FAKULTA
STROJNÍ
ČVUT V PRAZE

Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky

DIPLOMOVÁ PRÁCE

Analýza namáhání vyplňovacích a pracovních klínů lisovacích nástrojů

Bc. HROMADNÍK Filip

Praha 2021

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Hromadník** Jméno: **Filip** Osobní číslo: **460002**

Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**

Zadávající katedra/ústav: **Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky**

Studijní program: **Strojní inženýrství**

Studijní obor: **Aplikovaná mechanika**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Analýza namáhání vyplňovacích a pracovních klínů lisovacích nástrojů

Název diplomové práce anglicky:

Analysis of press tools loading

Pokyny pro vypracování:

Proveďte rešerši současného stavu problematiky namáhání vyplňovacích a pracovních klínů lisovacích nástrojů pro karosářské díly.
Stanovte možné zátěžné stavy u jednotlivých prvků vyplňovacích a pracovních klínů lisovacího nástroje při vybrané operaci.
Stanovené zátěžné stavy vyhodnoťte s ohledem na vysoký počet pracovních zdvihů lisu.
Pokuste se zobecnit postup stanovení zátěžných stavů a jejich vyhodnocení i pro jiné analogické operace lisování karosářských dílů.
Získané výsledky diskutujte.

Seznam doporučené literatury:

Manuál k software Abaqus
Růžička, M-Hanke.M.-Rost M.: Dynamická pevnost a životnost. skripta ČVUT v Praze, 2. vyd., 1992.
Chen, W.F., Han, D.J.: Plasticity for Structural Engineers. Springer, New York 1988.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Jiří Kuželka, Ph.D., odbor pružnosti a pevnosti FS

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

Datum zadání diplomové práce: **21.10.2020** Termín odevzdání diplomové práce: **15.01.2021**

Platnost zadání diplomové práce: _____

Ing. Jiří Kuželka, Ph.D.	doc. Ing. Miroslav Španiel, CSc.	prof. Ing. Michael Valášek, DrSc.
podpis vedoucí(ho) práce	podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry	podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomant bere na vědomí, že je povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

26.11.2020 _____

Datum převzetí zadání Podpis studenta

© ČVUT v Praze, Design: ČVUT v Praze, VIC

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

V Praze dne 15. 1. 2021

.....

Poděkování

Za vznik této práce vděčím zejména panu vedoucímu Ing. Jiřímu Kuželkovi, Ph.D. za odborné vedení práce a pomoc s výpočetním softwarem. Velké poděkování patří také panu Ing. Petru Chaloupeckému z oddělení konstrukce lisovacího nářadí Škoda Auto za poskytnutí tématu ke zpracování, uvedení do problematiky a poskytnutí potřebných dat. Děkuji také ostatním kolegům z kanceláře za konzultace a výpomoc. Poděkovat chci svým spolužákům, na které jsem se mohl kdykoli obrátit, a zejména mé rodině, která mi poskytla tu největší podporu a zázemí v době mých studií.

Abstrakt

Předkládaná diplomová práce se zabývá analýzou namáhání pracovních a vyplňovacích klínů lisovacích nástrojů. Důkladně zkoumány byly klíny podílející se na tvarování oblasti A-sloupku postranice vozu Škoda Scala. Samotné výpočtové simulaci předcházelo stanovení zátěžných stavů klínů ze znalosti jejich interakcí s okolními díly v sestavě. Simulace byla realizována metodou konečných prvků, přičemž sledovanou veličinou bylo redukované napětí. Výpočet byl nejprve řešen jako rovinná úloha, následně byla připravena úloha prostorová. Výsledky průběhů napětí na klínech byly vyhodnoceny s ohledem na neomezený únavový život. Minimální hodnota bezpečnosti v kritickém místě vyplňovacího klínu přesáhla hodnotu 3. Práce rovněž předkládá rozdíly v užití rovinné a prostorové simulace zejména s ohledem na přípravný a výpočetní čas.

Klíčová slova

Plošné tváření, výroba karoserie, klíny lisovacích nástrojů, metoda konečných prvků, analýza namáhání, dynamické zatížení

Abstract

The purpose of this diploma thesis is a stress analysis of stamping tool cams. The main effort was focused on cams forming the A-pillar of side body panel of a Skoda Scala model. The computational simulation itself was preceded by the stress state estimations of both cams based on the knowledge of their force interaction with the tools nearby. The simulation was solved using the finite element method, and the observed quantity was equivalent stress. In the first step, the planar problem was analyzed, and later on the spatial simulation was performed. Resulting time dependent stresses were evaluated with respect to high-cycle fatigue. The lowest safety factor of the cam exceeded the value of 3. Lastly, this thesis compared the preparatory and computational time demands of both planar and spatial simulation.

