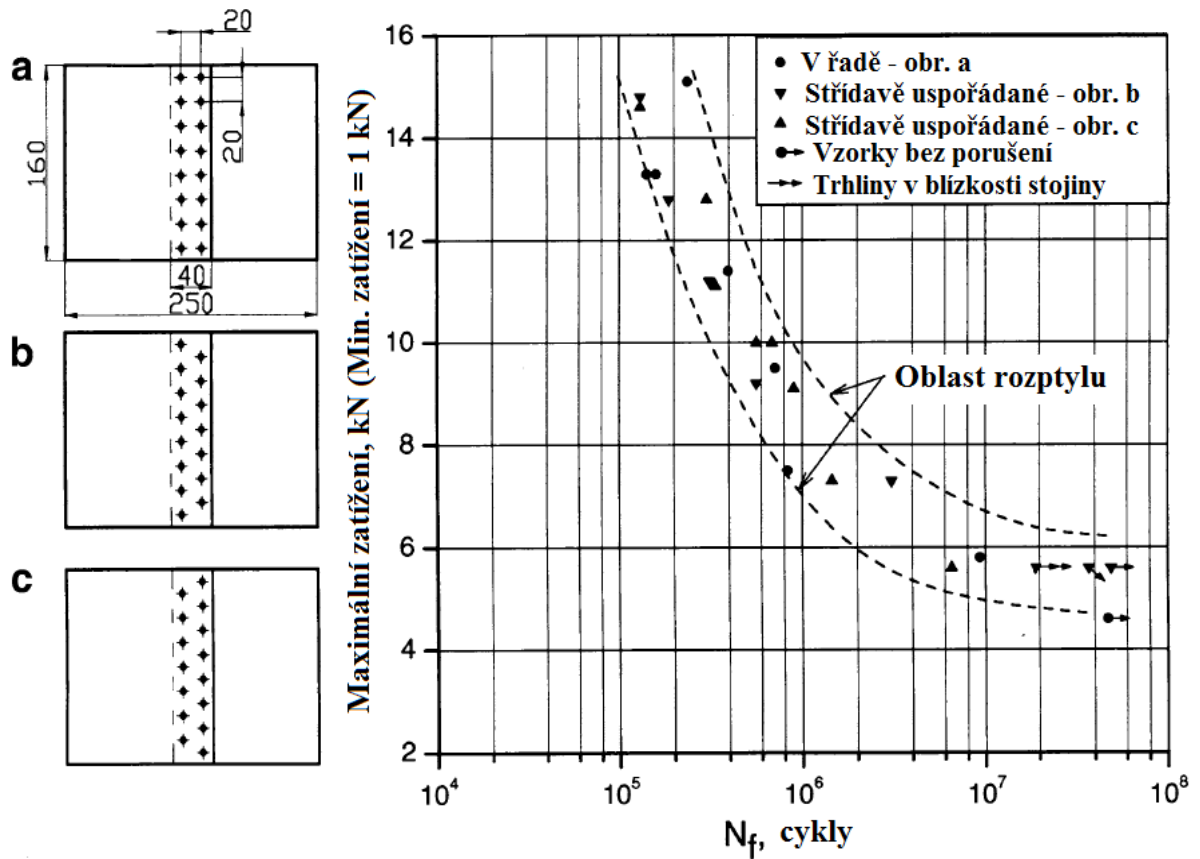
Obrázek 3-18: Vliv poměru rozteče nýtu a průměru nýtu na únavové pevnosti [13]

### 3.4.3 Uspořádání nýtů

Uspořádat nýty lze dvěma způsoby. U prvního jsou nýty v řadě, u druhého jsou uspořádány střídavě tzv. cik-cak. Efekt uspořádání nýtů byl studován Hartmanem a Duynem [12]. Zkušební vzorky byly plechy (2024-T3) o tloušťce 0,8 mm a se dvěma řadami nýtů o průměru 3,1 mm.

Pokud zachováme u všech vzorků stejnou vzdálenost mezi řadami, nelze prokázat výrazný rozdíl v únavové pevnosti (obrázek 3-19).

Ze všech dostupných zkoušek a testů lze usoudit, že vliv na únavovou pevnost mají obě metody uspořádání nýtů stejný, nebo přinejmenším velice podobný.



Obrázek 3-19: Vliv uspořádání nýtů na únavovou pevnost [12]

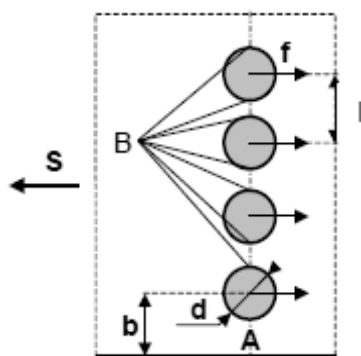
## 4 NÁVRH METODIKY VÝPOČTU

Pro výpočet životnosti nýtového spoje byla vytvořena metodika vycházející z ESDU 93030 [7]. Data v ESDU 93030 byla získána z MKP modelu vytvořeného objemovými prvky.

Navržená metodika je založena na výpočtu součinitele koncentrace napětí v každém z otvorů ve spoji.

Hodnoty součinitele koncentrace napětí  $K_t$  jsou následně použity ve výpočtu životnosti prostřednictvím porovnání s  $K_t$  referenčního spoje.

Pro výpočet součinitele koncentrace napětí se z hlediska polohy otvoru uvažují dvě varianty. U první varianty se součinitel  $K_t$  vztahuje k oblasti blízko okraje plechu (bod A). Naopak u druhé varianty se součinitel  $K_t$  vztahuje k oblasti mezi otvory pro spojovací prvky (bod B) viz obrázek 4-1.



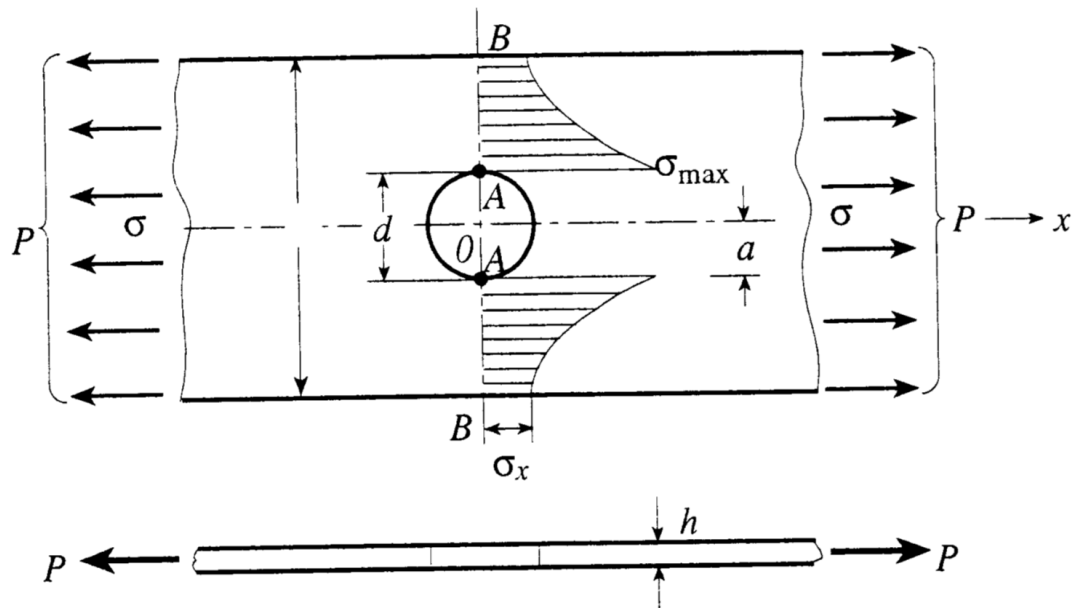
Obrázek 4-1: Varianty míst pro maximální napětí [7]

Při odečítání hodnot napětí se uvažuje pouze více zatížená strana plechu.

### 4.1 Součinitel koncentrace napětí

Součinitel koncentrace napětí je definován jako poměr maximálního napětí a napětí referenčního. Obvykle se součinitel koncentrace napětí určuje pro dvě vztažné plochy - vzorec (4-1). První je bez vlivu otvoru, napětí se měří v dostatečné vzdálenosti od otvoru pro spojovací prvek. Druhá uvažuje vliv otvoru, přičemž počet otvorů musí vstoupit do výpočtu samotné plochy a tudíž i napětí.

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{W \cdot t} \quad (4-1)$$



Obrázek 4-2: Zobrazení napětí na zatíženém plechu [31]

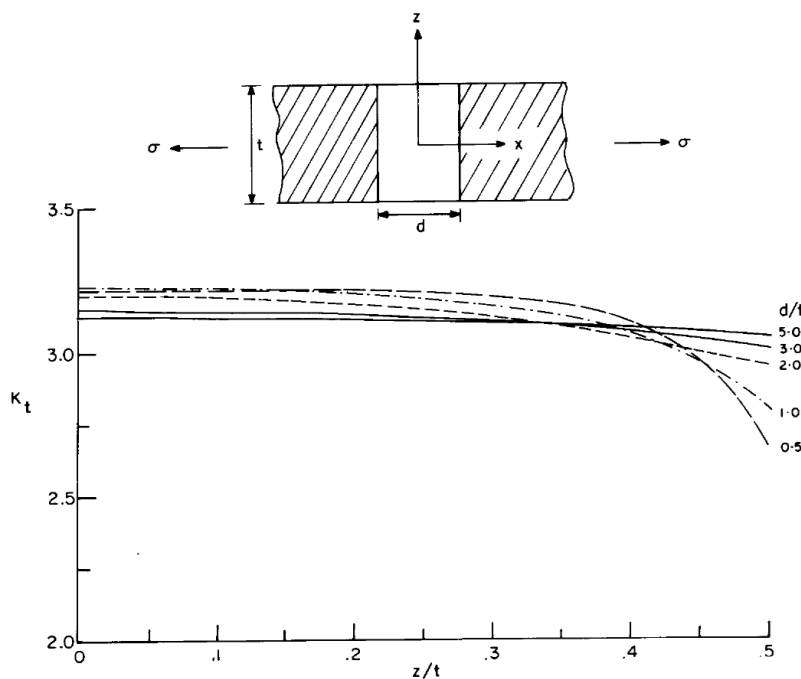
Součinitel koncentrace napětí zahrnuje následující efekty:

- Zvyšující se napětí vlivem ztráty zatížené plochy
- Zvyšující se napětí vlivem geometrie (užší plech, větší otvor pro spojovací prvek)

U 3D případu zatížení plechu se zjistilo, že se maximální napětí mění po tloušťce plechu. Se zvětšující se tloušťkou plechu je napětí větší, např. na povrchu je napětí menší než uprostřed. Podle Sternberga a Sadowskeho [37] je maximální napětí na povrchu o 7% menší než u 2D případu při součiniteli koncentrace napětí  $K_t=3$ .

Dle metodiky ESDU lze součinitele koncentrace napětí odečíst z obrázku 4-3, obrázku 4-4 a z obrázku 4-5. Pro získávání jednotlivých součinitelů koncentrace napětí od zatížení ohybem, tlakem nebo tahem, je potřeba získat hodnoty  $z/t$ , pokud se jedná o 3D analýzu. Pro 2D analýzu však stačí pro jednotlivé hodnoty  $d/t$  získat maximální hodnotu faktoru koncentrace napětí. [31]

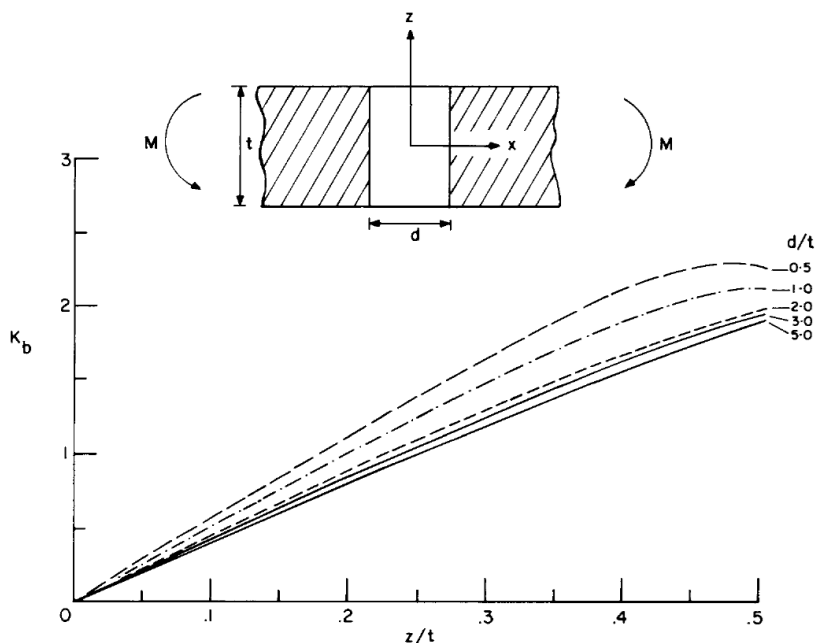
Při získávání koeficientu  $K_t$  (tahem zatížený plech) je potřeba nejprve určit korigovaný součinitel koncentrace napětí (viz kapitola 4.2). U 3D modelu je součinitel napětí podél otvoru symetrický kolem střední roviny plechu. Obrázek 4-3 znázorňuje závislosti průměru otvoru pro nýt na tloušťce plechu ( $d/t$ ). Obecně lze říci, že maximálních hodnot nabývá  $K_t$  v blízkosti střední roviny plechu a v blízkosti povrchu plechu se snižuje. Jak se poměr  $d/t$  snižuje vlivem zvětšující se tloušťky plechu, snížení  $K_t$  je výraznější. Nejzávažnější snížení nastává u případu  $d/t=0,5$ , kde hodnota  $K_t$  klesla z 3,1 na 2,7 pro případ  $z/t \in <0,4;0,5>$ . [31] [7]



Obrázek 4-3: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého tahem [7]

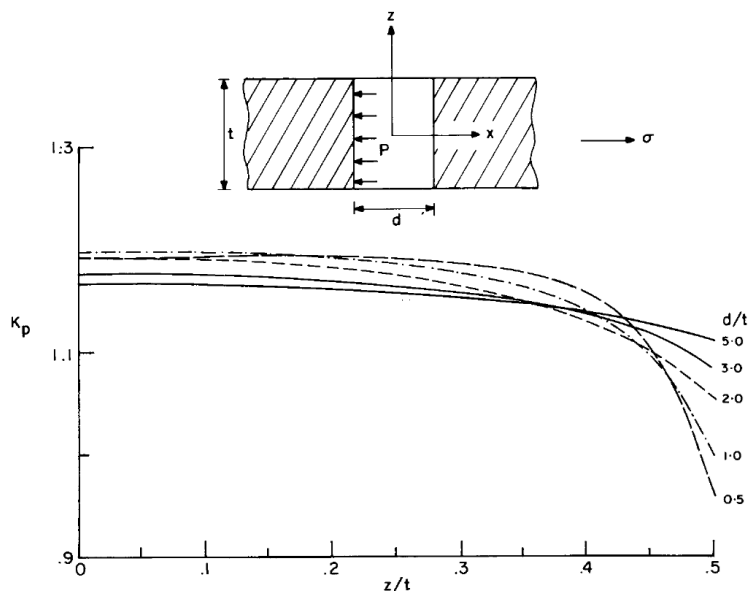
Při zatížení ohybovým momentem je třeba uvážit, k jakému místu se bude daný ohybový moment vztahovat. Ohybové momenty přenášené jednotlivými plechy ve spoji je nutno získat analýzou momentové rovnováhy ve spoji s uvážením ohybových tuhostí spojovaných plechů.

Rozložení součinitele koncentrace napětí vlivem ohybu  $K_b$  je podél otvoru antisymetrický kolem střední roviny plechu. Obrázek 4-4 znázorňuje změny poměru otvoru nýtu a tloušťky plechu  $d/t$  v závislosti na poměru  $z/t$ . Změna  $K_b$  je téměř lineární s koncentrací maximálního tahového a tlakového napětí na povrchu plechu. Vliv ohybu, který je ovlivněn poměrem  $d/t$ , zvýší hodnoty součinitele koncentrace napětí v blízkosti povrchu plechu. Při snižování poměru  $d/t$  se zvyšuje vliv ohybu.



Obrázek 4-4: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého ohybem [7]

Změna součinitele koncentrace napětí vlivem otláčení  $K_p$  podél otvoru je symetrická kolem střední roviny plechu. Hodnoty  $K_p$  klesají pro všechny poměry otvoru nýtu a tloušťky plechu  $d/t$  v blízkosti povrchu plechu. Obrázek 4-5 zobrazuje závislosti průměru otvoru pro nýt na tloušťce plechu ( $d/t$ ). Maximálních hodnot nabývá součinitel koncentrace napětí  $K_p$  v blízkosti střední roviny plechu a v blízkosti povrchu plechu se snižuje.



Obrázek 4-5: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého tlakem [7]

Z jednotlivých součinitelů koncentrace napětí lze pomocí jednoduchých vztahů [7] vypočítat maximální napětí od jednotlivých zatížení.

$$\sigma_{max} = K_{pESDU} \cdot \left( \frac{F}{d \cdot e} \right) \quad (4-2)$$

$$\sigma_{max} = K_{bESDU} \cdot \left( \frac{6 \cdot M}{e^2} \right) \quad (4-3)$$

$$\sigma_{max} = K_{tKORIG} \cdot S = K_{tKORIG} \cdot \left( \frac{F}{W \cdot e} \right) \quad (4-4)$$

Aby součinitel koncentrace napětí byl co nejpřesnější, je potřeba jej přepočítat dle poměru maximálního napětí a napětí  $S$ , které určuje napětí vzniklé od zatěžující síly na plochu. Toto napětí je konstantní pro všechny případy zatížení. Poměr mezi napětími je potřeba vynásobit součinitelem  $\alpha$ , který udává poměr přenosu zatížení prostřednictvím nýtu. Tímto postupem lze získat součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé případy zatížení, které se téměř neliší od hodnot ze zkoušek. Níže uvedené vzorce jsou čerpány z literatury [7].

$$K_t = \frac{S_{maxt}}{S} \cdot (1 - \alpha) \quad (4-5)$$

$$K_p = \frac{S_{maxp}}{S} \cdot \alpha \quad (4-6)$$

$$K_b = \frac{S_{maxb}}{S} \quad (4-7)$$

Pro takto určené hodnoty součinitelů koncentrace napětí lze určit celkový součinitel koncentrace napětí, který zahrnuje součinitele jak vlivem tahu, tlaku nebo ohybu.

$$K_{t_{GLOBAL}} = K_t + K_p + K_b \quad (4-8)$$

## 4.2 Korekce dat s ohledem na šířku dílce

Data podle ESDU 93030 [7] uvažují hodnoty  $K_t$  pouze pro šířku plechu  $W=10d$  pro díry pro klasické nýty. Tento fakt musel být zohledněn pomocí grafu korigujícího tuto hodnotu. K tomu byl použit graf podle Petersona [31], díky němuž byl vypočítán korigovaný součinitel koncentrace napětí pro data dle zadání. V praxi to znamená, že zvětšení tohoto poměru ( $d/W=0,1$ ) může způsobit výrazné změny hodnot součinitele koncentrace napětí.

Z již zmíněné metodiky ESDU 93030 [7] pro dané poměry rozměrů je potřeba odečíst hodnoty součinitelů koncentrace napětí pro jednotlivé druhy zatížení. Jak již bylo zmíněno, hodnoty jsou odečteny pro  $W=10d$ , přičemž hodnoty se musely přepočítat pro různé poměry  $d/W$ . Následně byla odečtena pro stejný poměr i hodnota součinitele koncentrace napětí podle Petersona a dále odečtena hodnota podle Petersona pro poměr  $d/W$  dle zadání popř.  $d/l$  podle výskytu maximálního napětí v bodu A (obrázek 9-1) nebo v bodu B (obrázek 9-2).

Korigovaný součinitel koncentrace napětí se tedy vypočte dle vztahu:

$$K_{t_{KORIG}} = K_{t_{ESDU}} \left( \frac{K_{tg_{Peter-pro\ dané\ \frac{d}{W}, \frac{d}{l}}}}{K_{tg_{Peter-\frac{d}{W}=0,1}}} \right) \quad (4-9)$$

Kde:

$K_{t_{KORIG}}$  Korigovaný součinitel koncentrace napětí vlivem tahu

$K_{t_{ESDU}}$  Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle ESDU,  
pro  $d/W=0,1$

$K_{tg_{Peter-pro\ dané\ \frac{d}{W}, \frac{d}{l}}}$  Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle Petersona,  
pro  $d/W$  resp.  $d/l$  podle zadání

$K_{tg_{Peter-\frac{d}{W}=0,1}}$  Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle Petersona,  
pro  $d/W=0,1$

## 4.3 Výpočet životnosti<sup>5</sup>

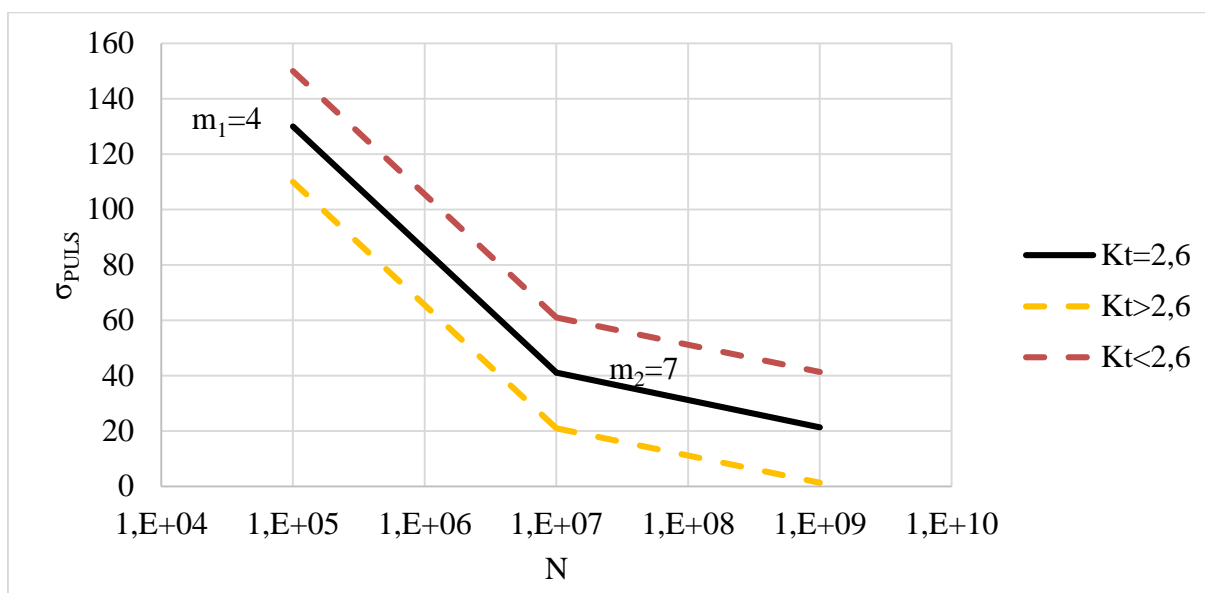
Z hlediska stanovení životnosti je nutno určit místo (nýtový otvor), kde dojde k poruše nejdříve. Podle navržené metodiky jsou vypočítány součinitele koncentrace napětí v jednotlivých otvorech vzorku. Pro stanovení kritického místa poruchy je potřeba daný součinitel koncentrace

<sup>5</sup> Vzorce v této kapitole byly čerpány z literatury [2].



napětí vynásobit nominálním napětím vztahujícím se právě k danému místu. Maximální vypočtené hodnoty určují místo, kde dojde k poruše nejdříve.

Zásadním problémem je výběr vhodné referenční S-N křivky. Obecně je doporučováno použití konstrukční křivky spoje, která je svým charakterem (průměr nýtů, typ nýtů, tloušťka spojovaných dílců atd.) nejbližší analyzovanému spoji [39]. Pro výpočet životnosti nýtových spojů ze slitin hliníku byla použita referenční konstrukční křivka nýtového spoje Č II dle Kahánka [21], která se dle dlouhodobých zkušeností ověřila pro konstrukci se součinitelem koncentrace napětí 2,6. Pro napětí 130 MPa odpovídá zatížení  $10^5$  cyklů. Tato křivka má sklon  $m=4$  pro  $N < 10^7$  cyklů a sklon  $m=7$  pro  $N \geq 10^7$ . Tato křivka je stanovena pro mĭjivý cyklus v tahu (součinitel asymetrie cyklu  $R=0$ ) – obrázek 4-6.



Obrázek 4-6: S-N křivka pro součinitel koncentrace napětí 2,6 [21]

Pro S-N křivku platí:

$$N = \frac{A}{\sigma^m} \quad (4-10)$$

Kde:

$N$  je počet cyklů

$\sigma_1$  je velikost působícího napětí

$m$  je sklon S-N křivky

$A$  je konstanta

Pro S-N křivku pro součinitel koncentrace napětí 2,6 lze vyjádřit pomocí konstant  $A_1$  a  $A_2$ :

$$A_{Kt=2,6;1} = N \cdot \sigma^{m_1} \text{ pro } N \leq 10^7 \quad (4-11)$$

$$A_{Kt=2,6;2} = N \cdot \sigma^{m_2} \text{ pro } N \geq 10^7$$

S-N křivka v tomto tvaru je v log-log souřadnicích reprezentována přímkami. Z této S-N křivky lze jednoduše vytvořit S-N křivku pro jinou hodnotu součinitele koncentrace napětí. Tato nová

křivka se bude pouze posouvat ve směru osy y od původní křivky pro součinitel koncentrace napětí 2,6 (obrázek 4-6).

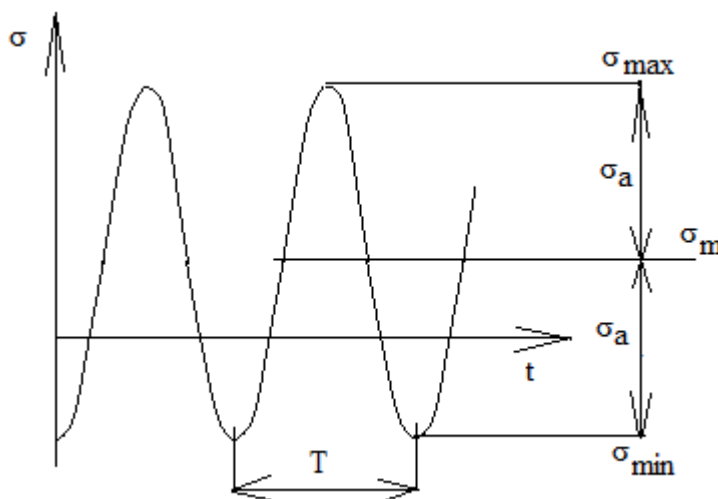
Z následujícího vzorce lze přepočtem součinitelů koncentrace napětí získat hodnotu působícího napětí pro počet cyklů do poruchy  $N$  stejný jako pro referenční křivku, avšak s jinou konstantou  $A$ .

$$\sigma_{kt-ESDU} = \sigma_{\text{referenční křivka}} \cdot \left( \frac{2,60}{K t_{ESDU}} \right)^{0,7} \text{ pro } N = \text{konst.} \quad (4-12)$$

kde 0,7 je odhadovaný součinitel vrubové citlivosti pro hliníkové slitiny.

Po vypočtení napětí pro S-N křivku pro hodnotu součinitele koncentrace napětí podle navržené metodiky lze získat konstantu  $A$  definující křivku pro daný součinitel koncentrace napětí.

$$A_{kt-ESDU} = N \cdot \sigma_{(kt-ESDU)}^m \quad (4-13)$$



Obrázek 4-7: Cyklický (harmonický) průběh napětí [35]

Z průběhu napětí lze stanovit další důležité hodnoty potřebné k výpočtu životnosti konstrukčního uzlu. Pro výpočet napětí působícího při daném průběhu pro součinitel koncentrace napětí dle navržené metodiky je potřeba stanovit střední hodnotu napětí  $\sigma_m$  a amplitudu napětí  $\sigma_a$ .

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (4-14)$$

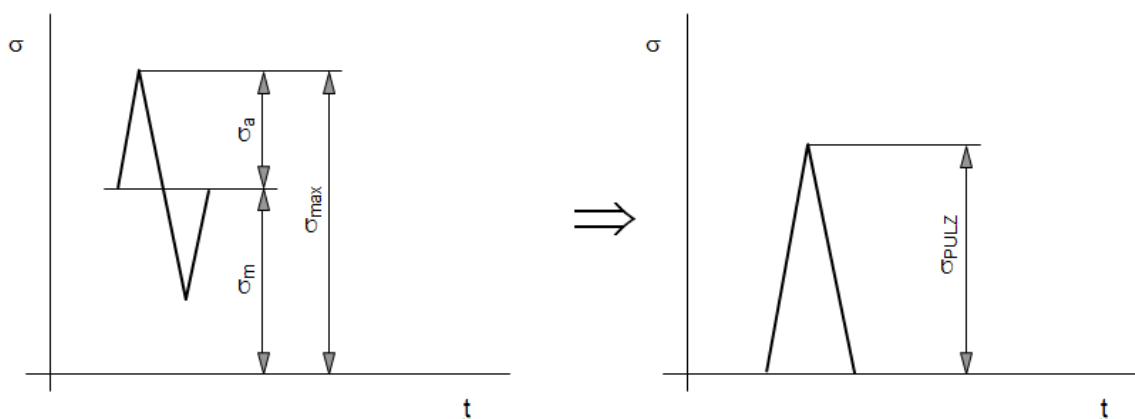
$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (4-15)$$

Ve spektru zatížení se vyskytují cykly s různou hodnotou středního napětí. S-N křivka je stanovena pro mívivý cyklus ( $R=0$ ). Proto je potřeba zavést korekci vlivu středního napětí. Je použita korekce dle Odinga, která převádí libovolný cyklus na mívivý cyklus v tahu:

$$\text{Pro } \sigma_m \geq 0 : \sigma_{PULZ} = \sqrt{2 \cdot \sigma_a \cdot (\sigma_a + \sigma_m)} \quad (4-16)$$

$$\text{Pro } \sigma_m < 0 \text{ a } \sigma_{max} > 0 : \sigma_{PULZ} = \sqrt{2 \cdot (\sigma_a + 0,2 \cdot \sigma_m)} \quad (4-17)$$

$$\text{Pro } \sigma_{max} < 0 : \sigma_{PULZ} = 0 \quad (4-18)$$



Obrázek 4-8: Korekce vlivu středního napětí dle Odinga [2]

Dále pak dosazením  $\sigma_{PULZ}$  do rovnice (4-10) je stanoven počet cyklů do lomu.

$$N = \frac{A_{kt-ESDU}}{\sigma_{PULS}^m}$$

#### 4.4 Výpočtový program

Pro výpočet součinitele koncentrace napětí a únavové životnosti byla sestavena výpočtová tabulka v programu MS Excel. Celý soubor je rozčleněn do tří kategorií. První kategorie obsahuje vstupy z potřebných grafů. V této kategorii je vše nastaveno tak, aby uživatel nemusel měnit žádnou hodnotu. Další kategorii lze nazvat popisnou. Obsahuje stručný výčet a popis všech veličin vstupujících do výpočtu. Poslední kategorií jsou samotné výpočty.

Jak je uvedeno v sestaveném výpočtovém programu, pro správný výpočet je třeba vyplnit pouze buňky s červeným textem. Mezi parametry, které může uživatel změnit, patří:

- Určení polohy pro výpočet maximálního napětí (bod A, nebo bod B)
- Tloušťka zatíženého plechu  $e$  [mm]
- Tloušťka nezatíženého plechu  $e_1$  [mm]
- Zatěžující síla  $F$  [N]
- Průměr otvoru pro nýt  $d$  [mm]
- Rozteč nýtu  $l$  [mm]
- Šířka plechu  $W$  [mm]
- Modul pružnosti v tahu pro spojovací součást a pro plech  $E_f, E_p$  [Mpa]
- Poměr přenosu zatížení prostřednictvím nýtu  $\alpha$  vůči celkovému zatížení [-]
- Volba vlivu zatížení
- Koeficient asymetrie cyklu  $R$  [-]
- Minimální  $\sigma_{min}$  [MPa] nebo maximální  $\sigma_{max}$  [MPa] napětí v cyklu

Nejprve se pomocí programu Engauge z obrázku 4-3, obrázku 4-4 a obrázku 4-5 odečty hodnoty pro daný poměr  $z/t$  a součinitel koncentrace napětí  $K_t$ , resp.  $K_p, K_b$ . Všechny výše uvedené obrázky dále závisí na poměru  $d/t$ , který udává závislost součinitele koncentrace napětí

na poměru průměru otvoru pro nýt a tloušťky plechu. Jelikož daný poměr průměru otvoru a tloušťky plechu nabývá pouze hodnot 5, 3, 2, 1 a 0,5, bylo potřeba pro ostatní možné případy poměru interpolovat hodnoty tak, aby odpovídaly co nejpřesněji danému grafu. Po zadání průměru otvoru pro nýt a tloušťky plechu se pomocí funkce SVYHLEDAT vyhledá pro daný poměr  $d/t$  hodnota součinitele koncentrace napětí.

Program obsahuje volbu, zdali má daný typ zatížení vliv na výpočet. Má-li daný typ zatížení vliv na výpočet, program automaticky vygeneruje hodnotu součinitele koncentrace napětí pro dané zatížení. Nemá-li však dané zatížení žádný vliv na výpočet, vypíše se automaticky hodnota pro daný koeficient rovna 0.

Jelikož hodnoty součinitelů koncentrace napětí platí pouze pro poměr  $d/W=0,1$ , bylo za potřebí vliv velikosti tohoto poměru korigovat. Pomocí obrázku 9-1 a obrázku 9-2 byl vypočítán tzv. korigovaný součinitel koncentrace napětí. Pro získání dat z uvedených obrázků se musel použít program Engauge, který vypsál hodnoty jak pro bod A- blízko okraje plechu, tak pro bod B- mezi otvory. Pro danou závislost se pomocí funkce SVYHLEDAT vyhledala hodnota součinitele koncentrace napětí pro poměr hodnot  $d/W=0,1$ , resp.  $d/l=0,1$  a hodnota součinitele koncentrace napětí pro poměr  $d/W$ , resp.  $d/l$  pro hodnoty dle zadání. Pokud by ovšem byl poměr  $d/W$ , resp.  $d/l$  příliš velký, došlo by k vypsání chybové hlášky. Z takto získaných hodnot se poté vypočítal korigovaný součinitel koncentrace napětí (viz kapitola 4.2).

Ze všech určených součinitelů koncentrací napětí se pomocí ESDU 93030 vypočítaly hodnoty maximálních napětí pro jednotlivé druhy zatížení. Aby součinitel koncentrace napětí byl srovnatelný v rámci různých nýtových pozic, je potřeba jej přepočítat dle poměru maximálního napětí a napětí  $S$ , které určuje napětí vzniklé od zatěžující síly na plochu. Toto napětí je konstantní pro všechny případy zatížení. Poměr mezi napětími je potřeba vynásobit součinitelem  $\alpha$ , který udává poměr přenosu zatížení prostřednictvím nýtu. Tímto postupem lze získat součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé případy zatížení.

Pro výpočet životnosti stačí v programu zadat hodnotu koeficientu nesouměrnosti cyklu  $R [-]$ , minimálního  $\sigma_{min}$  [MPa] nebo maximálního  $\sigma_{max}$  [MPa] zatěžovacího napětí. Po zadání alespoň dvou z těchto veličin a vypočítání třetí se automaticky vypočítá hodnota životnosti pro konstrukční uzel dle zadání.

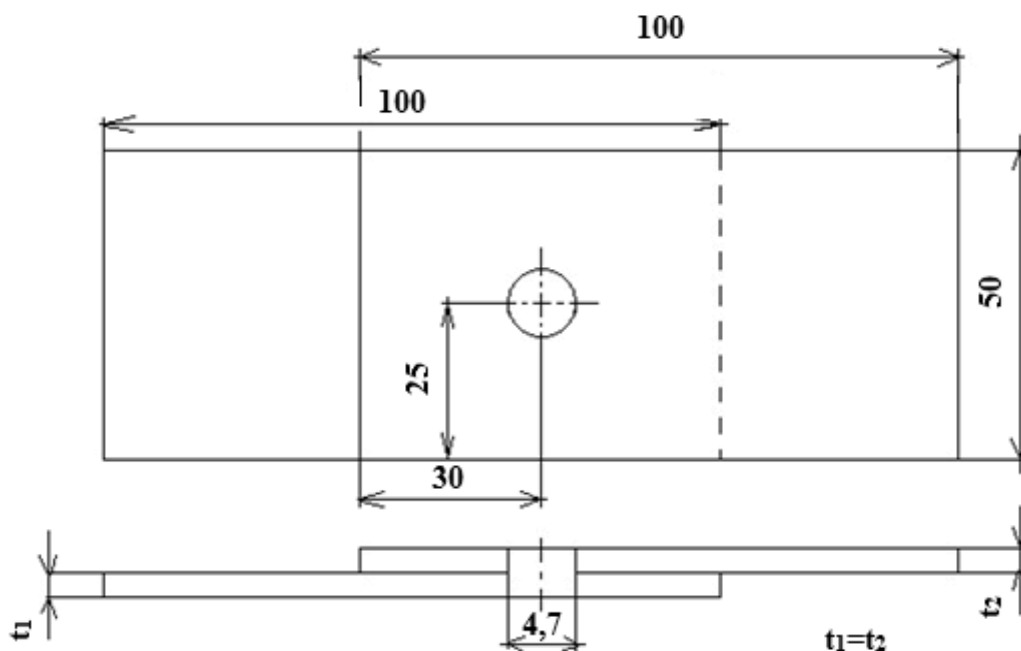
V případě, že je konstrukční uzel zatěžován složitějším průběhem zatížení, je možno jako výstup z programu použít vypočtenou S-N křivku a tu aplikovat pro výpočet životnosti ze spektra zatížení v předem připraveném programu.

## 5 POROVNÁNÍ NAVRŽENÉ METODIKY S DETAILNÍM MKP VÝPOČTEM

V následující kapitole budou porovnány součinitele koncentrace napětí pro jednoduché vzorky. Tyto součinitele budou porovnány v rámci navržené metodiky a detailního MKP výpočtu.

### 5.1 Popis vzorku

Pro analytický a MKP výpočet byl vytvořen model spoje. Jedná se o jednostřížný spoj složený ze dvou stejných plechů z hliníkové slitiny. Plechy jsou spojeny pomocí titanového svorníku Hi-Lite. Průměr otvoru pro svorník Hi-Lite je 4,7 mm, jmenovitý průměr dřívku svorníku je 4,76 mm (tzn. jedná se o uložení s přesahem). Pro výpočet životnosti a zjištění závislosti vlivu tloušťky na životnost nýtového spoje bylo potřeba vytvořit několik variant výpočtu. Jak bylo napsáno v úvodu této kapitoly, jednalo se celkem o čtyři verze téhož případu s tloušťkou spojovaného plechu 2,2 mm, 4,4 mm, 6,6 mm a 8,8 mm.



Obrázek 5-1: Zjednodušená geometrie vzorku

V tabulce 5-1 jsou vypsány materiálové charakteristiky potřebné pro nastavení analytického a MKP výpočtu.

Tabulka 5-1: Materiálové vlastnosti jednotlivých částí modelu [25]

Název/zkratka	Oblast použití	Modul pružnosti v tahu	Poissonovo číslo	Hustota
		E [Mpa]	$\mu$ [1]	$\rho$ [g/m <sup>3</sup> ]
Ti-6Al-4V	Svorník Hi-Lite	118 594	0,31	4,429E-9
2024 – T351	Plech A, B	73 776	0,33	2,769 E-9
7075 – T73	Nákružek	73 776	0,33	2,796 E-9

## 5.2 Analytický výpočet

Analytický výpočet byl proveden podle navržené metodiky. Pro analytický výpočet byla zvolena spojovací součást bez zápuštné hlavy a plech byl zatížený tahem.

Všechny vzorky byly zatížené stejnou silou a všechny vzorky dále mají stejný poměr přenosu zatížení prostřednictvím nýtu. Z tohoto nastavení vyplývá, že součinitel koncentrace napětí bude ovlivněn pouze tloušťkou spojovaného materiálu.

Tabulka 5-2: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí dle navržené metodiky

Vzorek č.	e	e <sub>1</sub>	F	d	l	W	E <sub>f</sub>	E <sub>p</sub>	$\alpha$
	mm	mm	N	mm	mm	mm	MPa	MPa	1
1.	2,2	2,2	1	4,7	25	50	118 594	73 776	1
2.	4,5	4,5	1	4,7	25	50	118 594	73 776	1
3.	6,6	6,6	1	4,7	25	50	118 594	73 776	1
4.	8,8	8,8	1	4,7	25	50	118 594	73 776	1

Protože se jedná o jednostřížný spoj, je do výpočtu zahrnut vliv sekundárního ohybu. Uvažováním všech možných způsobů zatížení nýtového spoje vzroste výsledná hodnota součinitele koncentrace napětí.

## 5.3 MKP výpočet

MKP neboli Metoda konečných prvků je numerická metoda, díky níž lze na vytvořeném 2D nebo 3D modelu simulovat průběh napětí, deformací, vlastních frekvencí, atd. MKP je užívána především u navržených konstrukcí pro kontrolu, nebo pro stanovení kritického (nejzatíženějšího) uzlu, místa konstrukce. [47]

V porovnání s jinými numerickými metodami má MKP v dnešní době zcela dominantní postavení. Další typy numerickým metod:

- Metoda sítí
- Ritzova metoda, Galerkinova metoda
- Metoda hraničních prvků
- Metoda konečných objemů

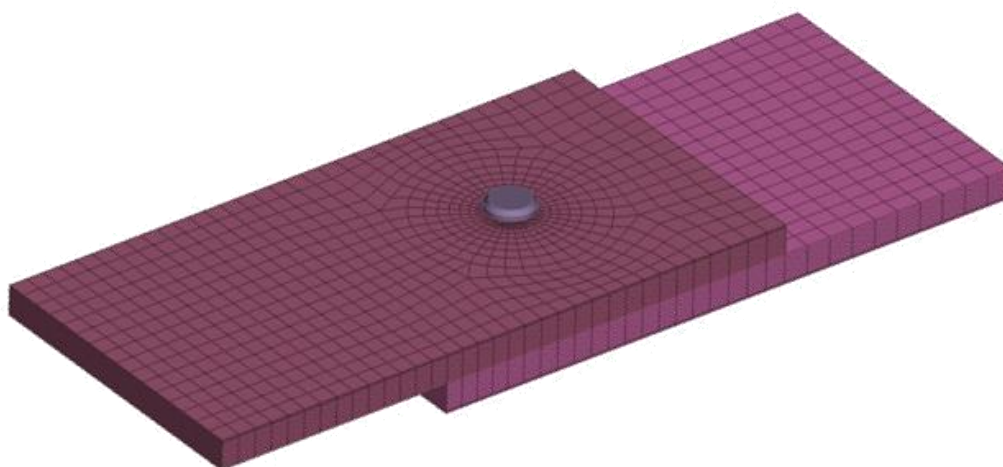
Jak vyplývá z názvu, základním stavebním kamenem pro metodu konečných prvků je element o konečném rozměru. V tomhle ohledu se MKP liší od klasické pružnosti, která vychází z rovnováhy na nekonečně malém prvku. Pro řešení dané oblasti je potřeba danou oblast rozdělit na konečný počet prvků, přičemž vznikne tzv. síť. Pro každý typ elementu je charakteristický nejen tvar a dimenze, ale i poloha uzlů a jejich počet. Právě na uzly se vztahují neznámé parametry, které hledáme např. natočení či posuvy, ze kterých lze dalším výpočtem určit napětí. Tvar a hustota prvků sítě ovlivňují kvalitu výsledků. [47]

Numerické metody umožňují řešení složitějších těles. Naproti tomu pomocí analytických výpočtů lze řešit především elementární tělesa. Pro porovnání správnosti MKP výpočtů lze vytvořit analytický výpočet pro jednoduchá tělesa nebo lze správnost porovnat se zkouškou provedenou na daném tělese. V případě řešeného nýtového spoje popsáno v kapitole Popis modelu byl vytvořen analytický výpočet, který slouží pro ověření výpočtů. [47]

### 5.3.1 Popis modelu

Model slouží pro analyzování vlivu tloušťky plechu na součiniteli koncentrace napětí. Pro porovnání vlivu tloušťky byly vytvořeny celkem čtyři stejné modely, avšak o různých tloušťkách. 3D modelování je pro použití v praxi příliš složité, proto se pro zjednodušení používají analytické výpočty. V tomto případě je však 3D model zvolen pro získání potřebných dat pro ověření výše uvedeného analytického modelu a dále je 3D model volen kvůli přesnějším datům a přesnějšímu zobrazení a nastavení nelinearit a samotného plastického chování, které oproti 2D modelování poskytuje.

Model byl vytvořen v programu ANSA a skládá se ze dvou plechů a jednoho svorníku s nákrůžkem. Materiál plechů a nákrůžku, který slouží k utažení svorníku je hliníková slitina, svorník je vyroben z titanu. Celý model byl vytvořen ve 3D (obrázek 5-2). V praxi se tato metoda kvůli své náročnosti jak z hlediska tvorby, tak délky trvání výpočtů příliš nepoužívá. V tomto případě byla však zvolena z důvodu efektivnějšího přenosu sil, názornějšího vlivu otláčení a možnosti nastavení okrajových podmínek, které byly nezbytně nutné pro tento výpočet.

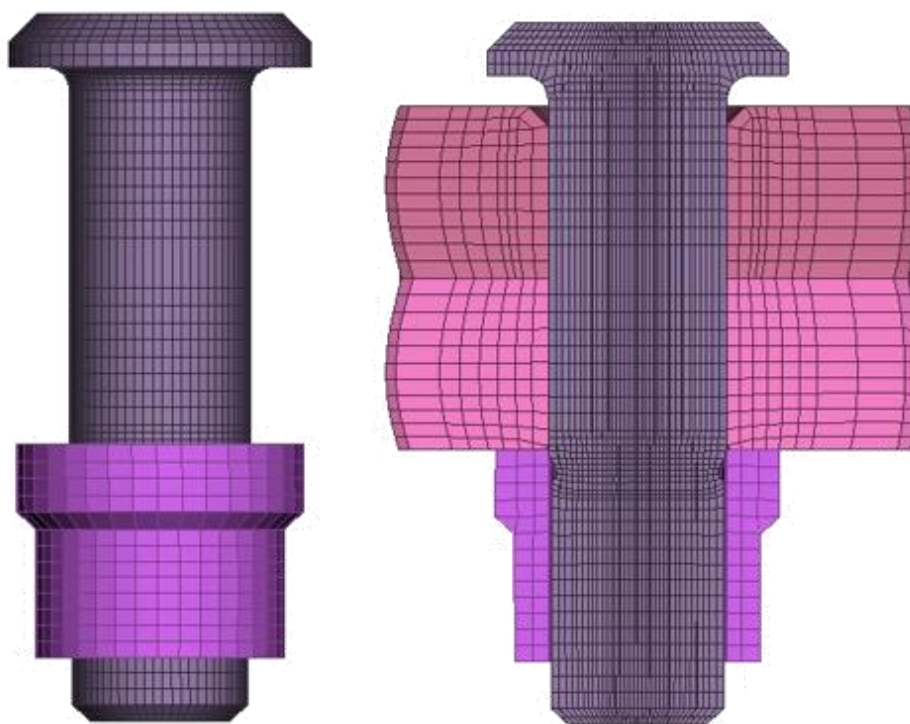


Obrázek 5-2: Celkový náhled na 3D model

Cihlové prvky se používají zejména pro síťování detailních 3D modelů. Hustota sítě narůstá v oblasti zájmu, jako jsou otvory pro spojovací součásti a vzájemný styk dvou plechů popř. na povrchu plechů.

V následujících kapitolách budou popsána jednotlivá nastavení potřebná pro výpočet. Nastavení jsou pro všechny verze stejná, proto se budou zobrazovat a popisovat pouze pro jeden případ, a to pro verzi o tloušťce plechu 2,2 mm, případné výjimky budou zmíněny v dané kapitole.

Obrázek 5-3 zobrazuje MKP model svorníku Hi-Lite a nákrůžku. V pravé části obrázku je zobrazen řez svorníkem a plechem. Stav zobrazen na obrázku je před zatížením a nastavením okrajových podmínek, kdy svorník není vlivem axiálního předpětí nalisován do díry a není nastaveno uložení svorníku.



Obrázek 5-3: MKP model svorníku Hi-Lite a nákrůžku a jejich řez

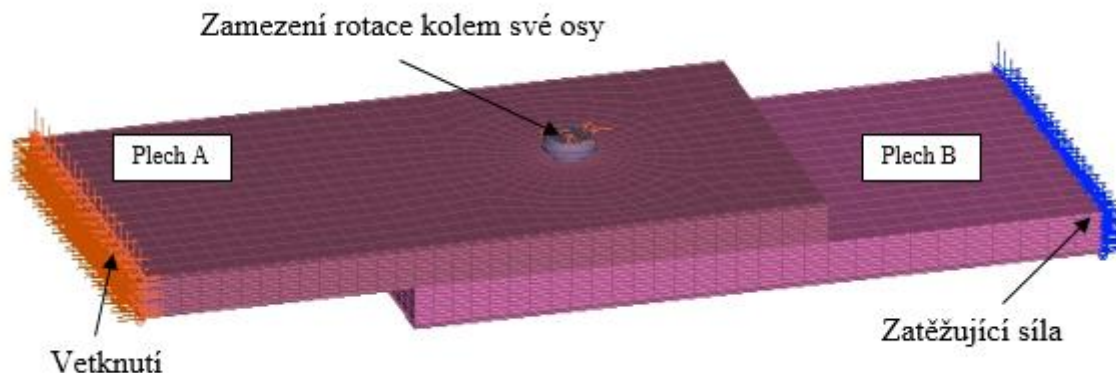
Pro vytvoření MKP modelu svorníku Hi-Lite byly použity výkresy a normy uvedené v seznamu použitých zdrojů pod číslem [24] a [26]. Společně se svorníkem byl vymodelován i tzv. nákrůžek, sloužící k utažení svorníku a k vytvoření pevného spoje. Závit na svorníku nebyl modelován, byl pouze nastaven kontakt odpovídající danému utahovacímu momentu, potřebného k ustřížení nákrůžku. Sít' na svorníku je složitější a hustší než na modelech plechů. Celková náročnost sítě je dána členitým tvarem svorníku a kruhovým průřezem. Hustota sítě je vyšší z důvodu výpočtu otláčení svorníku a přenosu napětí svorníkem.

### 5.3.2 Nastavení okrajových podmínek, předepnutí a uložení spoje

Nastavení okrajových podmínek je vzhledem k správnému výpočtu velmi podstatná část při tvorbě MKP modelu. Na obrázku 5-4 lze vidět nastavení okrajových podmínek. Jedná se o zatížení jednoho plechu, zatímco druhý plech je vetknutý. U vetknutého plechu se pro jednotlivé prvky musí nastavit posuv ve všech směrech roven 0.



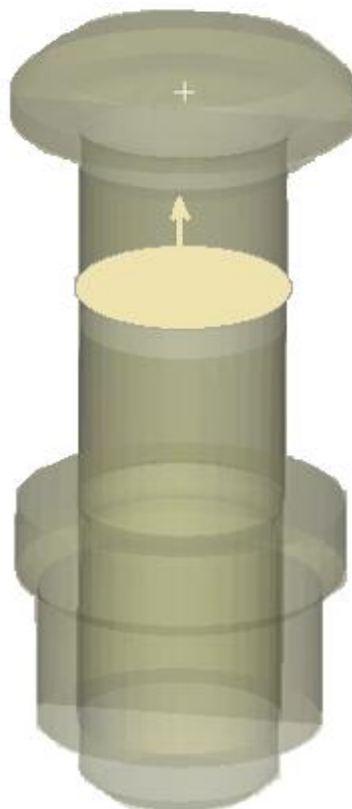
Další okrajovou podmínkou bylo potřeba nastavit pohyb svorníku. Pro zjednodušení se zamezilo pohybu okolo vlastní osy.