Key words

Sheet metal forming, car bodywork, stamping tools cams, finite element method, stress analysis, dynamic load

Obsah

Úvod **1**

1 Principy technologie tváření **2**
1.1 Mechanismy plastické deformace a deformační zpevnění 2
1.2 Tvářecí procesy 2
1.3 Plošné tváření 3

2 Fáze vývoje nářadí pro lisování karosérií automobilů **5**
2.1 Designový návrh a hodnocení dat povrchu 5
2.2 Konstrukce dílů karoserie a metodická fáze návrhu lisovacího nářadí 7
2.3 Konstrukce lisovacího nářadí 8
2.4 Výroba a zapracování lisovacího nářadí 9

3 Sestava lisovacích nástrojů operace 50 metodického plánu výroby postranice modelu Škoda Scala **11**

4 Současné znalosti namáhání lisovacího nářadí **16**

5 Teorie životnosti strojních součástí **17**
5.1 Křivky životnosti 17
5.2 Změny mechanických vlastností 20
5.3 Cyklická deformační křivka 22
5.4 Poškození materiálu a hypotézy jeho kumulace 24
5.5 Vyhodnocení dynamických zatížení s ohledem na trvalou pevnost 27

6 Definice zátěžných stavů klínů lisovacích nástrojů **30**
6.1 Zatížení pracovního klínu 30
6.2 Zatížení vyplňovacího klínu 32
6.3 Předpokládaný průběh zatížení klínů 32

7 Realizace rovinné úlohy metodou konečných prvků **34**
7.1 Příprava sestavy pro simulaci 34
7.2 Modely materiálů v rovinné úloze 35
7.3 Určení posloupnosti dějů v simulaci 37
7.4 Interakce mezi tělesy 38
7.5 Okrajové podmínky rovinné úlohy 43
7.6 Popis prvků užitých ve výpočtu 45
7.7 Výsledky rovinné simulace 46

8 Realizace prostorové úlohy metodou konečných prvků **49**
8.1 Příprava modelu 49
8.2 Metodický postup výpočtu a interakce mezi tělesy sestavy včetně okrajových podmínek 51
8.3 Popis sítě konečných prvků a problémů vznikajících při její tvorbě 52
8.4 Dosažené výsledky a budoucí postup prostorové simulace 52

9 Vyhodnocení výsledků rovinné úlohy **54**

10 Zobecnění postupu pro analýzu obdobných lisovacích operací **61**

Závěr **62**

Literatura **63**

Přílohy **65**

Úvod

Nejvýraznějším prvkem designu vozu, a tedy i důležitým faktorem při jeho výběru potenciálním zájemcem představuje karoserie. Ta vytváří první vizuální dojem, vyvolává emoce a vybízí zákazníka ke koupi. Z hlediska funkčnosti musí plnit úlohy konstrukční, bezpečnostní i aerodynamické, a proto je každý návrh dotažen do nejmenšího detailu. Vozy vznikají ve velkých sériích, panuje tedy snaha všechny součinné procesy maximálně zrychlit a zvýhodnit. Cílem musí být nejen vyrábět automobily efektivní, ale i vyrábět automobily efektivně.

Cestu na svět karosářským výliskům zprostředkovává výroba plošným tvářením, která stojí na samotném počátku produkce každého vozu. Posloupností přesně definovaných tvářecích operací je z rovného nástřihu plechu během pár okamžiků vylisován díl, který po svaření s ostatními výlisky propůjčuje karoserii její specifický vzhled.

O úspěchu celé výroby karoserie rozhoduje kvalitní lisovací nářadí. Konstrukční návrh nářadí a jeho výroba tvoří propracovaný postup, na jehož počátku stojí designový návrh vozu a finále představuje montáž nářadí na lisovací lince. Práce jsou rozděleny mezi řadu oddělení, přičemž předkládaná diplomová práce byla vypracována ve spolupráci s oddělením konstrukce lisovacího nářadí Škoda auto a. s.. Jejím hlavním cílem a náplní byla analýza namáhání klínů podílejících se na jedné z lisovacích operací. Vzhledem ke stálým snahám o modernizaci výroby v celém koncernu je třeba držet krok a tato práce dává základ budoucím optimalizačním pracem, jejichž výsledkem mohou být konstrukčně velmi pokročilé návrhy lisovacích nástrojů.