Obrázek 5-4: Nastavení okrajových podmínek

Při instalaci dochází k utažení svorníku, proto je potřeba nastavit jistou sílu od axiálního předpětí. Díky této síle dojde k simulaci skutečného nýtování. Z tohoto důvodu byl svorník vymodelován delší, aby potřebná síla od předpětí mohla nýt zalisovat a vznikl tak pevný, nerozebíratelný spoj, který by byl co nejvíce podobný skutečnému spoji.

V horní polovině svorníku byla vytvořena oblast (obrázek 5-5), ve které byla vytvořena mezi jednotlivými prvky dostatečná vzdálenost. Prvky ležící v této oblasti byly nastaveny tak, aby se určitou silou stahovaly ve směru působení síly od axiálního předpětí. Síla od axiálního předpětí se zavedla do osy svorníku.



Obrázek 5-5: Nastavení síly od axiálního předpětí

Síla od axiálního předpětí se musela vyjádřit z následujícího vzorce: [38]

$$M = \frac{F_i \cdot d_2}{2} \cdot \left[ \frac{P_h + \pi \cdot f \cdot d_2 \cdot \sec\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{\pi \cdot d_2 - f \cdot P_h \cdot \sec\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \right] + \frac{F_i \cdot f_0 \cdot d_0}{2} \quad (5-1)$$

Kde:

$M$  je moment potřebný k vyvození dané síly od předpětí

$F_i$  je síla od axiálního předpětí

$f_0$  je součinitel tření na stykové ploše

$d_0$  je střední průměr mezikruhové stykové plochy

$P_h$  je rozteč závitu

$d_2$  je střední průměr závitu

$\alpha$  je stoupání závitu

V normě se udává moment potřebný pro ustřížení nákrůžku v rozmezí od 25 do 35 inch/pound. Pro výpočet síly od předpětí se bral v úvahu větší moment, tudíž i síla od axiálního předpětí vyšla větší. V následující tabulce jsou uvedeny hodnoty parametrů vstupujících do výpočtu síly od axiálního předpětí.

**Tabulka 5-3: Vstupní hodnoty pro výpočet síly od axiálního předpětí**

Označení	Hodnota
$M$	35 inch/pound = 3,95 Nm
$f_0$	1,4
$f$	1,4
$d_0$	0,00644 m
$P_h$	0,0003 m
$d_2$	0,00464 m
$\alpha$	60°

Konečný vzorec pro výpočet síly od axiálního předpětí a hodnota použitá v MKP modelu:

$$F_i = \frac{M}{\frac{d_2}{2} \cdot \left[ \frac{P_h + \pi \cdot f \cdot d_2 \cdot \sec\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{\pi \cdot d_2 - f \cdot P_h \cdot \sec\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \right] + \frac{f_0 \cdot d_0}{2}} = 129,9 \text{ N} \quad (5-2)$$

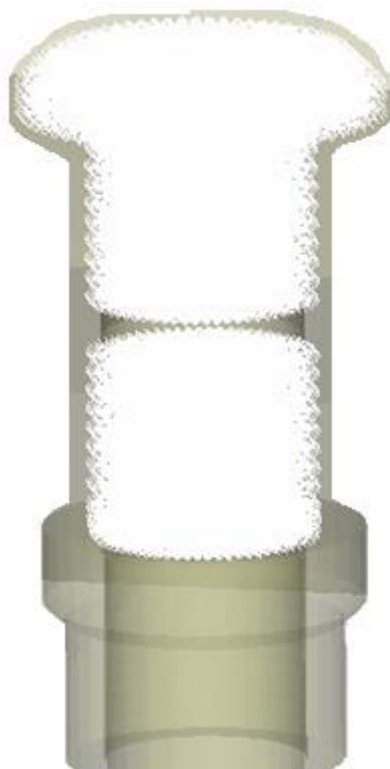
Jak ukazuje tabulka 5-4, v praxi je průměr otvoru pro svorník menší než průměr dřívku svorníku, tudíž se jedná o uložení s přesahem.

Tabulka 5-4: Tolerance pro svorníky Hi-Lite [26]

Jmenovitý průměr svorníku		Průměr dříku svorníku (úprava povrchu AG) D		Průměr otvoru d		Standardní označení na výkrese	Přesah uložení d – D	
[inch]	[mm]	[inch]	[mm]	[inch]	[mm]	[-]	[inch]	[mm]
6/32	4,76	0,1895	4,813	0,1850	4,70	4,70H8	-0,0045	-0,113
		0,1885	4,788	0,1857	4,718		-0,0028	-0,070

Při modelování byl pro lepší konvergenci dřík svorníku vymodelován o stejném průměru jako samotný otvor. Přesahu bylo následně dosaženo pomocí podmínky teplotní roztažnosti. Tato podmínka, jak je vidět na obrázku 5-6, byla nastavena pouze pro tu část, která ovlivňuje vzájemné chování svorníku a spojovaných plechů v měřené oblasti (bílá oblast na obrázku). Podmínka byla tedy nastavena pro hlavu svorníku a dřík s výjimkou oblasti, ve které je nastavené předpětí.

Dalším důvodem, proč bylo možné nastavit teplotní roztažnost pouze pro určitou část svorníku, je nastavený kontakt v oblasti závitu, tedy mezi spodní částí dříku a nákrůžkem. Vlivem tohoto kontaktu se spodní část svorníku chová stejně jako tepelně ovlivněná část.



Obrázek 5-6: Nastavení teplotní roztažnosti svorníku

Velikost teploty potřebné ke zvětšení svorníku na požadovaný průměr byla vypočítána podle jednoduchého vztahu.

$$d = d_1 \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta T) \quad (5-3)$$

Kde:

$d$  je počáteční průměr svorníku

$d_1$  je konečný průměr svorníku

$\alpha$  je teplotní součinitel délkové roztažnosti pro titan

$\Delta T$  je hledaný rozdíl teplot

V následující tabulce jsou uvedeny hodnoty parametrů vstupujících do výpočtu teploty potřebné pro zvětšení svorníku.

**Tabulka 5-5: Hodnoty parametrů pro výpočet potřebné teploty**

Označení	Hodnota
$d$	4,717 mm
$d_1$	4,788 mm
$\alpha$	$9 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$

Konečný vzorec pro teplotu potřebnou ke zvětšení svorníku a hodnota použitá v MKP modelu:

$$\Delta T = \frac{d - d_1}{\alpha \cdot d_1} = 1654,85 \text{ K} \quad (5-4)$$

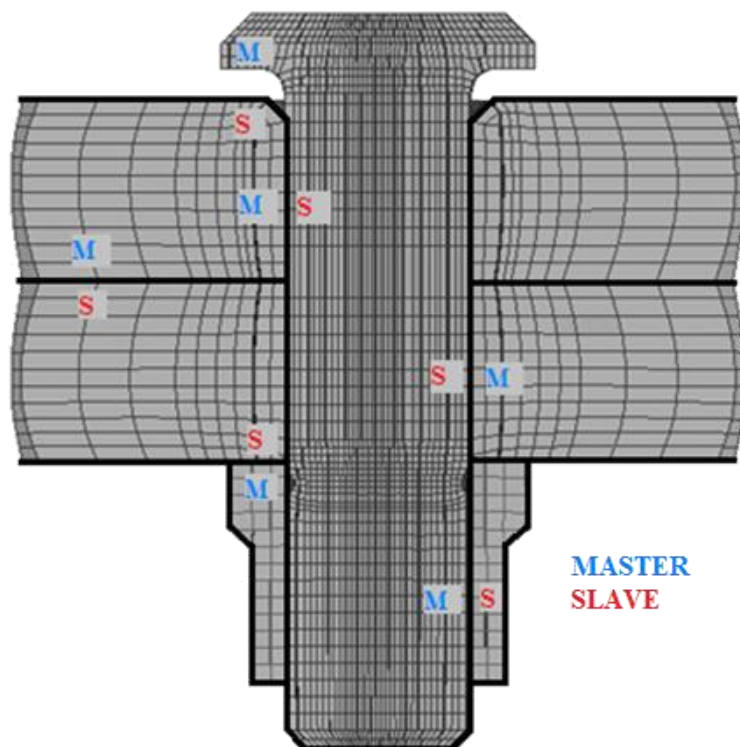
### 5.3.3 Nastavení kontaktu

Pro správný výpočet je potřeba nastavit mezi jednotlivými částmi modelu kontakt. Nastavení kontaktu má za úkol zajistit takové vlastnosti modelu jaké se vyskytují u reálného spoje. Jedná se zejména o chování modelu po zatížení, kde by vymodelovaný svorník mohl být při špatném nastavení kontaktu uvolněný ve směru osy svorníku. Takovýto stav by mohl ovlivnit výsledky výpočtu.

Pro výše popsáný model se nastavovaly tyto kontaktní podmínky:

- Šroubové spojení nákrůžku s dříkem svorníku
- Kontakt mezi nákrůžkem a spodním plechem B
- Kontakt mezi plechem B a dříkem svorníku
- Kontakt mezi plechem A a dříkem svorníku
- Kontakt mezi oběma plechy navzájem
- Kontakt mezi plechem A a hlavou nýtu

Jednotlivé kontakty jsou znázorněné na obrázku 5-7 společně s určením ploch, ke kterým se daný kontakt vztahuje. Jedná se o označení master a slave. Plocha označená jako master je vztahná plocha většinou s jemnější strukturou sítě.



Obrázek 5-7: Vazby mezi jednotlivými kontakty

### 5.3.4 Nastavení materiálových vlastností

Pro nastavení materiálových vlastností bylo potřeba získat tahové křivky jednotlivých materiálů. Křivky byly získány z MMPDS-03. Pro výpočet v programu ABAQUS se nastavuje tahová křivka pomocí hodnot bodů, které symbolizují danou tahovou křivku. Jedná se však o skutečnou tahovou křivku. Křivky získané z MMPDS-03 nebyly však pro skutečný tahový diagram, proto bylo potřeba dané hodnoty přepočítat.

Jelikož v modelu uvažujeme možnou plasticitu materiálů, jedná se o nelineární výpočet. Z toho důvodu bylo zapotřebí zavést do materiálových vlastností tahovou křivku jak pro elastickou deformaci, tak i pro plastickou.

Pro získání skutečného tahového diagramu je potřeba oproti smluvnímu tahovému diagramu, který uvažuje pro smluvní napětí působení zatěžující síly na počáteční průřez tyče  $A_0$ , vztáhnout působící sílu na okamžitý průřez tyče  $A$ . Smluvní tahový diagram udává tedy závislost smluvního napětí na poměrném prodloužení měřené délky tyče, zatímco skutečný tahový diagram udává závislost skutečného napětí na logaritmickém prodloužení. Potom po přepočtu ze smluvního na skutečný tahový diagram platí (za předpokladu zachování objemu při plastické deformaci  $A_0 \cdot l_0 = A \cdot l$ ): [34]

$$\sigma = \frac{F}{A} = S \cdot \frac{A_0}{A} = S \cdot \frac{l}{l_0} = S \cdot \left(1 + \frac{l - l_0}{l_0}\right) = S \cdot (1 + e) \quad (5-5)$$

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} = \ln \left(1 + \frac{l - l_0}{l_0}\right) = \ln(1 + e) \quad (5-6)$$

Kde:

$\sigma$  je skutečné napětí

F je zatěžující síla

A je okamžitý průřez tyče

S je smluvní napětí

$A_0$  je počáteční průřez tyče

l je délka tyče po zatížení

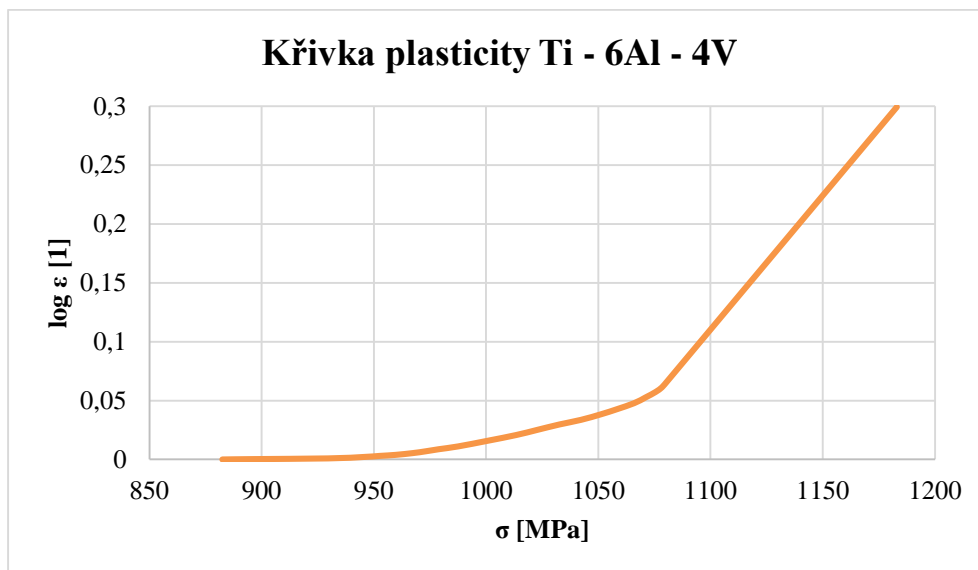
$l_0$  je počáteční délka tyče

e je poměrné prodloužení měřené délky tyče

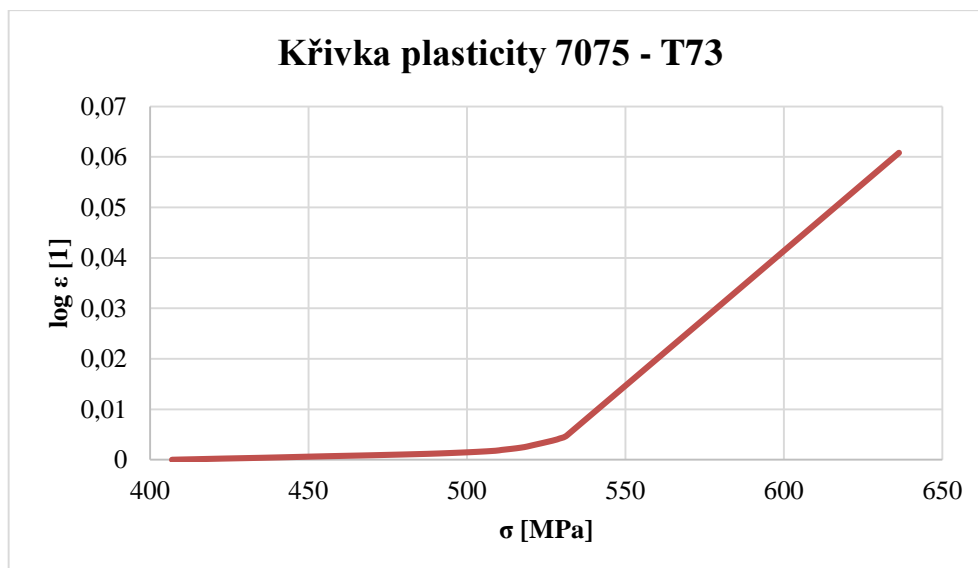
$\varepsilon$  je logaritmické prodloužení

Hodnoty bodů určující skutečnou tahovou křivku jsou pro jednotlivé slitiny znázorněny v tabulce 9-1.

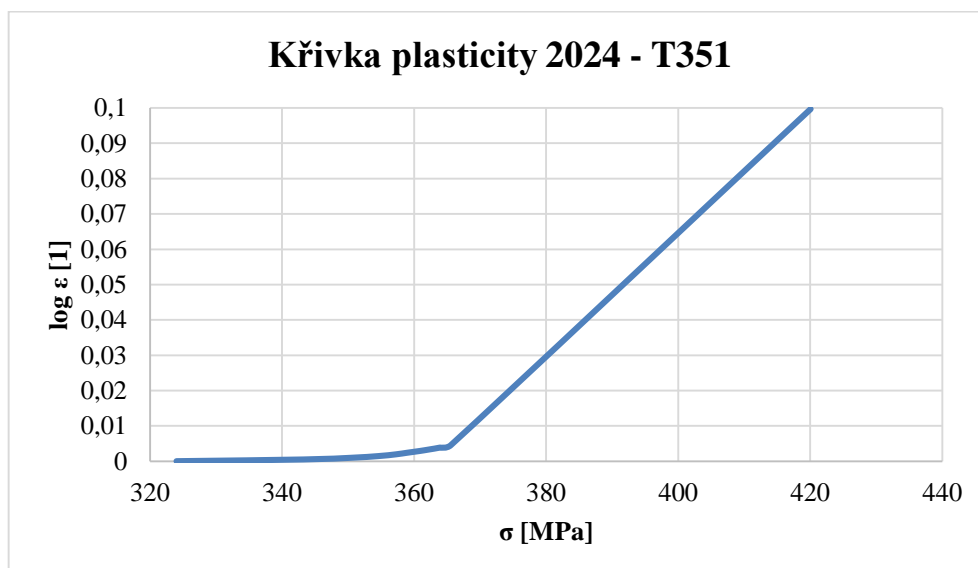
Následující obrázky zobrazují skutečný tahový diagram ve formě, ve které vstupuje do materiálového nastavení v programu ABAQUS. Jedná se o závislost logaritmického prodloužení na skutečném napětí, které je vyneseno na osu x, zatímco logaritmické prodloužení na osu y.



Obrázek 5-8: Křivka plasticity pro materiál Ti-6Al-4V



Obrázek 5-9: Křivka plasticity pro materiál 7075 – T73



Obrázek 5-10: Křivka plasticity pro materiál 2024 – T351

### 5.3.5 Výpočet<sup>6</sup>

Po nastavení všech okrajových podmínek, materiálových vlastností a vzájemných kontaktů jednotlivých částí se nastavil postup výpočtu pro ABAQUS. Celý postup se vytvořil do tzv. stepu. Step obsahoval jak nastavení okrajových podmínek, tak i nastavení kontaktu. Po nastavení těchto kroků, bylo pro výpočet nastaveno předepnutí. Dalším krokem výpočtu bylo nastavení teplotní roztažnosti, aby se docílilo požadovaného přesahu. V posledním kroku se model zatížil tahem

Postup nastavení jednotlivých kroků jdoucích za sebou je zobrazen na obrázku 5-11. Přičemž BC je nastavení okrajových podmínek (zatěžující síla, zamezení rotace svorníku kolem vlastní osy), dále body 3-13 určují nastavení kontaktu mezi jednotlivými styčnými plochami, kde

<sup>6</sup> Nastavení bylo vytvořeno pro všechny verze stejně, z tohoto důvodu se nastavení popisuje pouze pro verzi o tloušťce plechu 2,2 mm. Totéž platí o zobrazených výsledcích, není-li to zmíněno jinak přímo u daných výsledků.

M=master a S=slave. Dále Pretension určuje nastavení předeptnutí s tím, že nýt dosedne hlavou na plech a dojde ke styku zaoblení na spodní straně hlavy nýtu a odjehlené části otvoru. Tento kontakt bylo potřeba pro další výpočet povolit, z důvodu konvergence výpočtu. Byl tedy vložen do stepu jako bod 15 a 16. Dalším krokem je Temp, který signalizuje nastavení teploty potřebné k zahřátí svorníku tak, aby došlo k předepsanému předeptnutí.

1	▷	BC_1
2	▷	BC_U
3	▷	ZAVIT_M
4	▷	ZAVIT_S
5	▷	MATICE_PLECH_M
6	▷	PLECH_MATICE_S
7	▷	HLAVA_PLECH_M
8	▷	PLECH_HLAVA_S
9	▷	DRIK_PLECH_B_S
10	▷	PLECH_B_DRIK_M
11	▷	PLECH_A_DRIK_M
12	▷	PLECH_A_PLECH_B_M
13	▷	PLECH_B_PLECH_A_S
14	▷	PRETENSION
15	▷	RADIUS_HOLE
16	▷	RADIUS_RIVET
17	▷	TEMP

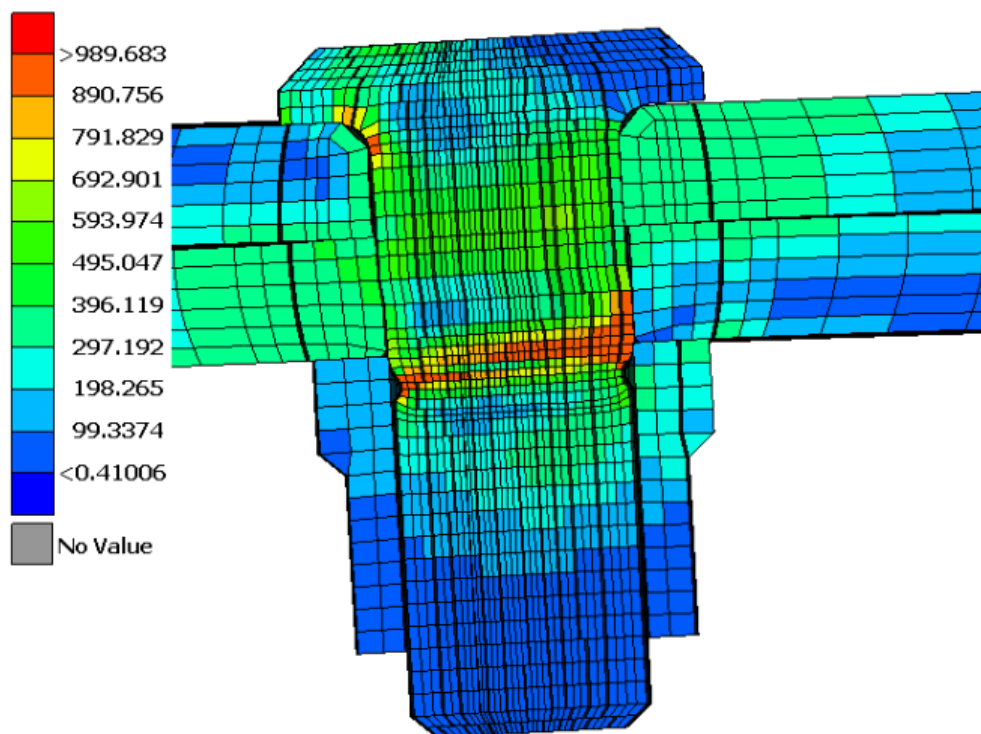
Obrázek 5-11: Nastavení jednotlivých kroků výpočtu

Po nastavení jednotlivých kroků se celý model i se všemi nastaveními nechal spočítat v řešiči ABAQUS. Vyhodnocení velikosti napětí, sil, popřípadě velikost plastické deformace se vyhodnocovala v postprocesoru  $\mu$ ETA.

Na obrázku 5-12<sup>7</sup> je znázorněno rozložení napětí Von Mises platné pro maximální zatěžující sílu. Z obrázku lze vyzorovat, jakým způsobem je síla svorníkem přenášena. Můžeme si povšimnout napětí vlivem otláčení, které vzniká při zatěžování a především ve kterých místech se nachází jeho maximum. Z hlediska únavy lze říci, že rizikové místo pro tvorbu únavových trhlin se nachází především v místě maximálních napětí vlivem otláčení, tedy mezi jednotlivými plechy, popřípadě vlivem špatného nýtování a nedosednutí hlavy nýtu či špatného odjehlení otvoru pro nýt. Maximum vykreslené na obrázku 5-12 v místě mezi šroubovou částí svorníku a samotným dříkem svorníku je dáno především zúžením mezi těmito částmi a ve skutečnosti se nedá považovat za výskyt maximálního napětí.

<sup>7</sup> Hodnoty napětí v legendě jsou v MPa.





Obrázek 5-12: Rozložení maximálního napětí Von Mises po zatížení silou F

#### 5.4 Porovnání výsledků

Výsledky součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé vzorky o tloušťkách 2,2, 4,5, 6,6 a 8,8 mm jsou znázorněny v tabulce 5-6. Výsledné hodnoty součinitele koncentrace napětí pro vzorky vytvořené pomocí MKP nejsou porovnatelné s výsledky podle navržené metodiky, z důvodu zobrazeného na obrázku 5-13<sup>8</sup>, na kterém je zobrazena plastická deformace v oblasti otvoru pro svorník. Na obrázku a) je znázorněna plastická deformace po vytvoření pevného spoje s přesahem. Je vidět, že ještě před zatížením silou F, avšak již po instalaci svorníku do díry je oblast v okolí otvoru pro svorník do určité míry zplastizovaná. Tento efekt je pro konečnou životnost takového typu spojení velmi prospěšný, jelikož má podobný vliv jako samotná deformace za studena (kapitola 3.3.3), avšak výsledné hodnoty součinitele koncentrace napětí ovlivňuje natolik, že jednotlivé výpočty nelze porovnat.

Tabulka 5-6: Výsledné hodnoty součinitele koncentrace napětí pro analytický výpočet

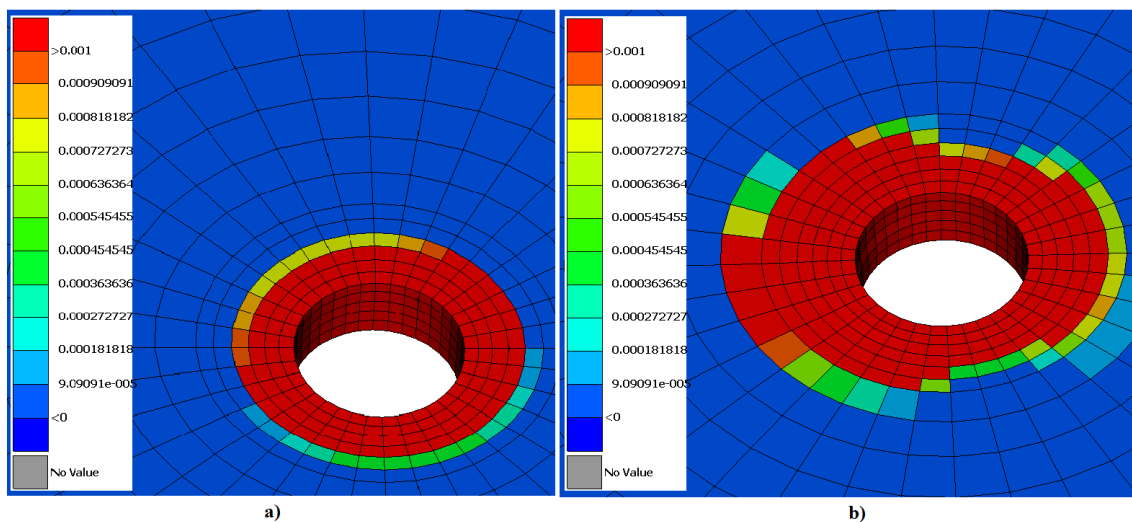
Vzorek č.	Tloušťka	$K_t$	$K_p$	$K_b$	$K_{tGLOBAL}$
	mm	1	1	1	1
1.	2,2	0	12,66	11,91	24,57
2.	4,5	0	12,75	12,75	25,5
3.	6,6	0	12,72	13,38	26,09
4.	8,8	0	12,72	13,77	26,49

<sup>8</sup> Hodnoty v legendě popisují ekvivalentní plastickou deformaci, pro znázornění ovlivnění byly hodnoty zobrazeny pro extrémní hodnotu deformace 10. Hodnoty deformace v legendě jsou v procentech.