V první části práce jsou popsány fáze vývoje lisovacího nářadí včetně uvedení čtenáře do konkrétní problematiky v práci řešené, kterou jest lisování postranice modelu Škoda Scala. Po přehledu teoretických poznatků v oblasti životnosti konstrukcí následuje tělo práce, jehož první část spočívá v rozboru namáhání pracovního a vyplňovacího klínu, které tvarují oblast předních dveří (A-sloupek). Následující část je věnována zevrubném popisu přípravy a realizace výpočtové úlohy metodou konečných prvků vedoucích ke stanovení napěťových a deformačních stavů klínů během tvářecí operace. V pozdějších kapitolách jsou výsledky simulace vyhodnoceny a postup zobecněn pro analýzu obdobných lisovacích operací.

1 Principy technologie tváření

Tvářením je nazýván technologický proces, při kterém jsou částice tvářeného tělesa přemisťovány do požadovaného tvaru působením sil, a to bez porušení soudržnosti materiálu. V materiálu vznikají plastické deformace, přetvoření je trvalé. Hodnota napětí musí překročit mez kluzu, ale nesmí dosáhnout meze pevnosti. Výsledkem operace jsou změny rozměrů a tvaru polotovaru stejně tak jako strukturní přeměny, což vede ke změnám fyzikálních, zejména mechanických vlastností.

Na působení vnějších sil reaguje materiál vznikem vnitřních sil, které definují stav napjatosti. Výsledný tvářecí efekt tedy závisí také na faktorech ovlivňujících vnitřní síly, tedy na teplotě, rychlosti deformace, historii zatěžování apod. [1].

1.1 Mechanismy plastické deformace a deformační zpevnění

Krystalický materiál přirozeně obsahuje řadu poruch krystalické mřížky, rozdělují se na bodové, čárové, plošné a objemové. Pro realizaci mechanismu plastické deformace jsou klíčové poruchy čárové neboli dislokace, které se dělí na hranové a šroubové. Konkrétní typ dislokace určuje vzájemná poloha Burgersova vektoru, který definuje směr a velikost posunutí částí krystalu, a dislokační čáry určující rozhraní mezi posunutou a neposunutou oblastí krystalu. Určitý stav napjatosti vyvolá pohyb dislokací, tzv. skluz, při kterém se vůči sobě pohybují jednotlivé vrstvy krystalu jako tuhé celky. Ke skluzu dochází v rovinách, které jsou nejhustěji obsazeny atomy, jsou to tzv. skluzové roviny. Pohyb dislokace vyžaduje, aby pro danou orientaci skluzové roviny disponoval tenzor napětí v daných bodech roviny tečnou složkou, která plastickou deformaci způsobuje. Tečné napětí v dané skluzové rovině musí navíc převyšovat hodnotu kritického smykového napětí τ_{kr}. Ta je pro daný typ krystalické mřížky funkcí teploty a čistoty materiálu.

Druhotným mechanismem plastické deformace je dvojčatění, při které dojde k přesunutí části krystalu o zlomek mřížkové konstanty tak, že vznikne oblast mřížky zrcadlově souměrná s části neposunutou. Dvojčatění se realizuje častěji při nižších teplotách a vyšších rychlostech deformace.

Pohyb dislokace, tj. skluz, ve směru skluzové roviny probíhá až do momentu, kdy dospěje na okraj materiálu. V opačném případě dojde k interakci dislokace s jinou vadou krystalické mřížky, nejčastěji vakancemi, substitučními atomy či dalšími dislokacemi. Pohyb dislokací tímto ustává a napětí potřebné pro její další pohyb roste. Navíc v průběhu deformace vznikají dislokace nové, které se opět pohybují či brání v pohybu ostatním. Materiál postupně projevuje větší odpor vůči deformaci a dochází k deformačnímu zpevnění.