Vliv zplastizované oblasti není postihnout v analytickém výpočtu, tudíž nemůže dojít k porovnání výsledků součinitele koncentrace napětí a ověření správnosti analytického výpočtu a vlivu tloušťky na součiniteli koncentrace napětí. Zplastizovaná oblast se vyskytuje u všech vytvořených případů s různou tloušťkou plechu.

Pro další možné porovnání a ověření analytického výpočtu by bylo nutné změnit nastavení MKP modelů, zejména nastavení materiálových vlastností. Bylo by třeba uvažovat lineární materiál, díky čemuž by bylo snadnější porovnat a ověřit analytický výpočet a zjistit vliv tloušťky plechu na součiniteli koncentrace napětí.

Součinitel koncentrace napětí vypočtený navrženou metodikou by proto měl být chápán jako referenční pro použití v souvislosti s odpovídající konstrukční S-N křivkou. Toto zjištění je v souladu s doporučeními uváděnými v literatuře [39].



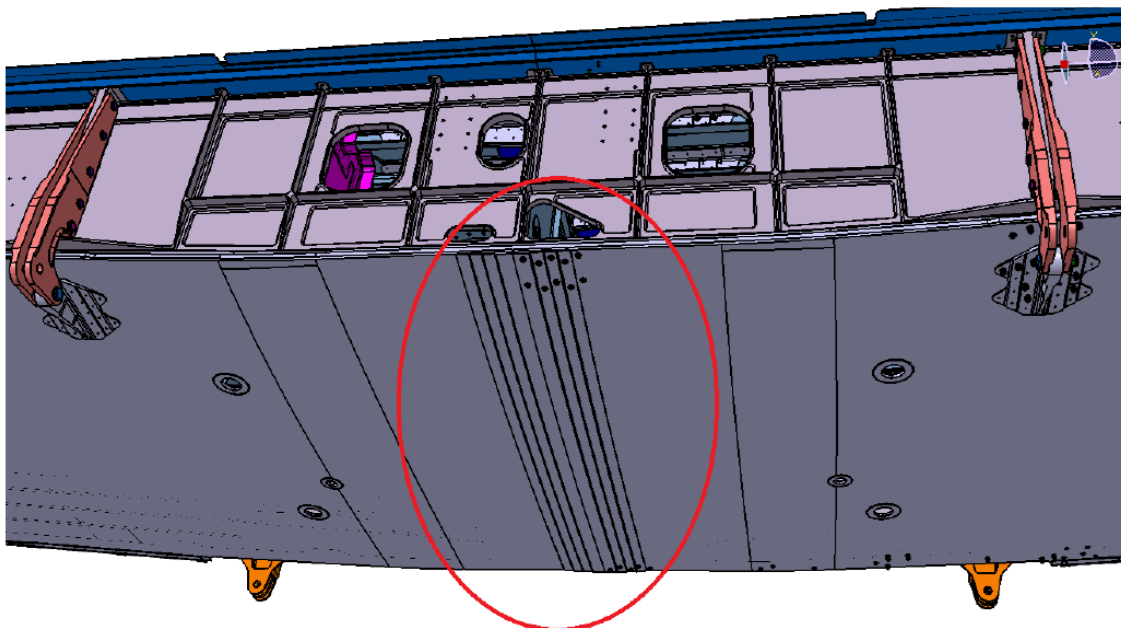
**Obrázek 5-13: Zobrazení plastické deformace v oblasti okolo otvoru pro svorník a) před zatížením silou F b) po zatížení silou F**

## 6 VÝPOČET REÁLNÉHO KONSTRUKČNÍHO UZLU

Pro ověření daných metod je třeba tyto metody porovnat s experimentem na reálném konstrukčním uzlu. Pro tento účel byl použit spoj dolních panelů malého dopravního letounu. Výpočet byl proveden analyticky a numerickou metodou MKP. Výsledek byl porovnán s experimentem.

### 6.1 Popis zkoušeného konstrukčního uzlu

Vzorek reprezentuje spoj panelů na spodní straně křídla malého dopravního letounu.



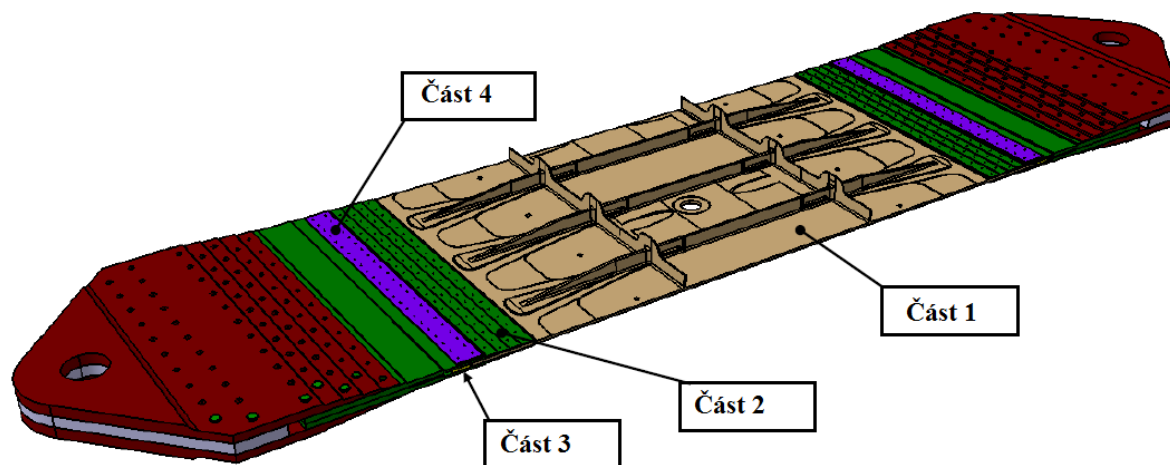
Obrázek 6-1: Znázornění spoje panelů

3D model panelu je znázorněn na obrázku 6-2 a je rozdělen do několika částí. První část představuje panel vyrobený z desky z materiálu 7475-T7351. Druhá a třetí část představuje spojky vyrobené z desky z materiálu 2124-T851. Část čtyři simuluje přítomnost křídla. Na této pozici se na skutečném křídle vyskytuje pásnice žebra. [33]

Tabulka 6-1: Materiál použitý na jednotlivé části a jeho modul pružnosti v tahu [25]

Část vzorku	Typ materiálu	E [MPa]
Vnější spojka	2124 – T851	75152,9
Vnitřní spojka	2124 – T851	75152,9
Lem žebra	2124 – T851	75152,9
Panel	7475 – T7351	73084,4

Pro část 1 a část 2 jsou použity nýty o průměru 5 mm a o odpovídající délce nýtů z hliníkové slitiny použitých pro tyto uzly. Při zkoušce byly tenzometry instalovány podle požadavků Aircraft Industries, a.s. Účelem tenzometrů bylo získat bližší rozdělení napětí v panelu.



Obrázek 6-2: 3D model panelu [33]

## 6.2 Zkouška panelu

Zkouška byla rozdělena do několika kroků. V prvním kroku se jednalo o statické zatížení s cílem stanovení rozložení napětí a úroveň únavového zatížení. Následovaly dvě fáze únavového zatížení. Cílem první fáze byla detekce vzniklé makrotrhliny, cílem druhé fáze bylo sledování a šíření trhliny a zkouška zbytkové pevnosti. [33]

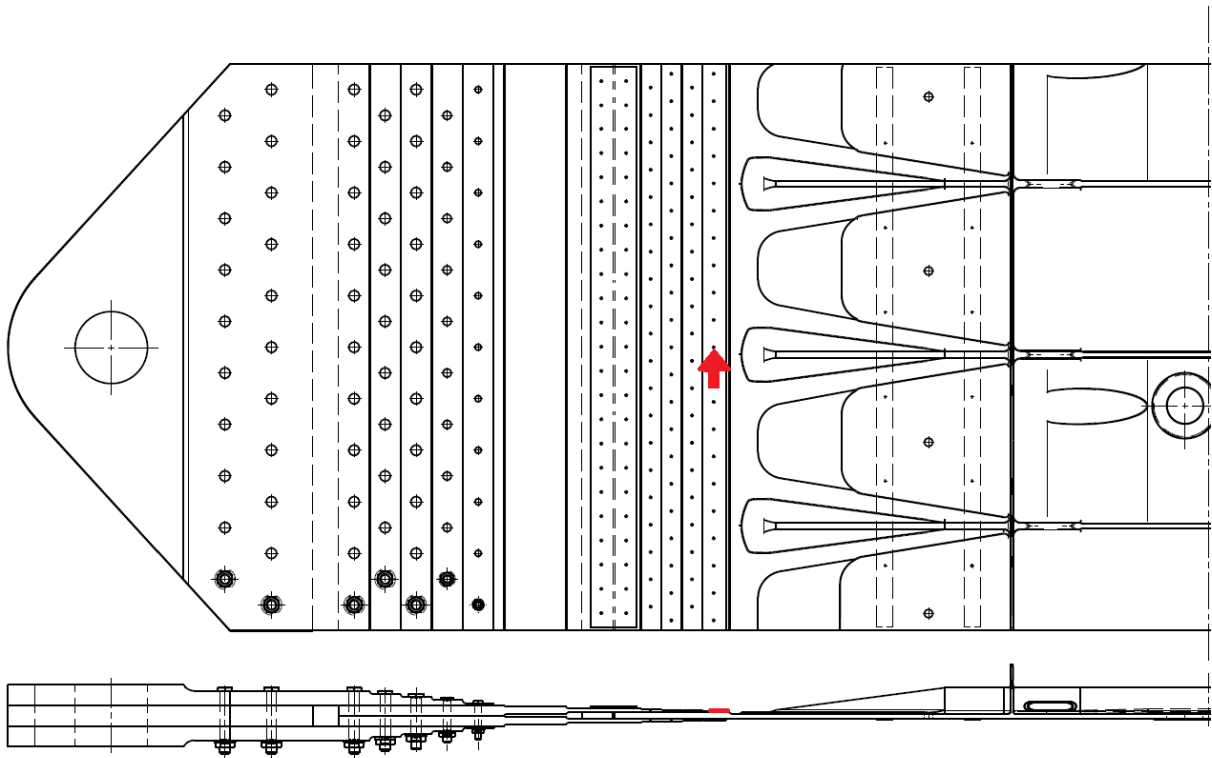
Pro únavovou zkoušku byl použit součinitel asymetrie cyklu  $R=0,05$  při zatížení s konstantní amplitudou zatěžovací síly. Maximální síla  $F_{MAX} = 258\,830\,N$  odpovídá zatížení  $\sigma_{MAX} = 100\,MPa$ . [33]

K poruše na jedné straně spoje došlo po provedení 130 000 cyklů. Jelikož je panel symetrický, na druhé straně spoje došlo k poruše po 243 000 cyklech.

Střední životnost je tedy:

$$\overline{\log N} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log N_i = \frac{1}{2} (\log 130\,000 + \log 243\,000) = 5,250 \quad (6-1)$$

$$\bar{N} = 10^{\overline{\log N}} = 10^{5,250} = 177\,736 \quad (6-2)$$

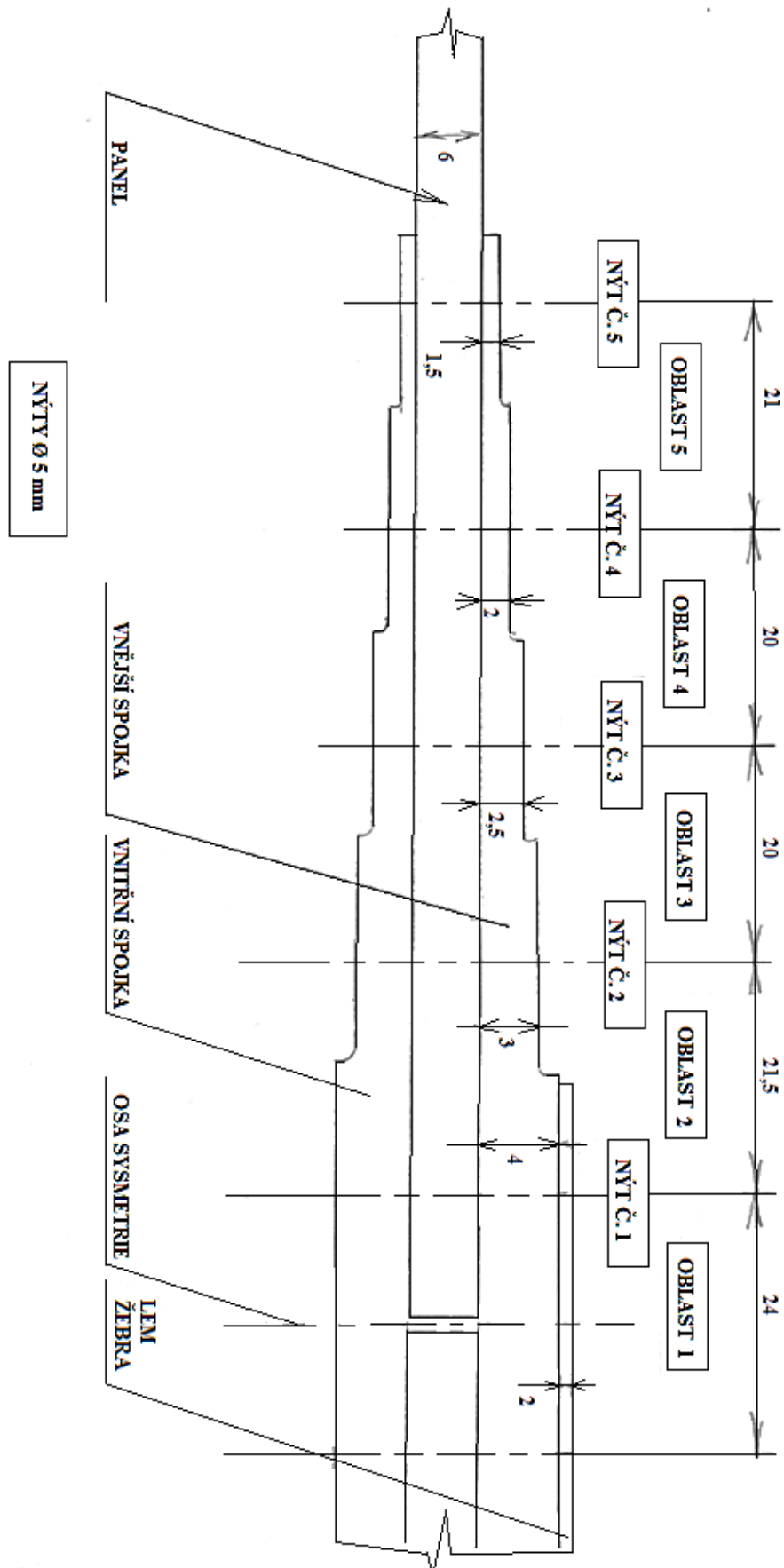


Obrázek 6-3: Místo poruchy v 1. nýtové řadě v panelu

### 6.3 Analytický výpočet

Analytický výpočtový model byl připraven pro výpočet rozložení sil v nýtovém spoji. Z rozložení sil se dále vypočítala životnost daného panelu a následně porovnála s výsledky MKP výpočtu a výsledky ze zkoušky.

Schématické znázornění počítaného spoje je na následujícím obrázku.



Obrázek 6-4: Schéma spoje panelů

### 6.3.1 Vliv tuhosti spojovacích prvků

Do analytického výpočtu vstupuje jako jeden z nejdůležitějších parametrů tuhost spoje. Existuje několik známých polo empirických rovnic pro určení tuhosti nýtového spoje. V dalším textu je zmíněno několik možností výpočtu tuhosti nýtového spoje.

a) Tuhost dle Swifta [45]

$$K = \frac{E}{\frac{A}{D} + \frac{C}{t_1} \cdot \frac{E}{E_1} + \frac{C}{t_2} \cdot \frac{E}{E_2}} \quad (6-3)$$

Kde  $D$  je průměr nýtu,  $A$  a  $C$  jsou parametry závislé na místě použití nýtu nebo šroubu.  $E$  je modul pružnosti v tahu a  $t$  je tloušťka spojovaných plechů. Pro nýtový spoj, popřípadě pro šroubový spoj se hodnoty pro výpočet nastaví dle následující tabulky.

Tabulka 6-2: Vstupní data pro výpočet tuhosti dle Swifta [45]

Typ spojení	A	C
Nýtový spoj <sup>9</sup>	5	0,8
Šroubový spoj <sup>10</sup>	1,666	0,86

b) Tuhost dle Hutha [45]

$$K = \left\{ \frac{\kappa}{m} \cdot \left[ \frac{t_1 + t_2}{2d} \right]^\lambda \cdot \left[ \frac{1}{E_1 \cdot t_1} + \frac{1}{m \cdot E_2 \cdot t_2} + \frac{1}{2 \cdot E_f \cdot t_1} + \frac{1}{2 \cdot E_f \cdot t_2} \right] \right\}^{-1} \quad (6-4)$$

Kde  $\kappa$  a  $\lambda$  jsou konstanty závislé na typu spojovací součásti dle následující tabulky:

Tabulka 6-3: Vstupní data pro výpočet tuhosti dle Hutha [45]

Typ spojovací součásti	$\kappa$	$\lambda$
Klasický nýt	2.2	0.400
Hi-Lok/Hi-Lite/ Lockbolt	3.0	0.667

Příčemž  $m$  pro jednostřížné spojení je rovno 1 a pro dvojitřížné spojení je  $m=2$ .

c) Tuhost dle Boeinga [20]

$$K = \left[ \frac{2^{\frac{t_1}{d} \cdot 0,85}}{t_1} \cdot \left( \frac{1}{E_1} + \frac{3}{8 \cdot E_3} \right) + \frac{2^{\frac{t_2}{d} \cdot 0,85}}{t_2} \cdot \left( \frac{1}{E_2} + \frac{3}{8 \cdot E_3} \right) \right]^{-1} \quad (6-5)$$

Kde  $t_1$  a  $t_2$  vyjadřují tloušťky spojovaných plechů,  $E_1, E_2$  a  $E_3$  jsou moduly pružnosti v tahu jak spojovaných plechů, tak spojovací součásti a  $d$  určuje průměr nýtu.

<sup>9</sup> Platí pouze pro nýt ze slitiny hliníku

<sup>10</sup> Platí pouze pro ocelový šroub

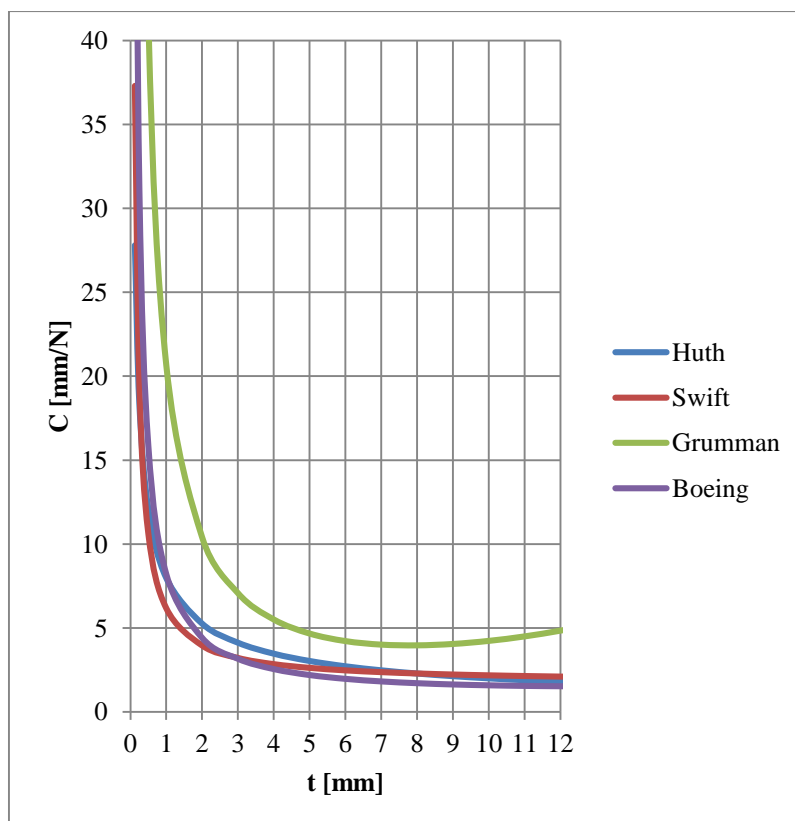
d) Tuhost dle Grummana [20]

$$K = \left[ \frac{(t_1 + t_2)^2}{E_3 \cdot d^3} + 3,72 \cdot \left( \frac{1}{t_1 \cdot E_1} + \frac{1}{t_2 \cdot E_2} \right) \right]^{-1} \quad (6-6)$$

Kde  $t_1$  a  $t_2$  vyjadřují tloušťky spojovaných plechů,  $E_1$ ,  $E_2$  a  $E_3$  jsou moduly pružnosti v tahu jak spojovaných plechů, tak spojovací součásti a  $d$  určuje průměr nýtu.

Pro porovnání výše uvedených metod získání tuhosti nýtového spoje byl vypracován obrázek 6-5 porovnávající spojení nýtu z hliníkové slitiny. Z tohoto obrázku je zřejmé, že tuhost nýtového spoje podle výše uvedených rovnic je velmi rozdílná. Změna může být způsobena zanedbáním geometrických a fyzikálních vlastností, které se normálně vyskytují u spojení tohoto typu, jako jsou například předpětí šroubu, drsnost povrchu či použití primeru. V některých případech může dokonce sekundární ohyb, který se vyskytuje i u jednostřížného spoje, ovlivnit výslednou tuhost spoje, což některé možnosti výpočtu neuvažují.

Při pohledu na výše uvedené rovnice si lze povšimnout, které metody berou v úvahu vliv sekundárního ohybu, a které jej naopak zanedbávají. U metody výpočtu podle Swifta je zřejmé, že bere v úvahu výpočet pouze pro jednostřížný spoj, nikoliv pro dvojtřížný. Z tohoto můžeme usoudit, že sekundární ohyb není brán u jednostřížného spoje v úvahu, jelikož tuhost pro dvojtřížný spoj není vůbec definována. Naopak výpočet podle Grummana uvažuje, v druhém členu rovnice, vliv sekundárního ohybu.



Obrázek 6-5: Porovnání tuhosti nýtového spoje pomocí různých metod

Analytický výpočet byl vytvořen pro dva různé výpočty tuhosti. První z nich je výpočet tuhosti podle rovnice dle Swifta [45] a druhý podle Hutha [45].



### 6.3.2 Rovnice rovnováhy

Jednotlivé rovnice byly získány na základě lineární teorie výpočtu spojů, která je uvedena například v HSB 21031-01. Výpis a význam veličin z rovnic je následující:[19]

$F_{1,1}$	Zatěžující síla na výztuž v oblasti č. 1
$F_{2,1} \dots F_{2,5}$	Zatěžující síly na vnější spojku pro jednotlivé oblasti
$F_{3,1} \dots F_{3,4}$	Zatěžující síly na panel pro jednotlivé oblasti
$F_{4,1} \dots F_{4,5}$	Zatěžující síly na vnitřní spojku pro jednotlivé oblasti
$F_{f_{1,1}}$	Síly v nýtovém spoji v oblasti č. 1 mezi výztuží a vnější spojkou
$F_{f_{2,1}} \dots F_{f_{2,5}}$	Síly v nýtovém spoji pro jednotlivé oblasti mezi vnější spojkou a panelem
$F_{f_{3,1}} \dots F_{f_{3,5}}$	Síly v nýtovém spoji pro jednotlivé oblasti mezi vnitřní spojkou a panelem

- Lem žebra

$$F_{1,1} - F_{f_{1,1}} = 0 \quad (6-7)$$

- Vnější spojka

$$F_{2,1} - F_{f_{2,1}} - F_{2,2} + F_{f_{1,1}} = 0 \quad (6-8)$$

$$F_{2,2} - F_{2,3} - F_{f_{2,2}} = 0 \quad (6-9)$$

.  
.  
.

$$F_{2,4} - F_{2,5} - F_{f_{2,4}} = 0 \quad (6-10)$$

$$F_{2,5} - F_{f_{2,5}} = 0 \quad (6-11)$$

- Panel

$$-F_{3,2} + F_{f_{2,1}} + F_{f_{3,1}} = 0 \quad (6-12)$$

$$F_{3,2} - F_{3,3} + F_{f_{2,2}} + F_{f_{3,2}} = 0 \quad (6-13)$$

.  
.  
.

$$F_{3,4} - F_{3,5} + F_{f_{2,4}} + F_{f_{3,4}} = 0 \quad (6-14)$$

$$F_{3,5} + F_{f_{2,5}} + F_{f_{3,5}} = F \quad (6-15)$$

- Vnitřní spojka

$$F_{4,1} - F_{f_{3,1}} - F_{4,2} = 0 \quad (6-16)$$

.

.