Deformační zpevnění způsobuje nárůst meze kluzu i meze pevnosti, přičemž mez kluzu narůstá rychleji, a snížení tažnosti. Při úplném vyčerpání plastických vlastností dosahuje mez kluzu hodnoty aktuální meze pevnosti. Další tváření je možné až po tepelném zpracování a zotavení materiálu. [2]

1.2 Tvářecí procesy

Tvářecí procesy lze rozdělovat podle dvou kritérií: teploty, při které je tváření realizováno, a podle stavu napjatosti, kterého je u tvářeného materiálu dosaženo. Při dělení podle teploty jsou definovány pochody tváření za studena, tváření za tepla a tváření za poloohřevu. Hranici

mezi těmito procesy tvoří teplota rekrystalizace T_r, kterou, lze stanovit dle vztahu z [1]

$$T_R \cong 0,4 \cdot T_T \tag{1}$$

kde T_T je termodynamická teplota tání kovu.

Při tváření za studena je dosahováno vyšších přesností a jakostí povrchu výsledných výrobků, materiál zpevňuje, vzniká textura materiálu a může dojít k anizotropii mechanických vlastností. Pro tváření je potřeba vyšších tvářecích sil. Oproti tomu během tváření za tepla dochází k uzdravovacím procesům uvnitř materiálu, tvářecí síly bývají výrazně nižší. Nedostatky jsou nižší výrobní přesnost a kvalita povrchu důsledkem okujení. Tváření za poloohřevu představuje kompromis mezi oběma procesy, maximální teplota procesu je omezena na teplotu, při které oxiduje povrch polotovaru. Oproti tváření za studena je snížen přetvárný odpor materiálu.

Pro zpracování polotovarů, jejichž rozměry jsou srovnatelné ve všech osách, je užíváno objemové tváření. Dochází při něm k výrazným změnám tvaru a nárůstu povrchu oproti původnímu polotovaru. Do této kategorie spadá kování, válcování či protlačování. Naproti tomu polotovarem pro tváření plošné bývá plech minimální tloušťky, který bývá přetvořen do prostorových tvarů. Mezi plošné tváření se zařazuje stříhání, ohýbání, tažení či tlačení. [1]

1.3 Plošné tváření

Proces plošného tváření je charakteristický vznikem stavu blízkému rovinné napjatosti ve tvářeném polotovaru, nejčastěji plechu. V materiálu tedy převládají napětí rovnoběžná s rovinou plechu. Pro ideální případ lze složky tenzoru napětí zjednodušit do tvaru:

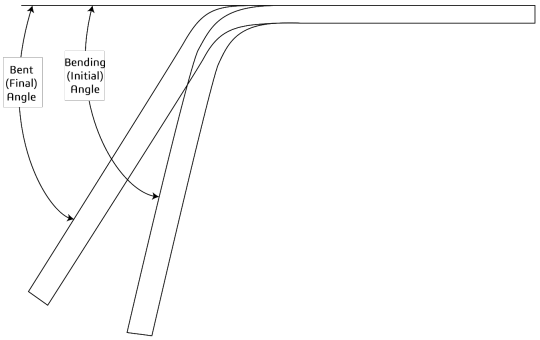
$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & 0 \\ \tau_{yx} & \sigma_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \tag{2}$$

Maticový zápis tenzoru deformace disponuje všemi diagonálními složkami, přičemž složka ϵ_z je funkcí složek zbývajících a Poissonova čísla, tedy $\epsilon_z = f(\epsilon_x, \epsilon_y, \nu)$. Nulové jsou rovněž zkosy se složkou z, maticový zápis složek tenzoru deformace lze vyjádřit jako:

$$\boldsymbol{\epsilon} = \begin{pmatrix} \epsilon_x & \epsilon_{xy} & 0 \\ \epsilon_{yx} & \epsilon_y & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon_z \end{pmatrix} \tag{3}$$

Plošným tváření vzniká z rovinného polotovaru prostorový tvar, mnohdy složitý, nesymetrický. Nedochází ke změnám mechanických vlastností ani k výraznému ztečení plechu, jedná se o tváření za studena. Jelikož při tomto typu tváření vznikají v materiálu deformace plastické i elastické, je nutné počítat v tvářecích operacích s fenoménem odpružení (anglicky springback). Je způsoben nerovnoměrností deformace napříč materiálem (zejména při deformaci ohybem) a vyznačuje se zpětným vychýlením z požadovaného tvaru po odlehčení tvářecích sil. Jedná se zpravidla o nežádoucí jev, který je nutno kompenzovat již při návrhu procesu.