.

$$F_{4,4} - F_{4,5} - F_{f_{3,4}} = 0 \quad (6-17)$$

$$F_{4,5} - F_{f_{3,5}} = 0 \quad (6-18)$$

### 6.3.3 Rovnice posuvů

Jednotlivé rovnice byly získány na základě lineární teorie výpočtu spojů, která je uvedena například v HSB 21031-01. Výpis a význam veličin z rovnic je následující:[19]

$u_{1,1}$	Posuv v oblasti č. 1 na výztuži
$u_{2,1} \dots u_{2,4}$	Posuvy jednotlivých oblastí u vnější spojky
$u_{3,1} \dots u_{3,4}$	Posuvy jednotlivých oblastí u panelu
$u_{4,1} \dots u_{4,4}$	Posuvy jednotlivých oblastí u vnitřní spojky
$u_{f_{1,1}}$	Posuv nýtu ve spoji výztuže a vnější spojky v oblasti č. 1
$u_{f_{2,1}} \dots u_{f_{2,5}}$	Posuvy nýtů ve spoji vnější spojky a panelu v jednotlivých oblastech
$u_{f_{3,1}} \dots u_{f_{3,5}}$	Posuvy nýtů ve spoji vnitřní spojky a panelu v jednotlivých oblastech

- Spojení vnější a vnitřní spojky

$$u_{2,1} - u_{3,2} + u_{f_{2,1}} - u_{f_{2,2}} = 0 \quad (6-19)$$

.

.

.

$$u_{2,4} - u_{3,5} + u_{f_{2,4}} - u_{f_{2,5}} = 0 \quad (6-20)$$

- Spojení vnitřní spojky a panelu

$$u_{3,2} - u_{4,1} + u_{f_{3,1}} - u_{f_{3,2}} = 0 \quad (6-21)$$

.

.

.

$$u_{3,5} - u_{4,4} + u_{f_{3,4}} - u_{f_{3,5}} = 0 \quad (6-22)$$

Rovnice posuvu jsou dále použity ve tvaru:

$$u = C \cdot F \quad (6-23)$$

Kde C je poddajnost členu a F je síla.

#### 6.3.4 Doplnkové rovnice rovnováhy

$$-u_{2,1} + u_{4,1} - u_{f_{2,1}} + u_{f_{3,1}} = 0 \quad (6-24)$$

$$-u_{1,1} + u_{4,1} - u_{f_{1,1}} - u_{f_{2,1}} + u_{f_{3,1}} = 0 \quad (6-25)$$

Tato soustava rovnic byla řešena pomocí inverze matice v programu Excel. Následně byla vynásobena vektorem pravé strany.

Poddajnost pro vnitřní a vnější spojku, panel a lem žebra se vypočítají ze vztahu:

$$C_f = \frac{p_i}{w \cdot t \cdot E} \quad (6-26)$$

Kde  $p_i$  je rozteč nýtů,  $w$  je šířka,  $t$  je tloušťka a  $E$  je modul pružnosti.

ROVNICE POSUVŮ		ROVNICE ROVNOVÁHY																													
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	VEKTOR	PRAVÁ		
		F1.1	F2.1	F2.2	F2.3	F2.4	F2.5	F3.2	F3.3	F3.4	F3.5	F4.1	F4.2	F4.3	F4.4	F4.5	F1.1	F2.1	F2.2	F2.3	F2.4	F2.5	F3.1	F3.2	F3.3	F3.4	F3.5	EN	NA		
Cf [mm/N]		3.0E-07	1.5E-07	1.8E-07	2.0E-07	2.5E-07	3.5E-07	9.0E-08	8.4E-08	8.4E-08	8.8E-08	1.5E-07	1.8E-07	2.0E-07	2.5E-07	3.5E-07	2.2E-05	1.9E-05	1.9E-05	2.0E-05	2.1E-05	1.9E-05	1.9E-05	2.0E-05	2.1E-05	2.3E-05	2.3E-05	2.3E-05	EN	NA	
1	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F1.1	0
2	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.1	0
3	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.2	0
4	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.3	0
5	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.4	0
6	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.5	0
7	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F3.2	0
8	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F3.3	0
9	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F3.4	0
10	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F3.5	0
11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F4.1	0
12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F4.2	0
13	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F4.3	0
14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F4.4	0
15	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	-1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F4.5	0
16	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F1.1	0
17	0	-1.5E-07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.52E-07	0	0	0	0	0	-2E-05	0	0	0	0	2E-05	0	0	0	0	0	0	F2.1	0
18	0	1.5E-07	0	0	0	0	0	-9E-08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.9E-05	-2E-05	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.2	0
19	0	0	1.8E-07	0	0	0	0	0	-8.4E-08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.9E-05	-2E-05	0	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.3	0
20	0	0	0	2E-07	0	0	0	0	0	-8E-08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2E-05	-2E-05	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.4	0
21	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-8.8E-08	0	0	0	0	0	0	0	0	2.1E-05	-2.1E-05	0	0	0	0	0	0	0	0	F2.5	0
22	0	0	0	0	0	0	0	9.05E-08	0	0	0	-1.5E-07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2E-05	-2E-05	0	0	0	0	0	0	F3.1	0
23	0	0	0	0	0	0	0	0	8.4E-08	0	0	0	-2E-07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.9E-05	-2E-05	0	0	0	0	0	F3.2	0
24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	8.4E-08	0	0	0	-2E-07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2E-05	-2E-05	0	0	0	0	F3.3	0
25	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	8.84E-08	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	2.1E-05	-2E-05	0	0	0	F3.4	0
26	-3.0E-07	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1.52E-07	0	0	0	0	0	-2E-05	0	0	0	2E-05	0	0	0	0	0	0	0	F3.5	0

Obrázek 6-6: Maticový zápis soustavy lineárních rovnic (pro jednotkovou zatěžovací sílu)

Jelikož se celý systém řešil pro jednotkovou zatěžovací sílu, tak vypočtené síly udávají poměr přenosu zatížení v jednotlivých uzlech. Výsledné poměry sil jsou vypsány v následující tabulce.

Tabulka 6-4: Poměry sil pro jednotlivé části a spojení

<b>Síly v jednotlivých částech</b>	<b>Výztuž</b>	F1,1 [N]	0,0035
	<b>Vnější spojka</b>	F2,1 [N]	0,5152
		F2,2 [N]	0,4100
		F2,3 [N]	0,3036
		F2,4 [N]	0,1993
		F2,5 [N]	0,1002
	<b>Panel</b>	F3,2 [N]	0,2176
		F3,3 [N]	0,4250
		F3,4 [N]	0,6251
		F3,5 [N]	0,8150
	<b>Vnitřní spojka</b>	F4,1 [N]	0,4814
		F4,2 [N]	0,3724
		F4,3 [N]	0,2714
		F4,4 [N]	0,1756
		F4,5 [N]	0,0848
	<b>Nýtové spojení</b>	<b>Výztuž-Vnější spojka</b>	Ff1,1 [N]
<b>Vnější spojka-Panel</b>		Ff2,1 [N]	0,1087
		Ff2,2 [N]	0,1064
		Ff2,3 [N]	0,1043
		Ff2,4 [N]	0,0992
		Ff2,5 [N]	0,1002
<b>Vnitřní spojka-Panel</b>		Ff3,1 [N]	0,1089
		Ff3,2 [N]	0,1010
		Ff3,3 [N]	0,0958
		Ff3,4 [N]	0,0908
		Ff3,5 [N]	0,0848

### 6.3.5 Výpočet životnosti

Pro výpočet životnosti se použila navrhovaná metodika, přičemž pro zadané síly se použily hodnoty udávající poměr sil přenášených nýtovým spojením v daném místě. Pro hodnoty  $\alpha$  se použily poměry určující síly v jednotlivých částech.

Ve zprávě o zkoušení panelu bylo místo vzniku trhliny definováno mezi otvory pro nýt. Výpočet životnosti a součinitele koncentrace napětí byl nastaven na možnost odečítání součinitele koncentrace napětí mezi otvory.

Z důvodu symetrického vzorku se ve výpočtu neuvažuje vliv sekundárního ohybu, proto je součinitel koncentrace napětí od sekundárního ohybu je nulový.

Pro výpočet životnosti bylo nejpodstatnější nastavení hodnot sil a poměru přenosu zatížení. Jednotlivé oblasti se počítaly každá samostatně s rozdělením přenosu zatížení podle zatěžované oblasti na vnější spojku, vnitřní spojku, panel a lem žebra. Bylo třeba si uvědomit velikost poměru  $\alpha$ , v případě oblasti 5 přenáší vnitřní a vnější spojka dohromady 100% zatížení. Naopak panel přenáší na začátku spoje veškeré zatížení, až vlivem jednotlivých nýtů je přenos sil přerozdělen a poměr  $\alpha$  je v dané oblasti redukován o velikost přenosu v předcházející oblasti.

Pro výpočet součinitele koncentrace napětí jednotlivých částí vzorku (panel, vnitřní a vnější spojka, lem žebra) se uvažuje se zatížením právě daných částí. Tento fakt ovlivňuje velikost napětí působícího v daném průřezu, protože spojka má rozdílnou tloušťku v daných oblastech oproti panelu a výztuži.

Výsledné hodnoty se vztahují pouze ke kritickému místu, tedy k místu s předpokladem nejmenší životnosti. Pro ostatní oblasti a části vzorku platí stejné vzorce, avšak jiné vstupní hodnoty (viz tabulka 9-6 a tabulka 9-8).

Následuje dosazení vstupních hodnot pro kritické místo do vzorců použitých v navrhované metodice (kapitola 4.3).

Pro S-N křivku pro součinitel koncentrace napětí 2,6 lze vyjádřit konstantu A:

$$A_{kt=2,6} = N \cdot \sigma_1^m \quad (4-11)$$

$$A_{kt=2,6} = 10^5 \cdot 130^4 = 2,86E + 13$$

$$\sigma_{kt-ESDU} = \sigma_1 \cdot \left( \frac{kt_{2,6}}{kt_{ESDU}} \right)^{0,7} \quad (4-12)$$

$$\sigma_{kt-ESDU} = 130 \cdot \left( \frac{2,6}{3,755} \right)^{0,7} = 100,5 \text{ MPa}$$

Dále pak vyjádřením z rovnice (4-10):

$$\sigma_2 = \sqrt[m]{\frac{A_{kt=2,6}}{N}}$$

Pro konstrukční únavovou křivku platí:

$$\sigma_2 = \sqrt[4]{\frac{2,86E + 13}{10^7}} = 41,11 \text{ MPa}$$

Pro kritickou oblast vzorku platí  $\sigma_2 < \sigma_{kt-ESDU}$ , tudíž se uvažují parametry  $m=4$ ,  $\sigma_1 = 130 \text{ MPa}$  a  $N = 10^7$  cyklů.

Po vypočtení napětí pro S-N křivku pro hodnotu součinitele koncentrace napětí podle ESDU lze získat konstantu A definující křivku pro daný součinitel koncentrace napětí.

$$A_{kt-ESDU} = N \cdot \sigma_{(kt-ESDU)}^m \quad (4-13)$$

$$A_{kt-ESDU} = 10^5 \cdot 103,3^4 = 1,02E + 13$$

Zkouška byla provedena pro maximální hodnotu napětí  $\sigma_{max} = 100 \text{ MPa}$  a pro koeficient nesouměrnosti  $R = 0,05$ . Ze vztahu pro koeficient nesouměrnosti lze dopočítat minimální hodnotu napětí  $\sigma_{min}$ . Maximální hodnota napětí byla zjištěna mezi panelem a oblastí 5. Pro ostatní části vzorku se maximální napětí muselo dopočítat podle poměru maximálního napětí a napětí vzniklého od zatěžující síly v daném průřezu.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (6-27)$$

$$\sigma_{min} = R \cdot \sigma_{max} = 0,05 \cdot 100 = 5 \text{ MPa}$$

Z typu průběhu napětí lze stanovit další důležité hodnoty potřebné k výpočtu životnosti konstrukčního uzlu.

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (4-14)$$

$$\sigma_a = \frac{100 - 5}{2} = 47,5 \text{ MPa}$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (4-15)$$

$$\sigma_m = \frac{100 + 5}{2} = 52,5 \text{ MPa}$$

Z těchto veličin již lze dopočítat napětí, při kterém dojde k nestabilnímu šíření trhliny.

$$\sigma_{PULS} = \sqrt{2 \cdot \sigma_a \cdot (\sigma_a + \sigma_m)} \quad (4-16)$$

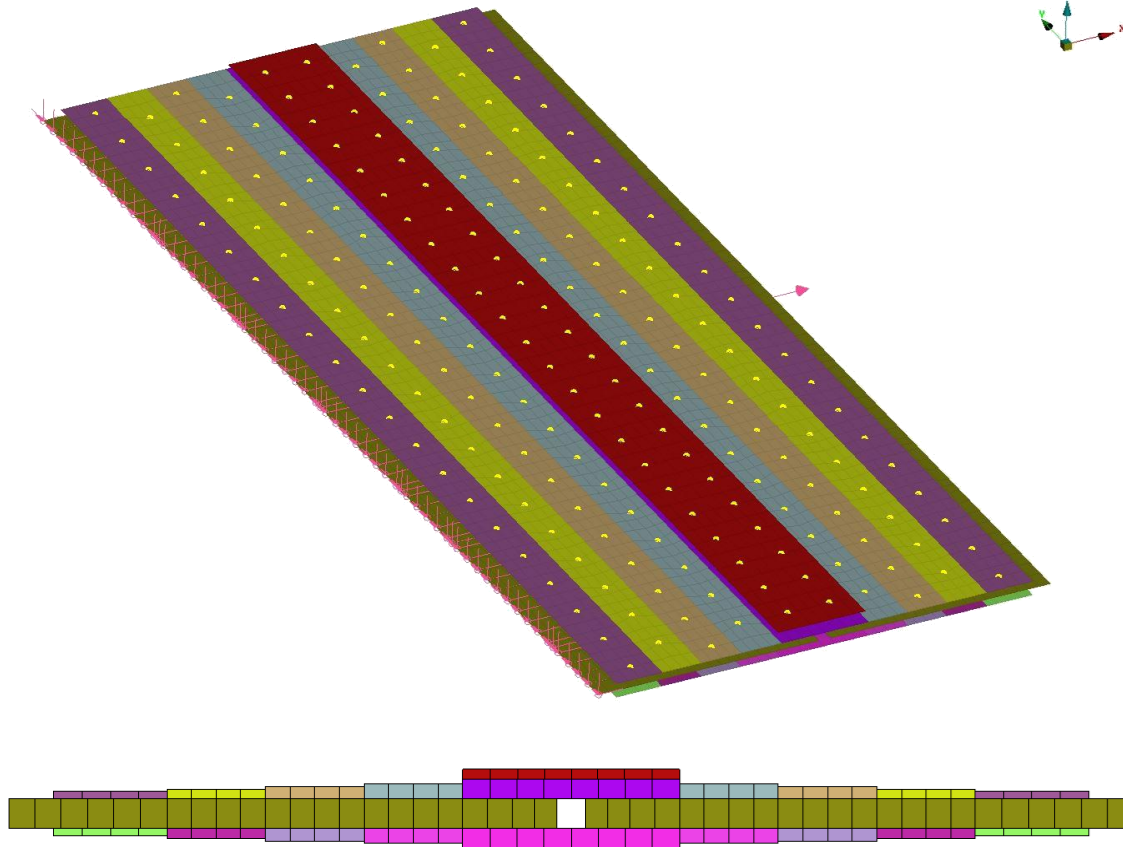
$$\sigma_{PULS} = \sqrt{2 \cdot 47,5 \cdot (47,5 + 52,5)} = 97,5 \text{ MPa}$$

Dále pak dosazením  $\sigma_{PULS}$  do rovnice (4-10) je stanovena životnost konstrukčního uzlu, u kterého dojde nejdříve k poškození.

$$N = \frac{A_{kt-ESDU}}{\sigma_{PULS}^m} = \frac{1,02E + 13}{97,5^4} = 113 \text{ 094 cyklů}$$

#### 6.4 MKP výpočet

Pro posouzení použitelnosti metodiky i v rámci numerického modelování byl také proveden MKP výpočet panelu. MKP model byl vytvořen pomocí střednic, jimž se přiřadila určitá tloušťka dle zadání (obrázek 6-7). Materiál jednotlivých částí, rozteč nýtů a jejich průměr, byly nastaveny podle skutečného vzorku.

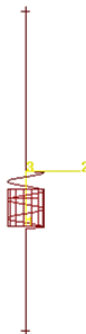


Obrázek 6-7: Rozmístění nýtů a pohled na panel z boku

### 6.4.1 Nastavení modelu

Na celém modelu byla vytvořena jednotná síť o velikosti elementu 5 mm. Nýtové spojení bylo vytvořeno pomocí CBUSH prvků. Pro nastavení nýtového spojení typu CBUSH je potřeba dodržet následující body:

- Stejná orientace všech prvků
- Nastavení správných tuhostí



Obrázek 6-8: CBUSH

Pro výpočet se uvažovaly dvě varianty výpočtu tuhosti nýtů. První varianta byla podle Hutha, druhá podle Swifta, avšak jak je vidět z obrázku 6-5, tyto dvě metody výpočtu se hodnotami



v oblasti svěrných tlouštěk větších jak 3 mm příliš neliší. Z tohoto důvodu a pro velký počet dat se pro výpočet vzala v úvahu pouze metoda podle Swifta.

Tabulka 6-5 zobrazuje hodnoty tuhostí vstupujících do výpočtu. Hodnota smykové tuhosti  $K_2=K_3$  se vypočítá ze vztahu (6-3). Pro správné fungování výpočtu se nastaví tuhosti  $K_4=10$  (torzní tuhost) a  $K_5=K_6=1E+09$  (ohybová tuhost). Hodnota axiální tuhosti  $K_1$  se vypočítá z následujícího vztahu.

$$K_1 = \frac{E_f \cdot S}{(t_1 + t_2)} = \frac{E_f \cdot \pi \cdot \left(\frac{D}{2}\right)^2}{t_1 + t_2} \quad (6-28)$$

Kde:

$E_f$  je modul pružnosti v tahu spojovací součásti

$D$  je průměr spojovací součásti

$t_1$  a  $t_2$  jsou tloušťky spojovaných plechů

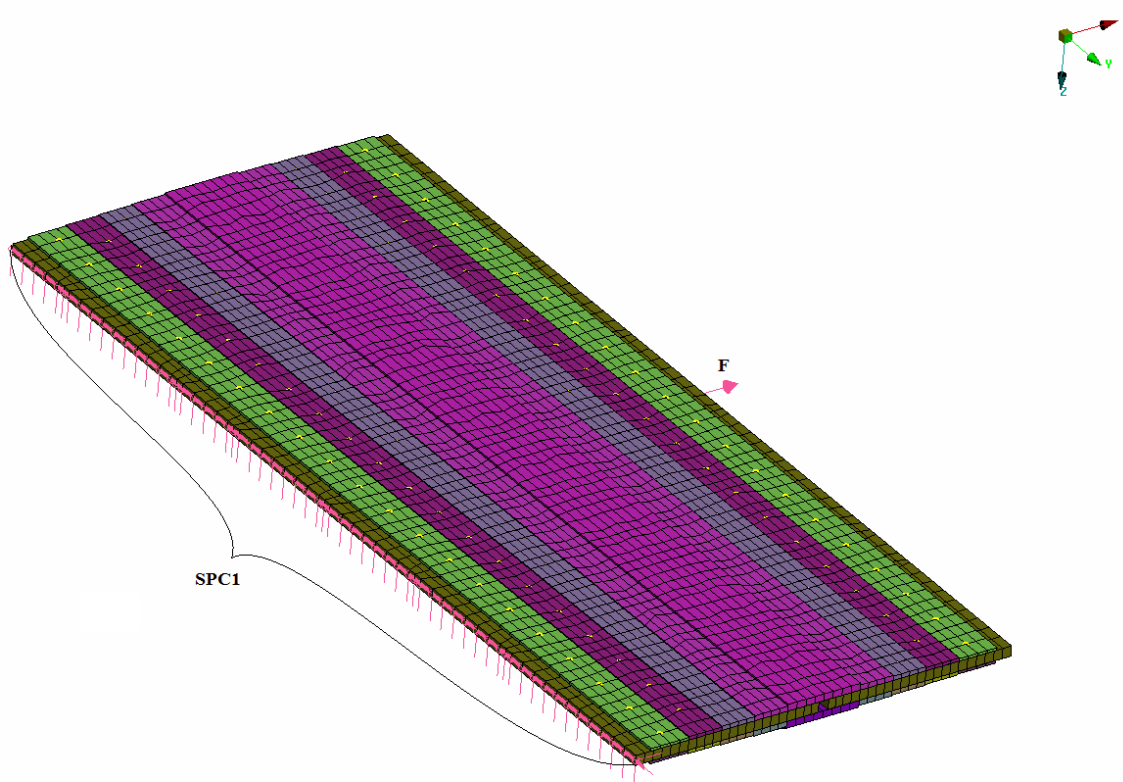
Tabulka 6-5: Hodnoty tuhostí pro jednotlivé oblasti dle Swifta

<i>Spojovací součást</i>	$t_1$ [mm]	$t_2$ [mm]	$E_1$ [MPa]	$E_2$ [MPa]	$E_s$ [MPa]	$D$ [mm]	$K_2=K_3$ [N/mm]	$K_1$ [N/mm]
<b>Nýt – Oblast 5</b> (spojka-panel)	1,5	6	75152,9	73084,3	72000	5	43840,59	188495,56
<b>Nýt – Oblast 4</b> (spojka-panel)	2	6	75152,9	73084,3	72000	5	47538,12	176714,59
<b>Nýt – Oblast 3</b> (spojka-panel)	2,5	6	75152,9	73084,3	72000	5	50071,97	166319,61
<b>Nýt – Oblast 2</b> (spojka-panel)	3	6	75152,9	73084,3	72000	5	51916,8	157079,63
<b>Nýt – Oblast 1</b> (spojka-panel)	4	6	75152,9	73084,3	72000	5	54423,23	141371,67
<b>Nýt – Oblast 1</b> (lem žebra-spojka)	2	4	75152,9	75152,9	72000	5	45719,28	235619,45

Cílem při nastavování okrajových podmínek bylo dosáhnout co nepřesnějšího a nejpodobnějšího zatížení jako u reálné zkoušky. Působíště zatěžující síly bylo nastaveno do těžiště průřezu panelu a přenos sil do jednotlivých elementů byl zajištěn pomocí prvku RBE2. Prvek RBE2 simuluje nekonečně tuhý prvek, který přenáší stejný počet stupňů volnosti pro všechny vybrané uzly. RBE2 zajišťuje, aby nedocházelo k vzájemnému posunutí mezi závislými uzly. V tomto případě bylo použitím prvku RBE2 zajištěna rovinnost příčného

průřezu panelu. Hodnota zatěžující síly byla nastavena stejně jako u reálné zkoušky na 258 800 N. [33]

Další okrajovou podmínkou bylo simulování uchycení vzorku do stroje (obrázek 6-9). Bylo potřeba zajistit stejné uchycení jako u reálného vzorku se zachováním přenosu sil. Okrajová podmínka byla nastavena pomocí SPC1. Tato funkce se použila na krajní uzly panelu, přičemž jsme schopni nastavit možné stupně volnosti. V tomto případě se jednalo o zamezení posuvů ve všech třech osách a rotaci kolem osy y (C=1235).



**Obrázek 6-9: Nastavení okrajových podmínek**

Pro zjednodušení a pro přehlednost výsledků, získaných pomocí programu MSC Nastran, lze nastavit, které síly je potřeba vypsát a především, o které elementy se jedná. Toto nastavení lze provést pomocí hlavičky výpočtu (header). Po vypočítání daného modelu pomocí MSC Nastran se požadované síly zobrazí pomocí textového editoru.

```

1 SOL 101
2 TIME 3.15E7
3 CEND
4 $
5 ECHO =NONE
6 $ ----- SET DEFINITION SECTION
7 $ ----- ELEMENT SETS
8 $ANONYMOUS Header SET
9 SET 2= 1000001 THRU 1000466 
10 $ ----- END OF SET DEFINITION SECTION
11 SPC =2
12 LOAD =2
13 DISPLACEMENT (PLOT)=ALL
14 FORCE (PRINT)=2
15 STRESS (PLOT)=ALL
16 $
17 BEGIN BULK
18 PARAM,AUTOSPC,NO
19 PARAM,K6ROT,100.
20 PARAM,POST,-1
21

```

Obrázek 6-10: Nastavení hlavičky výpočtu

### 6.4.2 Výpočet životnosti

Výpočet životnosti byl vytvořen pomocí součinitele koncentrace napětí získaného z hodnot sil přenášejících jednotlivými nýty. Z důvodu zatížení silou  $F = 258\,800\text{N}$  byly hodnoty sil pro jednotlivé nýty přepočítány na jednotkovou sílu.

Stejně jako u výpočtu životnosti u analytického výpočtu, bylo potřeba si nejprve stanovit kritické místo. Jedná se o místo s nejmenší předpokládanou životností.

Postup výpočtu životnosti je stejný jako u analytického výpočtu (kapitola 6.3.5) s tím rozdílem, že se zadané hodnoty sil vypočítaly pomocí MKP výpočtu.

Kritické místo vzorku se nachází stejně jako podle analytického výpočtu, tak i podle MKP výpočtu na panelu v oblasti 5. Podle analytického výpočtu je součinitel koncentrace napětí pro panel v oblasti 5 roven 3,823. Pro tuto hodnotu součinitele koncentrace napětí je dle analytického výpočtu životnost podle sil daných z MKP výpočtu rovna 107 564 cyklů.

Vstupní data a výsledné hodnoty životnosti jednotlivých částí jsou uvedeny v tabulce 9-7 a tabulce 9-9.

### 6.5 Výpočet životnosti podle materiálové S-N křivky

Dalším možným způsobem jak zjistit životnost vzorku je použít únavovou křivku materiálu. Oproti konstrukční únavové křivce, která je sestavena pro daný typ konstrukce (skládaná konstrukce křídla apod.), je materiálová křivka vytvořena na základě zkoušek vrubovaných vzorků.

Pro zkoušku panelu (7475-T7351) byla vybrána materiálová křivka s parametry  $A = 5,74E + 15$ ,  $m = 4,789$  a  $K_t = 2,6$  (obrázek 6-11). Pro výpočet se dále uvažuje počet cyklů  $N = 10^5$ . Pro zkoušku ostatních částí vzorku jako jsou vnější a vnitřní spojky a lem žebra (2124-T851)

byla vybrána materiálová křivka s parametry  $A = 1,1E + 16$ ,  $m = 5,01$  a  $K_t = 2,6$  (obrázek 6-12). Pro výpočet se dále uvažuje počet cyklů  $N=10^5$ .

Postup výpočtu životnosti je stejný jako v kapitole 6.3.5 pro konstrukční únavovou křivku.

Stejně jako u S-N křivky podle Kahánka, je i u materiálových S-N křivek potřeba zkontrolovat, jestli napětí  $\sigma_{kt-ESDU}$  pro dané parametry není menší než napětí  $\sigma_3$  popř.  $\sigma_4$  odpovídající životnosti  $N = 10^7$  cyklů, které se vypočítá ze vztahu (4-10). Je-li  $\sigma_3 > \sigma_{kt-ESDU}$  je potřeba vzít v úvahu část křivky s parametry  $m_2 = (2 \cdot m_1 - 1)$ ,  $N = 10^7$  a napětím  $\sigma_3$  popř.  $\sigma_4$  a dále s těmito parametry počítat.

Po dosažení parametrů charakterizujících dané materiálové únavové křivky do vztahu (4-10) platí:

- Pro materiálovou únavovou křivku materiálu 7475-T7351

$$m_2 = 2 \cdot m_1 - 1 \quad (6-29)$$

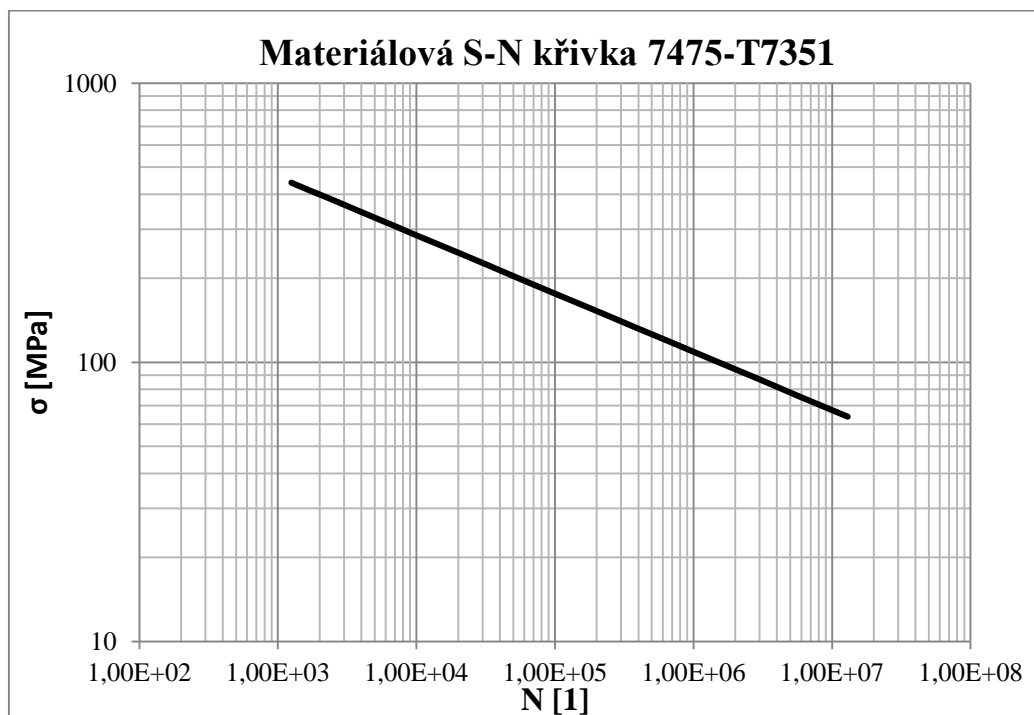
$$m_2 = 2 \cdot 2,4789 - 1 = 4,9578$$

$$\sigma_3 = \sqrt[4,9578]{\frac{5,74E + 15}{10^7}} = 10,5MPa$$

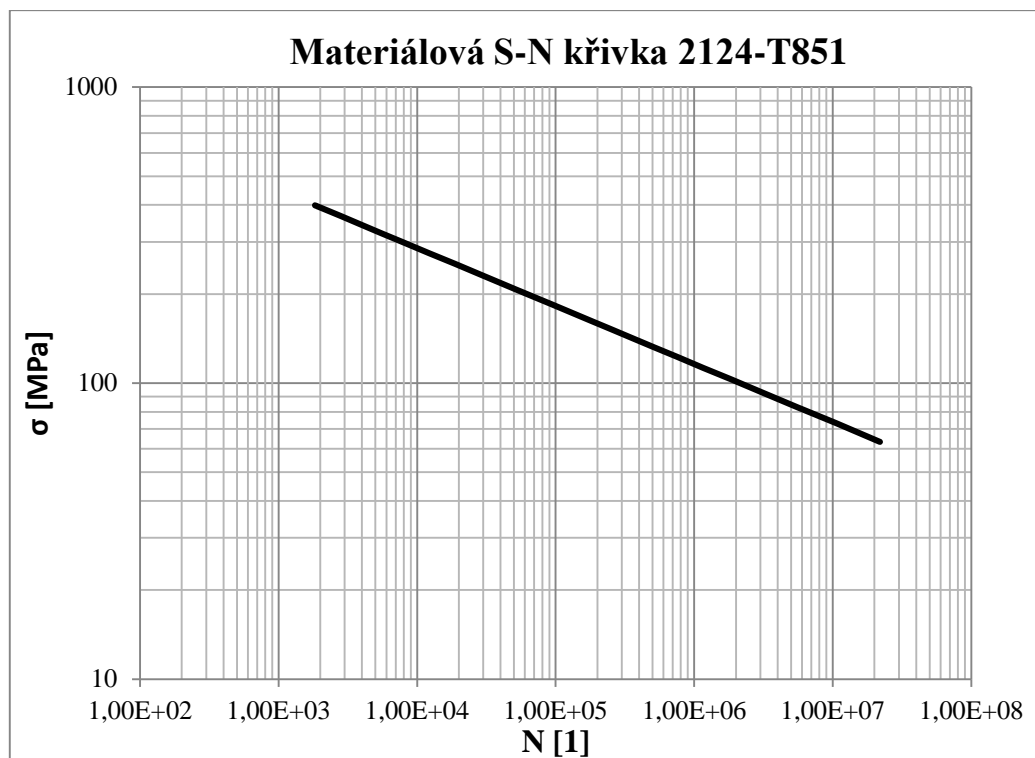
- Pro materiálovou únavovou křivku materiálu 2124-T851
  - Ze vztahu (6-29) a (4-10):

$$m_2 = 2 \cdot 2,501 - 1 = 4,002$$

$$\sigma_4 = \sqrt[4,002]{\frac{1,1E + 16}{10^7}} = 10,05MPa$$



Obrázek 6-11: Únavová křivka materiálu 7475-T7351 pro panel



Obrázek 6-12: Únavová křivka materiálu 2124-T851 pro vnější a vnitřní spojky a výztuž

V tabulce 9-10 a tabulce 9-11 jsou vypočítány životnosti jednotlivých konstrukčních částí panelu v daných oblastech. Po dosazení do výše vypsání vzorců vyjde pro dané parametry životnost, pro kritické místo zjištěné při výpočtu dle metodiky ESDU,  $N=500\,461$  cyklů.

## 6.6 Porovnání výsledků

Na výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu byly použity dva způsoby výpočtu. První způsob byl výpočet pomocí parametrů pro konstrukční únavovou křivku. Druhý způsob využíval parametry pro výpočet životnosti pro materiálovou únavovou křivku. Oba tyto způsoby lze dále dělit podle způsobu výpočtu poměru zatěžujících sil. První způsob výpočtu je analytický výpočet. Druhý způsob získání poměrů zatěžujících sil byl MKP výpočet.

Srovnání výsledných hodnot životnosti bylo provedeno jak pro konstrukční únavovou křivku a materiálovou konstrukční křivku, tak se životnost porovnávala v rámci způsobu výpočtu poměru zatěžujících sil (analytický nebo MKP výpočet).

Dále se porovnaly životnosti pro všechny konstrukční části navzájem, a to pro všechny oblasti výpočtu (viz obrázek 6-4).

Výsledné hodnoty životnosti podle zkoušky dle VZLÚ jsou zobrazeny v tabulce 6-6. Jedná se o výsledky jedné zkoušky, přičemž zatěžovaný vzorek byl symetrický, tudíž životnost dané části je rozdělena na dva výsledky.

Tabulka 6-6: Výsledné životnosti dle zkoušky VZLÚ

		N [počet cyklů]
Zkouška	1. výsledek	130 000
	2. výsledek	243 000
	Střední životnost	177 736

Při porovnávání životnosti jednotlivých konstrukčních částí u všech oblastí vzorku, je zřejmé, že výsledné hodnoty životnosti podle materiálové S-N křivky jsou řádově 4-6× vyšší než u životností podle konstrukční S-N křivky. Materiálové únavové křivky slouží zejména pro předběžnou predikci životnosti jakýchkoliv konstrukčních částí daným materiálem nebo pro vzájemné porovnání různých materiálů. Nevýhodou však je, že nepostihují dostatečně odolnost zkoušeného konstrukčního uzlu vůči cyklickému zatížení. Materiálová únavová křivka nepopisuje dostatečně vliv a složitost konstrukce, což může při jejím použití ve výsledku celkovou predikovanou životnost daného uzlu zvýšit, tedy vést k nekonzervativním výsledkům.

Jedná se tedy o zobecněné únavové křivky, sloužící pro předběžný hrubý odhad životnosti. V praxi se určování životnosti podle materiálové únavové křivky zpravidla nepoužívá.

Dále při porovnání životnosti pro různé způsoby výpočtu poměru zatěžujících sil si lze všimnout, že životnost panelu v jednotlivých oblastech je téměř vždy menší pro výpočet sil pomocí MKP.

Při pozorování výsledků jednotlivých konstrukčních částí je třeba si povšimnout rozdílů mezi hodnotami životnosti pro analytický výpočet a pro MKP výpočet. Tyto rozdíly mohou být způsobeny oblastí, pro kterou životnost určujeme, především tedy tloušťkou spojovaných dílců. Tento rozdíl je nejvíce znatelný v oblasti 1, především kvůli malé tloušťce spojovaných plechů (spojka, výztuž). Dále jsou tyto rozdíly dány velikostí přenášejí síly danou částí konstrukce v určité oblasti.

Avšak pro kritické místo lze konstatovat velmi dobrou shodu analytického a MKP výpočtu.

Z hlediska porovnání s experimentem lze říci, že při použití konstrukční únavové křivky je predikovaná životnost mírně na bezpečné straně vůči výsledku zkoušky. Kritické místo na zkoušce je shodné s kritickým místem stanoveným na základě výpočtu.

Nižší hodnota životnosti získaná výpočtem udává, že výpočet jak pro síly dle MKP, tak dle analytického výpočtu je na bezpečné straně.

Z tohoto porovnání lze tedy říci, že pro zjištění kritického místa, z hlediska tvorby únavových trhlin a životnosti daného uzlu, je analytický i MKP výpočet přijatelný a lze ho dále použít v praxi pro jiné předběžné analýzy životností.

Tabulka 6-7: Výsledné hodnoty životnosti pro jednotlivé oblasti vzorku a pro různé provedení výpočtu

		Oblast 5		
Část konstrukce	Typ výpočtu	Kt <sub>GLOBAL</sub>	N (konstr. S-N křivka)	N (Mat. S-N křivka)
		1	počet cyklů	počet cyklů
Vnější spojka	Analytický	6,230	1 061 869	5 441 143
	MKP	6,230	949 139	4 727 617
Vnitřní spojka	Analytický	6,230	2 069 942	12 553 771
	MKP	6,230	939 289	4 666 243
Panel	Analytický	3,755	113 094	500 461
	MKP	3,823	107 564	471 305

		Oblast 4		
Část konstrukce	Typ výpočtu	Kt <sub>GLOBAL</sub>	N (konstr. S-N křivka)	N (Mat. S-N křivka)
		1	počet cyklů	počet cyklů
Vnější spojka	Analytický	3,852	22 650 111	251 340 267
	MKP	3,745	50 682 591	689 242 661
Vnitřní spojka	Analytický	3,780	34 014 150	418 254 057
	MKP	3,670	52 991 600	728 795 702
Panel	Analytický	3,880	404 327	2 300 381
	MKP	3,770	389 418	2 199 199

		Oblast 3		
Část konstrukce	Typ výpočtu	Kt <sub>GLOBAL</sub>	N (konstr. S-N křivka)	N (Mat. S-N křivka)
		1	počet cyklů	počet cyklů
Vnější spojka	Analytický	4,197	35 594 451	442 733 948
	MKP	4,103	89 456 433	1 404 203 306
Vnitřní spojka	Analytický	4,099	53 435 778	736 455 050
	MKP	4,001	92 762 895	1 469 510 830
Panel	Analytický	3,911	415 775	2 378 574
	MKP	3,803	386 369	2 178 599

		Oblast 2		
Část konstrukce	Typ výpočtu	Kt <sub>GLOBAL</sub>	N (konstr. S-N křivka)	N (Mat. S-N křivka)
		1	počet cyklů	počet cyklů
Vnější spojka	Analytický	4,533	54 935 945	762 442 122
	MKP	4,453	110 300 646	1 825 431 359
Vnitřní spojka	Analytický	4,418	72 688 601	1 082 737 162
	MKP	4,333	110 527 249	1 830 129 671
Panel	Analytický	3,934	424 531	2 438 671
	MKP	3,826	405 875	2 310 930

		Oblast 1		
Část konstrukce	Typ výpočtu	Kt <sub>GLOBAL</sub>	N (konstr. S-N křivka)	N (Mat. S-N křivka)
		1	počet cyklů	počet cyklů
Vnější spojka	Analytický	4,802	135 589 690	2 364 015 887
	MKP	4,868	48 141 364	646 235 445
Vnitřní spojka	Analytický	4,695	143 407 067	2 535 952 464
	MKP	4,765	42 522 801	553 204 080
Panel	Analytický	3,858	480 559	2 828 850
	MKP	3,965	732 710	4 687 361
Lem žebra	Analytický	2,536	20 420 425 284 779	7 225 911 369 729 980
	MKP	2,644	5 323 006 648	234 448 869 708



## 7 ÚNAVOVÉ ZKOUŠKY

Pro zjištění únavových vlastností materiálu, jako odolnosti vůči iniciaci a šíření únavových trhlin je potřeba provést únavové zkoušky. Lze je dělit do několika úrovní:[34]

- Zkoušky vzorků
- Zkoušky modelů konstrukce nebo konstrukčních částí
- Zkoušky celých konstrukcí

Jelikož zkoušky vykazují rozptýl výsledků, je nutné pro věrohodné stanovení středních hodnot počtu cyklů do poruchy mít velký počet výsledků. To z časových a především ekonomických důvodů nelze ověřovat na reálných konstrukcích, proto je potřeba vytvořit sadu zkušebních vzorků definující dané kritické místo. Mezi základní a nejvýznamnější zkoušky se řadí zkoušky vzorků. Z tohoto důvodu se dále budou řešit zkoušky pouze tohoto typu. [32]

### 7.1 Zkoušky vzorků

Při zkouškách vzorků lze použít tzv. normalizované vzorky a normalizovanou metodiku zkoušky. Zkoušením takovýchto vzorků však pouze zjistíme materiálové vlastnosti, tedy materiálovou S-N křivku. Jak již bylo zmíněno v předchozích kapitolách, takovýto typ S-N křivky je pro samotné stanovení životnosti nevhodný, a to zejména kvůli obtížnému přenosu chování na skutečnou konstrukci.

Aby se však únavové vlastnosti dané konstrukce daly zjistit, lze navrhnout vzorky simulující kritická místa konstrukce nebo vliv technologických změn. Výroba těchto vzorků je ekonomicky méně náročná než zkouška celé konstrukce. Zkoušky vzorků pak slouží jako doplněk k únavové zkoušce celé konstrukce letounu. [34]

Zpravidla se předpokládá, že vyšší únavový život na vzorku povede i k vyššímu životu na skutečné konstrukci. Avšak hodnoty či poměr životů nelze přenášet na reálnou konstrukci. Důvodem jsou nejen technologické faktory, ale také fakt, že reálná konstrukce je zatěžována jiným, komplexnějším způsobem. Takovýto způsob zatížení nejde u zkoušky vzorku postihnout. Svoji roli hraje také složitost a velikost konstrukce. Na reálné konstrukci se také zpravidla nachází více iniciátorů trhliny než na vzorku a životnost konstrukce je zpravidla určena již vznikem první poruchy.

### 7.2 Parametry ovlivňující únavové zkoušky

Pro přesnost únavových zkoušek je potřeba zajistit, aby zkoušené vzorky co nejvíce odpovídaly dané konstrukci, či konstrukčnímu uzlu. Z důvodu lepších mechanických vlastností se materiál pro konstrukci upravuje tak, aby docházelo k lepšímu přerozdělení a přenosu sil, aby nedocházelo k předčasnému opotřebení konstrukce a aby se zvýšila odolnost vůči vlivům, které mohou snížit únavové vlastnosti. Mezi parametry, které ovlivňují únavové vlastnosti, patří<sup>11</sup>:

- Tepelné zpracování
- Vliv tloušťky spojovaných plechů

---

<sup>11</sup> Jednotlivé parametry jsou detailněji popsány v kapitole 3 NÝTOVÝ SPOJ.

- Typ spojovacího prvku
- Technologické úpravy (deformace za studena, povrchová úprava materiálu, apod.)
- Počet nýtových řad, rozteč nýtů a jejich uspořádání
- Jedná-li se o jednostřížný či dvojitřžný spoj
- Apod.

Tyto parametry musí být dodrženy i při výrobě vzorků.

Mezi další faktory ovlivňující únavovou zkoušku lze zařadit zkušební frekvenci. Ta ovlivňuje dobu trvání zkoušky především u jednodušších zkoušek vzorků. Z tohoto důvodu je snaha provádět zkoušky při co nejvyšší frekvenci. Pro amplitudy napětí v oblasti meze únavy je vliv frekvence zkoušky na dosahované životy téměř nevýznamný (pro konstrukce z hliníkových slitin). Pro vyšší amplitudy napětí nelze vliv frekvence zanedbat. Platí, že čím je frekvence zkoušky vyšší, tím roste i životnost konstrukce a naopak. Při porovnání vyšší frekvence zatížení se skutečností vedou vyšší zkušební frekvence k nekonzervativním výsledkům. [34]

Jelikož cílem diplomové práce nebylo řešení životnosti konkrétního konstrukčního uzlu, ale návrh metodiky pro hodnocení únavové životnosti nýtových spojů, byla tato kapitola pojata obecně a byly zde shrnuty základní pravidla únavových zkoušek a parametry mající na ně vliv.

## 8 ZÁVĚR

V této práci byl popsán a zdokumentován vývoj předpisů týkajících se vlivu únavového poškození v návaznosti na nehody způsobené únavovým poškozením, dále byly popsány fáze únavového procesu a spektra zatížení. Jako poslední byly v teoretické části ve stručnosti zmíněny konstrukční a technologické úpravy mající vliv na únavovou životnost konstrukce. V praktické části diplomové práce byl řešen návrh metodiky výpočtu součinitele koncentrace napětí s následným výpočtem životnosti daného konstrukčního uzlu. Metodika byla řešena pomocí analytického výpočtu a MKP výpočtu. Výsledky výpočtu byly porovnány s experimentem. V závěru této práce byly úzce řešeny i únavové zkoušky a především parametry, které je ovlivňují. Pro leteckou dopravu, její vývoj a dodržení určité bezpečnosti a spolehlivosti je bezesporu důležité kontrolovat konstrukci letounu z hlediska únavy materiálu, čemuž nasvědčují i požadavky předpisů.

Výpočet životnosti byl proveden pro několik možných variant. První variantou byl výpočet se silami získanými analytickým výpočtem, v němž hrál roli především přenos sil danými nýtovými spojeními a jejich posuvy. Další varianta uvažovala síly získané pomocí MKP výpočtu. Životnost konstrukčního uzlu závisí na volbě S-N křivky. Z tohoto důvodu byl výpočet rozdělen dále na výpočet dle konstrukční a dle materiálové S-N křivky. Z výsledných hodnot lze z hlediska porovnání s experimentem říci, že pro výpočet životnosti nýtového spoje se spíše hodí konstrukční S-N křivka, která zohledňuje, oproti materiálové, konstrukční a technologické vlivy. Pro výpočet bylo stanoveno kritické místo, které se shoduje s kritickým místem podle zkoušky. Pro zjištění kritického místa, z hlediska tvorby únavových trhlin a životnosti daného uzlu, je analytický i MKP výpočet přijatelný.

Konstrukční a technologický vliv byl také demonstrován na příkladu uvedeném v kapitole 5. V rámci této kapitoly byl proveden detailní MKP výpočet svorníku Hi-Lite uloženého s přesahem. Je ukázáno, že uložení spojovacího prvku má zásadní vliv na napjatost v okolí otvoru. Součinitel koncentrace napětí vypočtený navrženou metodikou by proto měl být chápán jako referenční pro použití v souvislosti s odpovídající konstrukční S-N křivkou. Toto zjištění je v souladu s doporučeními uváděnými v literatuře [39].

Při posuzování výsledků životnosti podle způsobu získání sil (analytický nebo MKP výpočet) lze říci, že obě metody jsou použitelné pro stanovení kritického místa a životnosti. Podle obou metod bylo stanoveno stejné kritické místo na vzorku, odpovídající vzniku poruchy na zkoušce, dále životnost tohoto místa byla pro obě metody stanovena s velmi malým rozdílem. V porovnání s experimentem je výpočet oběma metodami mírně na bezpečné straně.

Z hlediska validace metodiky je nutno pokračovat v porovnávání výsledků výpočtu s co největším počtem dostupných únavových zkoušek, aby byla ověřena její použitelnost pro různé materiály a jejich tloušťky. V souvislosti s tím je nutno provést ověření a případné zpřesnění používané konstrukční křivky, která byla v rámci této diplomové práce zvolena na základě dlouhodobých zkušeností.

Pouze v případě, že se metoda v širším měřítku osvědčí, je možno ji používat pro predikci životnosti leteckých konstrukcí.

## 9 SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

Číslo	Literatura/Použitý zdroj
1	ATRE, Amarenda. <i>A finite element and experimental investigation on the fatigue of riveted lap joints in aircraft applications</i> . Atlanta, 2006. Ph.D. thesis. Georgia Institute of Technology.
2	AUGUSTIN, Petr. <i>Přednášky z předmětu: Únava leteckých konstrukcí</i> . 2015.
3	Bullen, N. I. <i>The variation of Gust Frequency with Velocity and Altitude</i> , C.P. No. 324, Her Majesty's Stationery Office, London, 1957
4	<i>Certification Specifications for Large Aeroplanes CS-25</i> . 2007.
5	ELECTRONIC CODE OF FEDERAL REGULATIONS: Fatigue Evaluation. In: <i>U.S. Government Publishing Office</i> [online]. 2015 [cit. 2014-22-02]. Dostupné z: <a href="http://www.ecfr.gov/cgi-bin/text-idx?SID=d2db313d8691b824e5b84391eae9bf3&amp;node=sg14.1.23_1562.sg19&amp;rgn=div7">http://www.ecfr.gov/cgi-bin/text-idx?SID=d2db313d8691b824e5b84391eae9bf3&amp;node=sg14.1.23_1562.sg19&amp;rgn=div7</a>
6	ESDU 79031. Endurance of riveted lap joints (aluminium alloy sheets and rivets). Engineering Science Data Unit, London (1979)
7	<i>ESDU 93030: Three-dimensional elastic stress concentration factors. Plain or countersunk hole in a wide plate subjected to tension, bending or pin loading</i> [online]. 1993 [cit. 2015-01-25]. ISBN 978-0-85679-883-2. Dostupné z: <a href="https://www.esdu.com/cgi-bin/ps.pl?sess=unlicensed_1150225135850zpz&amp;=doc&amp;p=esdu_93030a-r1">https://www.esdu.com/cgi-bin/ps.pl?sess=unlicensed_1150225135850zpz&amp;=doc&amp;p=esdu_93030a-r1</a>
8	FAA. <i>Fuselage Structural Integrity Forum: Historical Perspective of Fatigue Requirements</i> . 2011.
9	Fatigue, Fail-Safe and Damage tolerance evaluation of metallic structure for normal, utility, acrobatic and commuter category airplanes: AC 23-13A. In: <i>Advisory Circular</i> . Washington DC, 2005. Dostupné z: <a href="http://www.faa.gov/documentLibrary/media/Advisory_Circular/ac23-13A.pdf">http://www.faa.gov/documentLibrary/media/Advisory_Circular/ac23-13A.pdf</a>
10	FREDELL, Robert. <i>Damage tolerant repair techniques for pressurized aircraft fuselages</i> . Delft, 1994. Ph.D. thesis. Technische Universiteit Delft.
11	HÁBL, Miroslav. <i>Instalace svorníků Hi-Lok a Hi-Tigue</i> . 2012.
12	HARTMAN, A. a G.C. DUYN. <i>A comparative investigation on the fatigue strength at fluctuating tension of several types of riveted lap joints, a series of bolted and some series of glued lap joints of 24 ST Alclad: Report - M.1857</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1952 [cit. 14.2.2015].
13	HARTMAN, A. a W. KLAASEN. <i>The fatigue strength at fluctuating tension of simple lap joints of clad 24 ST and 75 ST aluminium alloy with 2 rows of 17 S</i>

	<i>rivets: Report - M.2011</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1956 [cit. 15.2.2015].
14	HARTMAN, A. <i>A comparative investigation on the influence of sheet thickness, type of rivet and number of rivet rows on the fatigue strength at fluctuating tension of riveted single lap joints of 24 ST-alclad sheet and 17 S rivets: Report - M. 1943</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1954, 34 s. [cit. 13.2.2015].
15	HARTMAN, A. <i>The influence of manufacturing procedures on the fatigue life of 2024-T3 Alclad riveted single lap joints: Report - TR 68072 U</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1968 [cit. 13.2.2015].
16	HERTEL, Heinrich a Wolfgang PECH. <i>Ermüdungsfestigkeit der Konstruktionen: Wissenschaftliche Mitarbeiter</i> . New York: Springer-Verlag, 1969, xvi, 659 p.
17	Hole cold expansion: the fatigue mitigation game changer of the past 50 years. In: <i>Fatigue 2014</i> [online]. 2014 [cit. 2014-12-20]. Dostupné z: <a href="http://www.fatigue2014.com/presentations/Tuesday-4march-2014/35298.pdf">http://www.fatigue2014.com/presentations/Tuesday-4march-2014/35298.pdf</a>
18	HUTAŘ, Pavel a Luboš NÁHLÍK. <i>Únavové šíření trhliny</i> . 2010. Dostupné z: <a href="http://hutar.wz.cz/lomovka/12.pdf">http://hutar.wz.cz/lomovka/12.pdf</a>
19	IASB; Load distribution in bolted/riveted, metallic joints (linear theory); Handbuch Strukturberechnung HSB 21031-01; Issue C; 1991
20	JARFALL, L. <i>Shear loaded fastener installation: Report SAAB KH R-3360</i> [Aircraft Division Saab-Scania AB]. Linköping, 1983, 68 s. [cit. 14.2.2015].
21	KAHÁNEK, Václav. Volba únavových S-N křivek v rámci vývoje nového letounu. <i>Zpravodaj VZLÚ</i> . 1986, 1(175).
22	KAHÁNEK, Václav. <i>Únavová životnost letadlových konstrukcí</i> . 1977.
23	KLEMENT, Josef. <i>Přednášky z vybraných předmětů: Letecké materiály, Technologie výroby letadel I, II</i> . 2013-2014.
24	Lisi-aeropsace. In: <i>Lisi-aerospace</i> [online]. 2014 [cit. 2015-02-25]. Dostupné z: <a href="http://www.lisi-aerospace.com/_layouts/CentralDocConnector/DCCConnector.aspx?id=7d68efe4-853c-482f-ac70-01a8fb87107c&amp;listId=Int%20fit%20HI-LITE%20pin&amp;downloaded=HST10&amp;techDoc=false">http://www.lisi-aerospace.com/_layouts/CentralDocConnector/DCCConnector.aspx?id=7d68efe4-853c-482f-ac70-01a8fb87107c&amp;listId=Int%20fit%20HI-LITE%20pin&amp;downloaded=HST10&amp;techDoc=false</a>
25	<i>Metallic materials properties development and standardization (MMPDS): MMPDS-03</i> . Columbus, Ohio: Battelle Memorial Institute [distributor], 2006.
26	MIČIC, Ján. <i>Tolerance otvorů pro svorníky Hi-Lite</i> . 2014.
27	MÜLLER, Richard Paul Gerhard. <i>An experimental and analytical investigation on the fatigue behavior of fuselage riveted lap joints: the significance of the rivet</i>

	<i>squeeze force, and a comparison of 2024-T3 and Glare 3</i> . Utrecht: s.n.], 1995. ISBN 909008777x.
28	NIU, Michael Chun-Yung. <i>Airframe structural design</i> . 2nd ed. Hong Kong: Hong Kong Conmilit Press Ltd., 1988, 612 s. ISBN 962-7128-09-0.
29	OLDERSMA, A. <i>Fatigue of riveted joints. A literature survey and statistical analysis of existing test data: Report - CR 92401 L</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1992 [cit. 14.2.2015].
30	OTTENS, H.H. a R.J.H WANHILL. <i>Review of aeronautical fatigue investigations in the Netherlands during the period March 2001–March 2003: 22nd ICAF Symposium</i> [Fatigue of Aeronautical Structures]. Lucerne, 2003 [cit. 15.2.2015].
31	PILKEY, Walter D. <i>Peterson's stress concentration factors</i> . 2nd ed. New York: J. Wiley, 1997. ISBN 04-715-3849-3.
32	PIŠTĚK, Antonín, Oldřich GRÉGR, Václav KAHÁNEK a Rudolf BÖHM. <i>Pevnost a životnost letadel I</i> . 1988.
33	RŮŽEK, Roman a Pavel KUCHARSKÝ. <i>Fatigue test results and evaluation of the integrally stiffened panel and panel joint in section 0: SIGMA. 2000.15. V.F.TR / R-5771</i> . Praha, 2014.
34	RŮŽIČKA, Milan a Jiří FIDRANSKÝ. <i>Pevnost a životnost letadel</i> . Praha: Vydavatelství ČVUT, 2000. ISBN 80-01-02254-4.
35	RŮŽIČKA, Milan, Miroslav HANKE a Milan ROST. <i>Dynamická pevnost a životnost</i> . Praha: České vysoké učení technické, 1989. Dostupné z: <a href="http://mechanika2.fs.cvut.cz/documents/dpz_high.pdf">http://mechanika2.fs.cvut.cz/documents/dpz_high.pdf</a>
36	RŮŽIČKA, Milan. <i>Kovové letecké konstrukce: Navrhování dle Damage Tolerance</i> . Praha, 2009.
37	SADOWSKY, M.A. a E. STERNBERG. <i>Stress Concentration Around an Ellipsoidal Cavity in an Infinite Body under Arbitrary Plane Stress Perpendicular to the Axis of Revolution of Cavity</i> . 1947, 513 s.
38	SHIGLEY, Joseph Edward, Charles R MISCHKE a Richard G BUDYNAS. <i>Konstruování strojních součástí</i> . 1. vyd. Editor Martin Hartl, Miloš Vlk. Brno: VUTIUM, 2010, 1159 s. ISBN 978-80-214-2629-0.
39	SCHIJVE, By Jaap. <i>Fatigue of structures and materials</i> . Boston: Kluwer Academic, 2001. ISBN 0792370147.
40	SCHIJVE, Jaap. <i>The fatigue strength of riveted joints and lugs: NACA TM 1395</i> . Washington, 1956, 57 s.
41	SCHMIDT, Hans-Jürgen a Bianka SCHMIDT-BRANDECKER. <i>History of fatigue and conclusions</i> . Germany, 2012.

42	SCHMIDT, Hans-Jürgen a SCHMIDT-BRANDECKER. <i>L410 NG: Fastener selection for improved fatigue properties</i> . 2014.
43	SKORUPA, Andrzej a Małgorzata SKORUPA. <i>Riveted lap joints in aircraft fuselage: design, analysis and properties</i> . New York: Springer Verlag, c2012, xv, 332 p. Solid mechanics and its applications, v. 189.
44	SŁAWIŃSKI, G., T. NIEZGODA, E. SZYMCZYK a J. JACHIMOWICZ. <i>Numerical study of the influence of shape imperfections on residual stress fields in a rivet hole</i> . Warsaw, 2010.
45	SWIFT, T. <i>Design of Redundant Structures</i> [Douglas Aircraft Company]. Long Beach, CA, USA, 1978 [cit. 22.2.2015].
46	VLČEK, Dalibor. <i>Load spectra of the airplane L 410 NG</i> . 2013.
47	VRBKA, Martin a Michal VEVERKA. <i>Metoda konečných prvků</i> . 2006. Dostupné z: <a href="http://old.uk.fme.vutbr.cz/kestazeni/MKP/prednaska1_mkp.pdf">http://old.uk.fme.vutbr.cz/kestazeni/MKP/prednaska1_mkp.pdf</a>
48	WANHILL, R.J.H. <i>Some practical considerations for fatigue and corrosion damage assessment of ageing aircraft: Report - TP 96253 L</i> [National Aeronautical Research Institute]. Amsterdam, 1996 [cit. 22.2.2015].

## SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

Symbol	Rozměr	Název veličiny
$\Delta n$	[1]	Rozdíl násobků
A	[mm <sup>2</sup> ]	Okamžitý průřez tyče
A <sub>0</sub>	[mm <sup>2</sup> ]	Počáteční průřez tyče
AC	[-]	Advisory Circulars
ADF	[-]	okna pro navigační systém na stropě kabiny
a <sub>n</sub>	[1]	Dílčí násobek zatížení při provozní hmotnosti
a <sub>nLLF</sub>	[1]	Dílčí maximální násobek při maximální hmotnosti
BC	[-]	Okrajové podmínky
c	[mm]	Střední aerodynamická tětíva křídla
CAR	[-]	Civil Air Regulations
C <sub>f</sub>	[mm.N <sup>-1</sup> ]	Poddajnost
D <sub>0</sub>	[mm]	Průměr nýtu
d <sub>0</sub>	[mm]	Střední průměr mezikruhové stykové plochy
d <sub>2</sub>	[mm]	Střední průměr závitu
dC/dN	[1]	Rychlost šíření trhliny
dC <sub>a</sub> /dα	[1]	Sklon vztlakové čáry křídla
DT	[-]	Damage tolerance
e	[mm]	Tloušťka plechu
e	[mm]	Poměrné prodloužení měřené délky tyče
E	[MPa]	Modul pružnosti
ESDU	[-]	Engineering Science Data Unit
F	[N]	Zatěžující síla
f	[Hz]	Frekvence
f <sub>0</sub>	[1]	je součinitel tření na stykové ploše
F <sub>1,1</sub>	[N]	Zatěžující síla na výztuž v oblasti č. 1
F <sub>2,1...F<sub>2,5</sub></sub>	[N]	Zatěžující síly na vnější spojku pro jednotlivé oblasti
F <sub>3,1...F<sub>3,4</sub></sub>	[N]	Zatěžující síly na panel pro jednotlivé oblasti
F <sub>4,1...F<sub>4,5</sub></sub>	[N]	Zatěžující síly na vnitřní spojku pro jednotlivé oblasti



FAA	[-]	Federal Aviation Administration
FAR	[-]	Federal Aviation Regulations
$F_{f1,1}$	[N]	Síly v nýtovém spoji v oblasti č. 1 mezi výztuží a vnější spojkou
$F_{f2,1} \dots F_{f2,5}$	[N]	Síly v nýtovém spoji pro jednotlivé oblasti mezi vnější spojkou a panelem
$F_{f3,1} \dots F_{f3,5}$	[N]	Síly v nýtovém spoji pro jednotlivé oblasti mezi vnitřní spojkou a panelem
$F_i$	[N]	Síla od axiálního předpětí
$F_{MAX}$	[N]	Maximální zatěžující síla
G	[kg]	Hmotnost letounu
g	[m.s <sup>-2</sup> ]	Gravitační zrychlení
$G_{STR}$	[kg]	Střední hmotnost
h	[mm]	Výška zápusťné hlavy
$H_{sol}$	[m]	Výška nad zemí
$H_p$	[m]	Tlaková výška
HZ	[-]	Hranice zrn
K	[1]	Faktor intenzity napětí
K	[N.mm <sup>-1</sup> ]	Tuhost spoje
$K_b$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem ohybu
$K_{b\_ESDU}$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem ohybu podle metodiky ESDU
$K_{IC}$	[MPa.m <sup>1/2</sup> ]	Lomová houževnatost
$K_{kt\_Peter-d/w=0,1}$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle Petersona, pro d/W=0,1
$K_p$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem tlaku
$K_{p\_ESDU}$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem tlaku podle metodiky ESDU
$K_t$	[1]	Faktor koncentrace napětí
$K_{t\_ESDU}$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle ESDU, pro d/W=0,1
$K_{t\_GLOBAL}$	[1]	Celkový součinitel koncentrace napětí
$K_{t\_KORIG}$	[1]	Korigovaný součinitel koncentrace napětí vlivem tahu

$K_{tg\_Peter-pro}$ dané $d/w; d/l$	[1]	Součinitel koncentrace napětí vlivem tahu podle Petersona, pro $d/W$ resp. $d/l$ podle zadání
$l$	[mm]	Rozteč nýtu
$l$	[mm]	Délka tyče po zatížení
$l_0$	[mm]	Počáteční délka tyče
LD	[-]	Local damage – Lokální poškození
M	[N.m]	Krouticí moment
M	[-]	Master
m	[1]	Sklon únavové křivky
MED	[-]	Multiple element damage – Poškození více elementů
MKP	[-]	Metoda konečných prvků
MMPDS	[-]	Metallic materials properties development and standardization
MSD	[-]	Multiple Site Damage – Mnohonásobné poškození
n	[1]	Násobek zatížení
$N_f$	[cykly]	Počet cyklů do poruchy při frekvenci $f$
$P_h$	[mm]	Rozteč závitu
S	[mm <sup>2</sup> ]	Plocha křídla
s	[mm]	Rozteč nýtu
S	[mm <sup>2</sup> ]	Průřezová plocha
S	[-]	Slave
$S_a$	[MPa]	Měřené napětí
$S_m = S_{max}$	[MPa]	Maximální napětí, pro které probíhaly zkoušky
t	[mm]	Tloušťka spojovaného plechu
$t_1 \dots t_4$	[s]	Časy jednotlivých částí zatížení
TZ	[-]	Tepelné zpracování
U	[m.s <sup>-1</sup> ]	Skutečná rychlost poryvů
$u_{1,1}$	[1]	Posuv v oblasti č. 1 na výztuži
$u_{2,1} \dots u_{2,4}$	[1]	Posuvy jednotlivých oblastí u vnější spojky
$u_{3,1} \dots u_{3,4}$	[1]	Posuvy jednotlivých oblastí u panelu
$u_{4,1} \dots u_{4,4}$	[1]	Posuvy jednotlivých oblastí u vnitřní spojky

$U_e$	$[m \cdot s^{-1}]$	Ekvivalentní rychlost poryvu
$u_{f1,1}$	[1]	Posuv nýtu ve spoji výztuže a vnější spojky v oblasti č. 1
$u_{f2,1} \dots u_{f2,5}$	[1]	Posuvy nýtů ve spoji vnější spojky a panelu v jednotlivých oblastech
$u_{f3,1} \dots u_{f3,5}$	[1]	Posuvy nýtů ve spoji vnitřní spojky a panelu v jednotlivých oblastech
$V_{EAS}$	$[m \cdot s^{-1}]$	Ekvivalentní rychlost letu
$V_{ekv}$	$[m \cdot s^{-1}]$	Cestovní rychlost
$V_i$	$[m \cdot s^{-1}]$	Indikovaná rychlost letu
$V_{M0\_EAS}$	$[m \cdot s^{-1}]$	Maximální provozní rychlost
VOP	[-]	Vodorovné ocasní plochy
VZLÚ	[-]	Výzkumný zkušební a letecký ústav
W	[mm]	Šířka plechu
WFD	[-]	Widespread fatigue damage – Mnohačetné únavové poškození
Z-V-Z	[-]	Země-vzduch-země
$\alpha$	$[\circ]$	Úhel hlavy nýtu
$\alpha$	[1]	Poměr přenosu zatížení prostřednictvím nýtu
$\alpha$	$[\circ]$	Stoupání závitu
$\alpha$	$[K^{-1}]$	Teplotní součinitel délkové roztažnosti
$\varepsilon$	[1]	Logaritmické prodloužení
$\eta_p$	[1]	Zmírňující součinitel
$\kappa$	[1]	Parametr pro výpočet tuhosti dle Hutha
$\lambda$	[1]	Parametr pro výpočet tuhosti dle Hutha
$\mu$	[1]	Poissonovo číslo
$\mu_p$	[1]	Hmotový parametr
$\rho$	$[kg \cdot m^{-3}]$	Hustota ovzduší v dané výšce
$\rho_0$	$[kg \cdot m^{-3}]$	Hustota ovzduší v 0 m MSA
$\rho_h$	$[kg \cdot m^{-3}]$	Hustota ovzduší ve výšce H
$\sigma'_1$	[MPa]	Napětí v kritickém místě při stání na zemi
$\sigma_0$	[MPa]	Prahové napětí
$\sigma_1$	[MPa]	Napětí za letu

$\sigma_a$	[MPa]	Amplituda napětí
$\sigma_{a3}$	[MPa]	Napětí odpovídající základnímu poryvu
$\sigma_c$	[MPa]	Kritické napětí
$\sigma_m$	[MPa]	Střední napětí
$\sigma_{MAX}$	[MPa]	Maximální působící napětí
$\sigma_{MIN}$	[MPa]	Minimální napětí
$\sigma_{PULS}$	[MPa]	Napětí určující maximum ekvivalentního míjivého kmitu

## SEZNAM POUŽITÝCH OBRÁZKŮ

Obrázek 2-1: Křivky postupujícího únavového poškození [35].....	12
Obrázek 2-2: Různé fáze únavového procesu [39].....	13
Obrázek 2-3: Chování materiálu při zatížení a odlehčení, vznik extruze a intruze [18] .....	14
Obrázek 2-4: Skluz materiálu vedoucí k nukleaci trhlin [39] .....	14
Obrázek 2-5: Průřez mikrotrhlinou [39].....	16
Obrázek 2-6: Efekt hranice zrn na šíření trhliny v Al- slitině [39].....	16
Obrázek 2-7: Čelo trhliny procházející větším počtem zrn [39] .....	17
Obrázek 2-8: Lokalizace únavového poškození na letadle Comet I .....	18
Obrázek 2-9: Výsledek únavového poškození na letadle Boeing 737-200 .....	19
Obrázek 2-10: Mnohonásobné trhliny na vnějším panelu trupu .....	19
Obrázek 2-11: Místo vzniku trhliny na letadle společnosti DAN-Air [36].....	20
Obrázek 2-12: Místo vzniku trhliny na letadle Douglas DC-10-10 .....	21
Obrázek 2-13: Trhlina vzniklá vlivem chemicky frézovaného rádiusu .....	21
Obrázek 2-14: Důsledek mnohonásobného poškození na letadle B737-300 .....	22
Obrázek 2-15: Historický vývoj předpisů [8].....	24
Obrázek 2-16: Rozdělení a lokalizace únavového poškození [36].....	24
Obrázek 2-17: Ideální cyklus z-v-z [22] Obrázek 2-18: Skutečný cyklus z-v-z [22] .....	28
Obrázek 2-19: Náhradní cyklus Z-V-Z [22].....	28
Obrázek 2-20: Cyklus Z-V-Z – metoda plných cyklů [22] .....	29
Obrázek 2-21: Závislost $\sigma a^3$ na výšce a rychlosti letu [22].....	30
Obrázek 2-22: Relativní poryvové spektrum [3].....	33
Obrázek 2-23: Odečet ulétnuté vzdálenosti na jeden poryv [3] .....	34
Obrázek 2-24: Poryvová spektra letounu typu commuter pro 6 fází letu [46].....	35
Obrázek 2-25: Celkové poryvové spektrum [46] .....	36
Obrázek 2-26: Poryvové spektrum zatížení pro dvoumotorový letoun [9].....	37
Obrázek 2-27: Obrátové spektrum letounu typu commuter [46] .....	38
Obrázek 2-28: Celková spektra zatížení [46] .....	39
Obrázek 3-1: Nejčastější pozice iniciace únavových trhlin: a) na hraně díry; b) vně díry; c) na díře [43] .....	40
Obrázek 3-2: Vliv povrchových úprav na únavovém napětí [15] .....	42
Obrázek 3-3: Porovnání únavových vlastností Al slitin a ocelí [23].....	44
Obrázek 3-4: Efekt tloušťky plechu na únavovou pevnost [43].....	45
Obrázek 3-5: Typy nýtů. Levá strana - před nýtováním, pravá - po nýtování [43].....	47
Obrázek 3-6: Případy zahloubení pro zápustnou hlavu [43] .....	48
Obrázek 3-7: Hi-Lite .....	49
Obrázek 3-8: Postup montáže svorníků Hi-Lite (a-vložení svorníku do otvoru, b-nasazení nákrůžku na svorník, c-utažení nákrůžku, d- vytažení imbusového klíče) [11].....	49
Obrázek 3-9: Lockbolt.....	50
Obrázek 3-10: Trnový šroub.....	50
Obrázek 3-11: Vliv způsobu nýtování na únavové pevnosti [15] .....	52
Obrázek 3-12: Vliv typu hlavičkáře na únavové vlastnosti [29].....	53
Obrázek 3-13: Vliv příliš velkého zahloubení a rozdílné polohy děr na únavové vlastnosti. V závorce počet vzorků, které nebyly porušeny. [43] .....	54
Obrázek 3-14: Zbytková napětí okolo otvoru po deformaci za studena [17].....	55
Obrázek 3-15: Různé metody deformací za studena [17] .....	55
Obrázek 3-16: Plech s větším počtem nýtových řad a jeho popis [43] .....	56
Obrázek 3-17: Vliv počtu nýtových řad na únavové pevnosti [16].....	57
Obrázek 3-18: Vliv poměru rozteče nýtu a průměru nýtu na únavové pevnosti [13] .....	58

Obrázek 3-19: Vliv uspořádání nýtů na únavovou pevnost [12] .....	59
Obrázek 4-1: Varianty míst pro maximální napětí [7] .....	60
Obrázek 4-2: Zobrazení napětí na zatíženém plechu [31] .....	61
Obrázek 4-3: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého tahem [7] .....	62
Obrázek 4-4: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého ohybem [7] .....	62
Obrázek 4-5: Graf pro součinitel koncentrace napětí plechu zatíženého tlakem [7] .....	63
Obrázek 4-6: S-N křivka pro součinitel koncentrace napětí 2,6 [21] .....	65
Obrázek 4-7: Cyklický (harmonický) průběh napětí [35] .....	66
Obrázek 4-8: Korekce vlivu středního napětí dle Odinga [2] .....	67
Obrázek 5-1: Zjednodušená geometrie vzorku .....	69
Obrázek 5-2: Celkový náhled na 3D model .....	71
Obrázek 5-3: MKP model svorníku Hi-Lite a nákrůžku a jejich řez .....	72
Obrázek 5-4: Nastavení okrajových podmínek .....	73
Obrázek 5-5: Nastavení síly od axiálního předpětí .....	73
Obrázek 5-6: Nastavení teplotní roztažnosti svorníku .....	75
Obrázek 5-7: Vazby mezi jednotlivými kontakty .....	77
Obrázek 5-8: Křivka plasticity pro materiál Ti-6Al-4V .....	78
Obrázek 5-9: Křivka plasticity pro materiál 7075 – T73 .....	79
Obrázek 5-10: Křivka plasticity pro materiál 2024 – T351 .....	79
Obrázek 5-11: Nastavení jednotlivých kroků výpočtu .....	80
Obrázek 5-12: Rozložení maximálního napětí Von Mises po zatížení silou F .....	81
Obrázek 5-13: Zobrazení plastické deformace v oblasti okolo otvoru pro svorník a) před zatížením silou F b) po zatížení silou F .....	82
Obrázek 6-1: Znázornění spoje panelů .....	83
Obrázek 6-2: 3D model panelu [33] .....	84
Obrázek 6-3: Místo poruchy v 1. nýtové řadě v panelu .....	85
Obrázek 6-4: Schéma spoje panelů .....	86
Obrázek 6-5: Porovnání tuhosti nýtového spoje pomocí různých metod .....	88
Obrázek 6-6: Maticový zápis soustavy lineárních rovnic (pro jednotkovou zatěžovací sílu) .	92
Obrázek 6-7: Rozmístění nýtů a pohled na panel z boku .....	96
Obrázek 6-8: CBUSH .....	96
Obrázek 6-9: Nastavení okrajových podmínek .....	98
Obrázek 6-10: Nastavení hlavičky výpočtu .....	99
Obrázek 6-11: Únavová křivka materiálu 7475-T7351 pro panel .....	100
Obrázek 6-12: Únavová křivka materiálu 2124-T851 pro vnější a vnitřní spojky a výztuž..	101
Obrázek 9-1: Graf pro součinitel koncentrace napětí pro místo A – blízko okraje plechu [31] .....	120
Obrázek 9-2: Graf pro součinitel koncentrace napětí pro místo B – mezi otvory [31] .....	121

## SEZNAM POUŽITÝCH TABULEK

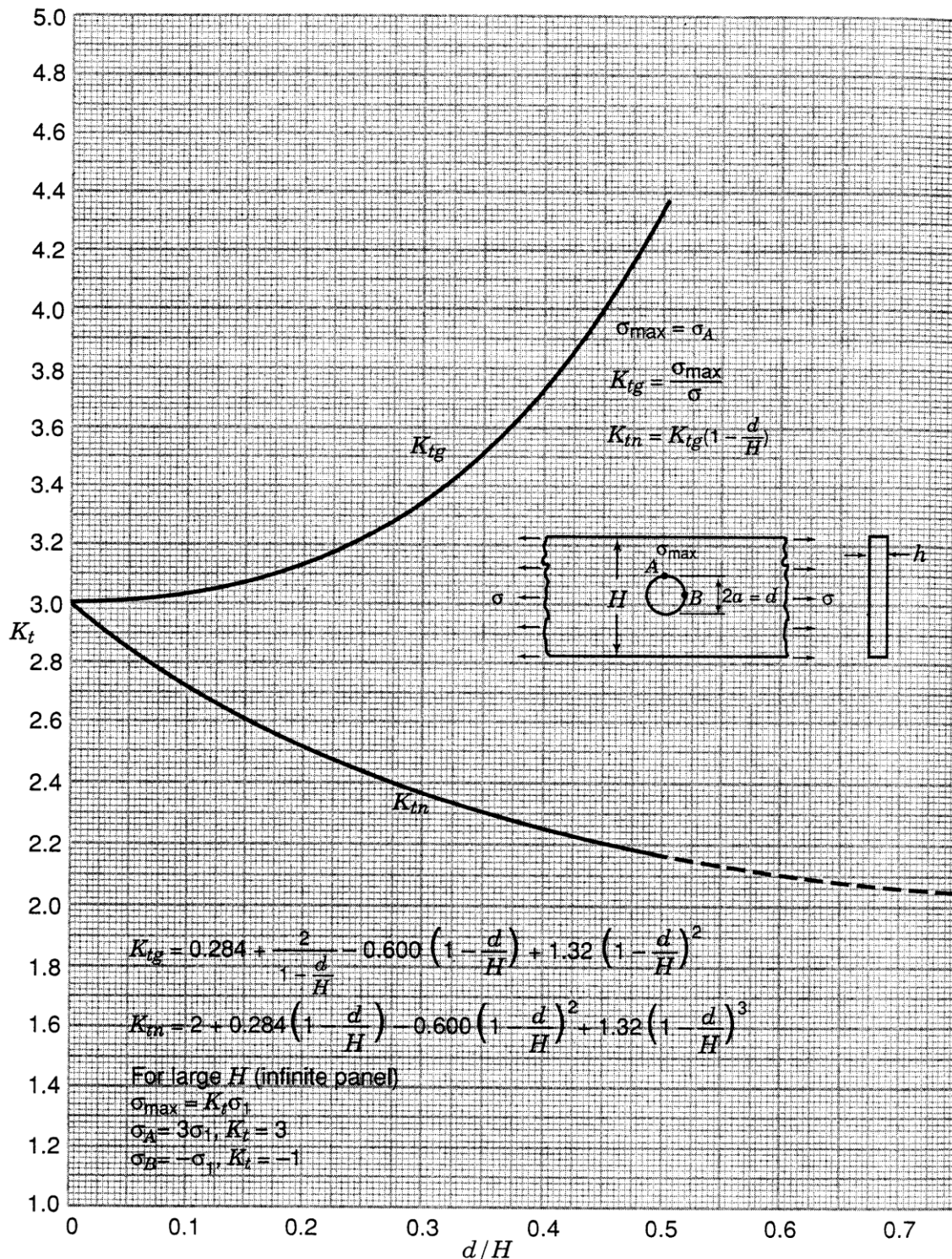
Tabulka 3-1: Přehled typů spojovacích součástí, jejich výhod a limitací [28] [42] .....	51
Tabulka 5-1: Materiálové vlastnosti jednotlivých částí modelu [25] .....	70
Tabulka 5-2: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí dle navržené metodiky .....	70
Tabulka 5-3: Vstupní hodnoty pro výpočet síly od axiálního předpětí .....	74
Tabulka 5-4: Tolerance pro svorníky Hi-Lite [26] .....	75
Tabulka 5-5: Hodnoty parametrů pro výpočet potřebné teploty .....	76
Tabulka 5-6: Výsledné hodnoty součinitele koncentrace napětí pro analytický výpočet .....	81
Tabulka 6-1: Materiál použitý na jednotlivé části a jeho modul pružnosti v tahu [25] .....	83

Tabulka 6-2: Vstupní data pro výpočet tuhosti dle Swifta [45] .....	87
Tabulka 6-3: Vstupní data pro výpočet tuhosti dle Hutha [45] .....	87
Tabulka 6-4: Poměry sil pro jednotlivé části a spojení .....	93
Tabulka 6-5: Hodnoty tuhostí pro jednotlivé oblasti dle Swifta .....	97
Tabulka 6-6: Výsledné životnosti dle zkoušky VZLÚ .....	102
Tabulka 6-7: Výsledné hodnoty životnosti pro jednotlivé oblasti vzorku a pro různé provedení výpočtu .....	103
Tabulka 9-1: Vstupní data pro skutečnou tahovou křivku jednotlivých materiálů [25].....	122
Tabulka 9-2: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnější spojky a panel .....	123
Tabulka 9-3: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnitřní spojky a panelu .....	123
Tabulka 9-4: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnější spojky a lemu žebra ...	124
Tabulka 9-5: Hodnoty vstupující do výpočtu pro jednotlivé části zkoušeného vzorku .....	124
Tabulka 9-6: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé oblasti pro síly dle analytického výpočtu.....	126
Tabulka 9-7: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé oblasti pro síly dle MKP výpočtu.....	127
Tabulka 9-8: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle analytického výpočtu.....	128
Tabulka 9-9: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle MKP modelu .....	129
Tabulka 9-10: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle analytického výpočtu pro materiálovou S-N křivku.....	131
Tabulka 9-11: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle MKP výpočtu pro materiálovou S-N křivku .....	133

## SEZNAM PŘÍLOH

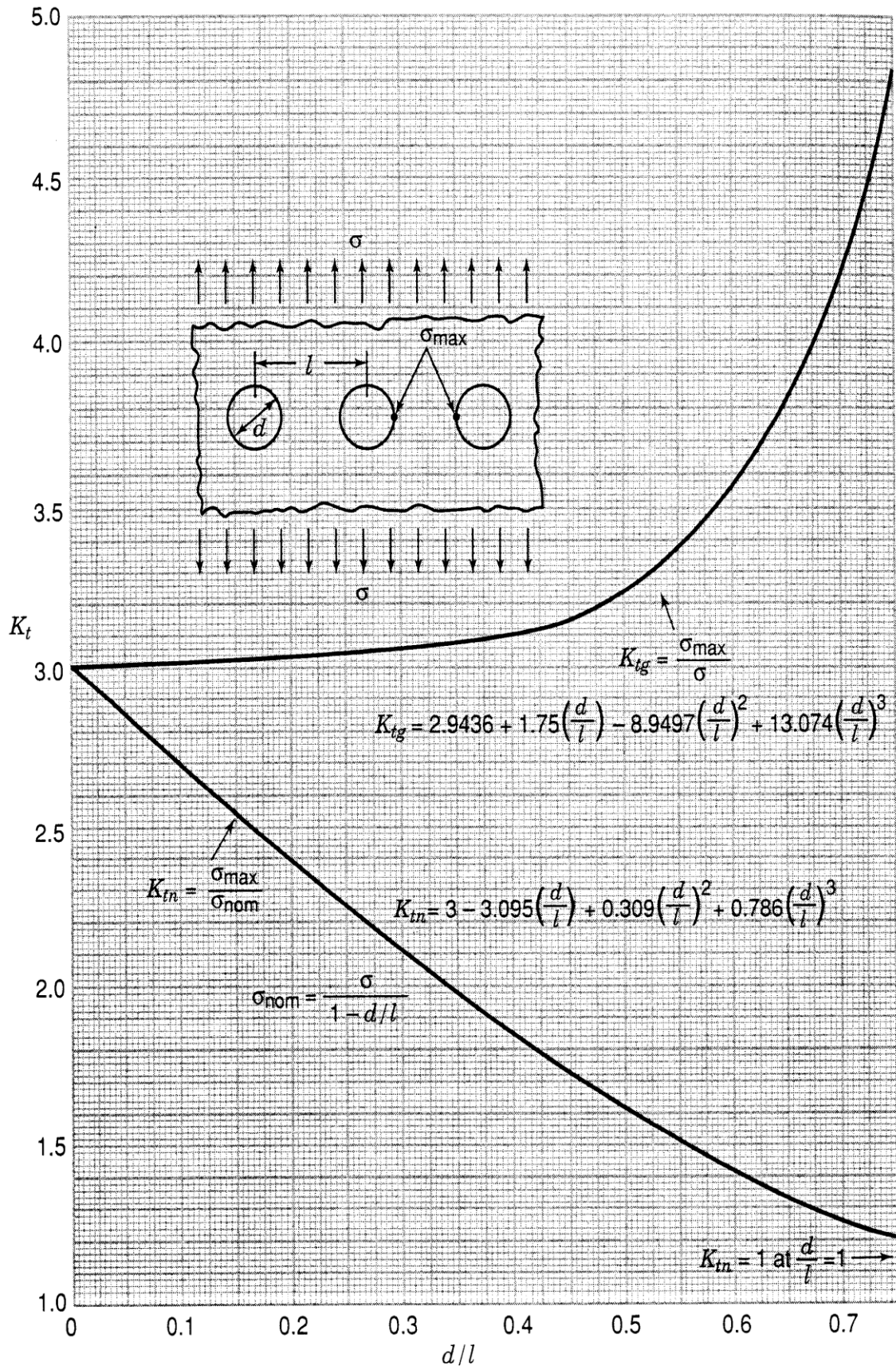
Příloha A – grafy pro určení korigovaného součinitele koncentrace napětí dle Petersona	120
Příloha B – vstupní data pro skutečnou tahovou křivku.....	122
Příloha C – Vstupní hodnoty pro výpočet přenosu sil.....	123
Příloha D – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu .....	126
Příloha E – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu .....	128
Příloha F – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu pro materiálovou S-N křivku .....	131

## Příloha A – grafy pro určení korigovaného součinitele koncentrace napětí dle Petersona



Obrázek 9-1: Graf pro součinitel koncentrace napětí pro místo A – blízko okraje plechu [31]





Obrázek 9-2: Graf pro součinitel koncentrace napětí pro místo B – mezi otvory [31]

## Příloha B – vstupní data pro skutečnou tahovou křivku

Tabulka 9-1: Vstupní data pro skutečnou tahovou křivku jednotlivých materiálů [25]

Název materiálu	Ti-6Al-4V		2024 – T351		7075 – T73	
Číslo/napětí/ prodloužení	$\sigma$ [MPa]	$\epsilon$ [1]	$\sigma$ [MPa]	$\epsilon$ [1]	$\sigma$ [MPa]	$\epsilon$ [1]
1	882,56	0	324	0	407	0
2	895,43	0,0003	343,19	0,0005	40	1,099E-5
3	929,59	0,001	350,42	0,001	414	0,0001
4	945,41	0,002	354,58	0,001	423	0,0002
5	952,55	0,003	357,19	0,002	435	0,0004
6	959,7	0,004	359	0,002	446	0,0006
7	967,42	0,005	360,85	0,003	456	0,0007
8	973,05	0,007	362,23	0,003	466	0,0008
9	978,96	0,009	363,92	0,004	475	0,001
10	987,58	0,011	365,55	0,004	484	0,001
11	1000,64	0,016	420,06	0,1	491	0,001
12	1013,5	0,021			498	0,001
13	1022,47	0,025			503	0,002
14	1032,72	0,03			509	0,002
15	1042,33	0,034			511	0,002
16	1051,3	0,038			514	0,002
17	1058,34	0,043			517	0,002
18	1066,03	0,048			519	0,003
19	1071,15	0,052			521	0,003
20	1075,64	0,057			527	0,004
21	1078,2	0,061			529,46	0,004
22	1079,48	0,063			531,6	0,005
23	1183,04	0,299			636,36	0,061

## Příloha C – Vstupní hodnoty pro výpočet přenosu sil

Tabulka 9-2: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnější spojky a panel

Nýtový spoj vnější spojka a panel					
Veličina/Oblast	1	2	3	4	5
df [mm]	5	5	5	5	5
Ef [MPa]	72000	72000	72000	72000	72000
t1 [mm]	4	3	2,5	2	1,5
t2 [mm]	6	6	6	6	6
E1 [MPa]	75152,874	75152,87	75152,87	75152,87	75152,87
E2 [MPa]	73084,446	73084,45	73084,45	73084,45	73084,45
m [1]	2	2	2	2	2
$\kappa$ [1]	2,2	2,2	2,2	2,2	2,2
$\lambda$ [1]	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Eref [MPa]	73911,8172	73773,92	73692,81	73601,55	73498,13
A [1]	5	5	5	5	5
C [1]	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
Cf [mm/N]	1,80153E-05	1,89E-05	1,97E-05	2,07E-05	2,03E-05
K [N/mm]	55508,52125	52832,84	50884,87	48231,06	49269,45

Tabulka 9-3: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnitřní spojky a panelu

Nýtový spoj vnitřní spojka a panel					
Veličina/Oblast	1	2	3	4	5
df [mm]	5	5	5	5	5
Ef [MPa]	72000	72000	72000	72000	72000
t1 [mm]	4	3	2,5	2	1,5
t2 [mm]	6	6	6	6	6
E1 [MPa]	75152,87	75152,874	75152,9	75152,9	75153
E2 [MPa]	73084,45	73084,446	73084,4	73084,4	73084
m [1]	2	2	2	2	2
$\kappa$ [1]	2,2	2,2	2,2	2,2	2,2
$\lambda$ [1]	0,4	0,4	0,4	0,4	0,4
Eref [MPa]	73911,82	73773,922	73692,8	73601,6	73498
A [1]	5	5	5	5	5

<b>C [1]</b>	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8
<b>Cf [mm/N]</b>	1,8E-05	1,893E-05	2E-05	2,1E-05	2E-05
<b>K [N/mm]</b>	55508,52	52832,839	50884,9	48231,1	44392

Tabulka 9-4: Hodnoty vstupující do výpočtu pro nýtový spoj vnější spojky a lemu žebra

<b>Nýtový spoj vnitřní spojka a lem žebra</b>	
<b>Veličina/Oblast</b>	<b>1</b>
<b>df[mm]</b>	5
<b>Ef [MPa]</b>	72000
<b>t1 [mm]</b>	4
<b>t2 [mm]</b>	2
<b>E1 [MPa]</b>	75152,9
<b>E2 [MPa]</b>	75152,9
<b>m [1]</b>	2
<b>κ [1]</b>	2,2
<b>λ [1]</b>	0,4
<b>Eref [MPa]</b>	75152,9
<b>A [1]</b>	5
<b>C [1]</b>	0,8
<b>Cf [mm/N]</b>	2,1E-05
<b>K [N/mm]</b>	46970,5

Tabulka 9-5: Hodnoty vstupující do výpočtu pro jednotlivé části zkoušeného vzorku

<b>VNĚJŠÍ SPOJKA</b>					
<b>Veličina/Oblast</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>w [mm]</b>	550	550	550	550	550
<b>t [mm]</b>	4	3	2,5	2	1,5
<b>E [MPa]</b>	75152,874	75152,87	75152,87	75152,87	75152,87
<b>pi [mm]</b>	24	21,5	20	20	21
<b>Cf [mm/N]</b>	1,45159E-07	1,73E-07	1,94E-07	2,42E-07	3,39E-07
<b>K [N/mm]</b>	6889013,45	5767546	5166760	4133408	2952434

<b>VNITŘNÍ SPOJKA</b>					
<b>Veličina/Oblast</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>w [mm]</b>	550	550	550	550	550
<b>t [mm]</b>	4	3	2,5	2	1,5
<b>E [MPa]</b>	75152,87	75152,874	75152,9	75152,9	75153
<b>pi [mm]</b>	24	21,5	20	20	21
<b>Cf [mm/N]</b>	1,45E-07	1,734E-07	1,9E-07	2,4E-07	3E-07
<b>K [N/mm]</b>	6889013	5767546,1	5166760	4133408	3E+06

<b>PANEL</b>					
<b>Veličina/Oblast</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>
<b>w [mm]</b>	550	550	550	550	550
<b>t [mm]</b>	6	6	6	6	6
<b>E [MPa]</b>	73084,446	73084,45	73084,45	73084,45	73084,45
<b>pi [mm]</b>	24	21,5	20	20	21
<b>Cf [mm/N]</b>	9,95113E-08	8,91E-08	8,29E-08	8,29E-08	8,71E-08
<b>K [N/mm]</b>	10049111,33	11217613	12058934	12058934	11484699

<b>LEM ŽEBRA</b>	
<b>Veličina/Oblast</b>	<b>1</b>
<b>w [mm]</b>	550
<b>t [mm]</b>	2
<b>E [MPa]</b>	75152,9
<b>pi [mm]</b>	24
<b>Cf [mm/N]</b>	2,9E-07
<b>K [N/mm]</b>	3444507

## Příloha D – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu

Tabulka 9-6: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé oblasti pro síly dle analytického výpočtu

Oblast 5	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	1,500	6,000	0,100	5,000	26,5	26,5	1,000
	Vnitřní	1,500	6,000	0,085	5,000	26,5	26,5	1,000
	Panel	6,000	1,500	1	5,000	26,5	26,5	0,185

Oblast 4	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	2	6	0,0992	5	26,5	26,5	0,1993
	Vnitřní	2	6	0,0908	5	26,5	26,5	0,1756
	Panel	6	2	0,81	5	26,5	26,5	0,1899

Oblast 3	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	2,5	6	0,1043	5	26,5	26,5	0,3036
	Vnitřní	2,5	6	0,0958	5	26,5	26,5	0,2714
	Panel	6	2,5	0,7999	5	26,5	26,5	0,2001

Oblast 2	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	3	6	0,1064	5	26,5	26,5	0,41
	Vnitřní	3	6	0,101	5	26,5	26,5	0,3724
	Panel	6	3	0,7926	5	26,5	26,5	0,2074

Oblast 1	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	4	6	0,1087	5	26,5	26,5	0,5152
	Vnitřní	4	6	0,1089	5	26,5	26,5	0,4814
	Panel	6	4	0,7789	5	26,5	26,5	0,2176
	Lem žebra	2	4	0,0035	5	26,5	26,5	0,0035

Tabulka 9-7: Vstupní data pro výpočet součinitele koncentrace napětí pro jednotlivé oblasti pro síly dle MKP výpočtu

Oblast 5	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	1,5	6	0,103051	5	26,5	26,5	1
	Vnitřní	1,5	6	0,10332	5	26,5	26,5	1
	Panel	6	1,5	1	5	26,5	26,5	0,2064

Oblast 4	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	2	6	0,082725	5	26,5	26,5	0,1993
	Vnitřní	2	6	0,082975	5	26,5	26,5	0,1756
	Panel	6	2	0,8343	5	26,5	26,5	0,1899

Oblast 3	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	2,5	6	0,084159	5	26,5	26,5	0,3036
	Vnitřní	2,5	6	0,084888	5	26,5	26,5	0,2714
	Panel	6	2,5	0,830953	5	26,5	26,5	0,2001

Oblast 2	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	3	6	0,090502	5	26,5	26,5	0,41
	Vnitřní	3	6	0,092197	5	26,5	26,5	0,3724
	Panel	6	3	0,817301	5	26,5	26,5	0,2074

Oblast 1	Část konstrukce	e	e1	F	d	l	W	Alfa
		mm	mm	N	mm	mm	mm	1
	Vnější	4	6	0,139481	5	26,5	26,5	0,5152
	Vnitřní	4	6	0,146045	5	26,5	26,5	0,4814
	Panel	6	4	0,687722	5	26,5	26,5	0,2176
	Lem žebra	2	4	0,026752	5	26,5	26,5	0,0035

## Příloha E – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu

Tabulka 9-8: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle analytického výpočtu

Oblast 5	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{\text{puls}}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
Vnější	6,230	0,0157	40,08	2,00	19,04	21,04	39,07	1 061 869	
Vnitřní	6,230	0,0133	33,92	1,70	16,11	17,81	33,06	2 069 942	
Panel	3,755	0,0236	100,00	5,00	47,50	52,50	97,47	113 094	

Oblast 4	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{\text{puls}}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
Vnější	3,852	0,0072	26,11	1,31	12,40	13,71	25,45	22 650 111	
Vnitřní	3,780	0,0065	23,90	1,19	11,35	12,55	23,29	34 014 150	
Panel	3,880	0,0198	71,07	3,55	33,76	37,31	69,27	404 327	

Oblast 3	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{\text{puls}}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
Vnější	4,197	0,0066	21,96	1,10	10,43	11,53	21,41	35 594 451	
Vnitřní	4,099	0,0059	20,17	1,01	9,58	10,59	19,66	53 435 778	
Panel	3,911	0,0197	70,18	3,51	33,34	36,84	68,40	415 775	



Oblast 2	Část konstrukce	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
		1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,533	0,0061	18,67	0,93	8,87	9,80	18,20	54 935 945
	Vnitřní	4,418	0,0056	17,72	0,89	8,42	9,30	17,27	72 688 601
	Panel	3,934	0,0196	69,54	3,48	33,03	36,51	67,78	424 531

Oblast 1	Část konstrukce	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
		1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,802	0,0049	14,31	0,72	6,80	7,51	13,94	135 589 690
	Vnitřní	4,695	0,0048	14,33	0,72	6,81	7,52	13,97	143 407 067
	Panel	3,858	0,0189	68,34	3,42	32,46	35,88	66,61	480 559
	Lem žebra	2,536	0,0002	1,14	0,06	0,54	0,60	1,11	20 420 425 284 779

Tabulka 9-9: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle MKP modelu

Oblast 5	Část konstrukce	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
		1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	6,230	0,0161	41,22	2,06	19,58	21,64	40,18	949 139
	Vnitřní	6,230	0,0162	41,33	2,07	19,63	21,70	40,28	939 289
	Panel	3,823	0,0240	100,00	5,00	47,50	52,50	97,47	107 564

Oblast 4	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{puls}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	3,745	0,0058	21,77	1,09	10,34	11,43	21,22	50 682 591
	Vnitřní	3,670	0,0057	21,84	1,09	10,37	11,47	21,29	52 991 600
	Panel	3,770	0,0198	73,20	3,66	34,77	38,43	71,34	389 418

Oblast 3	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{puls}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,103	0,0052	17,72	0,89	8,42	9,30	17,27	89 456 433
	Vnitřní	4,001	0,0051	17,87	0,89	8,49	9,38	17,42	92 762 895
	Panel	3,803	0,0199	72,90	3,65	34,63	38,27	71,06	386 369

Oblast 2	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{puls}$	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,453	0,0051	15,88	0,79	7,54	8,34	15,48	110 300 646
	Vnitřní	4,333	0,0050	16,18	0,81	7,68	8,49	15,77	110 527 249
	Panel	3,826	0,0197	71,71	3,59	34,06	37,65	69,89	405 875

Oblast 1	Část konstrukce	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{puls}$	N(Kt <sub>global</sub> )
		1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,868	0,0064	18,36	0,92	8,72	9,64	17,89	48 141 364
	Vnitřní	4,765	0,0066	19,22	0,96	9,13	10,09	18,73	42 522 801
	Panel	3,965	0,0171	60,34	3,02	28,66	31,68	58,81	732 710
	Lem žebra	2,644	0,0016	8,68	0,43	4,12	4,56	8,46	5 323 006 648

**Příloha F – vstupní data pro výpočet životnosti reálného konstrukčního uzlu podle analytického a MKP výpočtu pro materiálovou S-N křivku**

Tabulka 9-10: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle analytického výpočtu pro materiálovou S-N křivku

Oblast 5	Část konstrukce	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	$\sigma_{max}$	$\sigma_{min}$	$\sigma_a$	$\sigma_m$	$\sigma_{puls}$	N(Kt <sub>global</sub> )
		1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	6,230	0,0157	1,10E+16	5,01	40,08	2,00	19,04	21,04	39,07	5 441 143
	Vnitřní	6,230	0,0133	1,10E+16	5,01	33,92	1,70	16,11	17,81	33,06	12 553 771
	Panel	3,755	0,0236	5,742E+15	4,789	100,00	5,00	47,50	52,50	97,47	500 461

Oblast 4	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	3,852	0,0072	1,10E+16	5,01	26,11	1,31	12,40	13,71	25,45	251 340 267
	Vnitřní	3,780	0,0065	1,10E+16	5,01	23,90	1,19	11,35	12,55	23,29	418 254 057
	Panel	3,880	0,0198	5,742E+15	4,789	71,07	3,55	33,76	37,31	69,27	2 300 381

Oblast 3	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,197	0,0066	1,10E+16	5,01	21,96	1,10	10,43	11,53	21,41	442 733 948
	Vnitřní	4,099	0,0059	1,10E+16	5,01	20,17	1,01	9,58	10,59	19,66	736 455 050
	Panel	3,911	0,0197	5,742E+15	4,789	70,18	3,51	33,34	36,84	68,40	2 378 574

Oblast 2	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,533	0,0061	1,10E+16	5,01	18,67	0,93	8,87	9,80	18,20	762 442 122
	Vnitřní	4,418	0,0056	1,10E+16	5,01	17,72	0,89	8,42	9,30	17,27	1 082 737 162
	Panel	3,934	0,0196	5,742E+15	4,789	69,54	3,48	33,03	36,51	67,78	2 438 671

Oblast 1	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,802	0,0049	1,10E+16	5,01	14,31	0,72	6,80	7,51	13,94	2 364 015 887
	Vnitřní	4,695	0,0048	1,10E+16	5,01	14,33	0,72	6,81	7,52	13,97	2 535 952 464
	Panel	3,858	0,0189	5,742E+15	4,789	68,34	3,42	32,46	35,88	66,61	2 828 850
	Lem žebra	2,536	0,0002	1,10E+16	5,01	1,14	0,06	0,54	0,60	1,11	7 225 911.10 <sup>9</sup>

Tabulka 9-11: Výpis jednotlivých součinitelů koncentrace napětí a vyznačení kritického místa pro síly dle MKP výpočtu pro materiálovou S-N křivku

Oblast 5	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	6,230	0,0161	1,10E+16	5,01	41,22	2,06	19,58	21,64	40,18	4 727 617
	Vnitřní	6,230	0,0162	1,10E+16	5,01	41,33	2,07	19,63	21,70	40,28	4 666 243
	Panel	3,823	0,0240	5,742E+15	4,789	100,00	5,00	47,50	52,50	97,47	471 305

Oblast 4	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	3,745	0,0058	1,10E+16	5,01	21,77	1,09	10,34	11,43	21,22	689 242 661
	Vnitřní	3,670	0,0057	1,10E+16	5,01	21,84	1,09	10,37	11,47	21,29	728 795 702
	Panel	3,770	0,0198	5,742E+15	4,789	73,20	3,66	34,77	38,43	71,34	2 199 199

Oblast 3	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,103	0,0052	1,10E+16	5,01	17,72	0,89	8,42	9,30	17,27	1 404 203 306
	Vnitřní	4,001	0,0051	1,10E+16	5,01	17,87	0,89	8,49	9,38	17,42	1 469 510 830
	Panel	3,803	0,0199	5,742E+15	4,789	72,90	3,65	34,63	38,27	71,06	2 178 599

Oblast 2	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,453	0,0051	1,10E+16	5,01	15,88	0,79	7,54	8,34	15,48	1 825 431 359
	Vnitřní	4,333	0,0050	1,10E+16	5,01	16,18	0,81	7,68	8,49	15,77	1 830 129 671
	Panel	3,826	0,0197	5,742E+15	4,789	71,71	3,59	34,06	37,65	69,89	2 310 930

Oblast 1	Část	Kt <sub>GLOBAL</sub>	Kt <sub>GLOBAL</sub> *S	A	m	σ <sub>max</sub>	σ <sub>min</sub>	σ <sub>a</sub>	σ <sub>m</sub>	σ <sub>puls</sub>	N(Kt <sub>global</sub> )
	konstrukce	1	1	1	1	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	počet cyklů
	Vnější	4,868	0,0064	1,10E+16	5,01	18,36	0,92	8,72	9,64	17,89	646 235 445
	Vnitřní	4,765	0,0066	1,10E+16	5,01	19,22	0,96	9,13	10,09	18,73	553 204 080
	Panel	3,965	0,0171	5,742E+15	4,789	60,34	3,02	28,66	31,68	58,81	4 687 361
	Lem žebra	2,644	0,0016	1,10E+16	5,01	8,68	0,43	4,12	4,56	8,46	234 448 869.10 <sup>3</sup>