Springback se vyskytuje nejčastěji u tváření ohýbáním. Působením ohybnice a ohybníku vznikají v materiálu ohybové momenty způsobující elasto-plastickou deformaci. Vrstvy materiálu na vnitřní straně ohybu jsou zkracovány a stlačovány v podélném směru



Obrázek 1.1: Příklad odpružení po tvářecí operaci [3]

a roztahovány ve směru příčném, vrstvy na vnější straně ohybu jsou namáhány přesně naopak. Při ohýbání vznikají často ostré či oblé hrany.

Dalším typem plošného tváření je tažení. Jedná se o operaci, při které se rovný nástřih plechu působením střídavého tváření tahem a tlakem přetváří na jednostranně otevřené duté těleso. Pokud se jedná o tzv. hluboké tažení a stupeň deformace je vysoký, může vznikat u plechu zvlnění. Pro jeho eliminaci se užívá přidržovačů, které zajišťují správný chod celé operace. Tažení je proces vhodný pro sériovou výrobu, proto jsou nyní průmyslově tažené karoserie automobilů, vany, nábojnice apod..

Tvářením, při kterém na rozdíl od předchozích metod dochází k dělení materiálu, je stříhání. Jedná se o vůbec nejčastější postup, stříhání se využívá u polotovarů, stejně tak při dokončovacích nebo pomocných operacích. V materiálu dochází v oblasti kontaktu se střižnými břity ke složité prostorové napjatosti a průřez plechu se zmenšuje. K oddělení obou částí plechu dojde zpravidla značně dříve, než se oba nože minou. K ustřižení dochází při dosažení tzv. plastické hloubky střihu, které představuje 20-30 % tloušťky plechu. Při stříhání je rovněž možné užití přidržovače při užití vyšších střižných sil. [1]

2 Fáze vývoje nářadí pro lisování karosérií automobilů

Karoserie vozidla má řadu důležitých úloh. Musí plnit úlohy konstrukční, splňovat bezpečnostní normy, vhodnou aerodynamikou přispívat k nízké spotřebě pohonných hmot a v neposlední řadě je hlavním designovým prvkem celého vozidla. Z těchto důvodů podléhají karoserie nejnovějším módním i technickým trendům, přičemž musí splňovat nejpřísnější požadavky na procesně jistou výrobu za přiměřených nákladů. K výrobě karoserií sériových vozů ve Škoda Auto a. s. se užívá plošného tváření. Polotovarem pro výrobu je zpravidla plech z legované oceli, který se postupem řady lisovacích operací tváří do požadovaného výsledného tvaru. Jednotlivými operacemi jsou tvarování, ostřihování, děrování, na počátku výroby stojí hluboké tažení [4]. Jednotlivé výlisky jsou nakonec pevně spojeny svarem či lepeným spojem.

Pro tváření velkých výlisků se průmyslově využívá lisovacích linek. Jedná se o soustavu mechanických lisů, přičemž každý zastává jeden či více tvářecích procesů (tvarování, ostřihování, apod.). Do linky vstupuje rovný nástřih plechu a výstupem je díl připravený pro montáž karoserie. Mezi jednotlivými lisy jsou umístěna transportní zařízení zajišťující rychlou přepravu plechů. Celá sestava je sladěna a optimalizována pro dosažení maximální časové efektivity, za den je linka schopna vytvořit až 20 000 výlisků. [5]

V této kapitole budou postupně představeny jednotlivé fáze přípravy a výroby lisovacího nářadí. Počínaje designovým návrhem a konstrukcí dílu karoserie, přes metodické plánování a konstrukci lisovacích nástrojů až k jejich výrobě a zapracování. Veškeré informace k této kapitole byly načerpány zejména z přednášky [6].

Obrázek 2.1: Servo-lisovací linka PKX II, Škoda Auto Mladá Boleslav [5]

2.1 Designový návrh a hodnocení dat povrchu

Výrobě karoserií na lisovací lince předchází řada přípravných fází. Schválení nového modelu a tedy i započetí jeho realizace je deklarováno souhlasem představenstva Škoda auto a rovněž

souhlasem vedení koncernu VW. Součástí procesu schválení je již první designový návrh vozu společně s plánem počtu vyráběných kusů a lokací pro výrobu. Kompletní designový návrh, který je první fází vývoje lisovacích nástrojů, vzniká záhy. Každá automobilka si zakládá na svém designovém jazyce, který pravidelně představuje pomocí svých designových studií a prototypů. Jazyk předepisuje základní rysy všech modelů určité generace a pokud funguje, propůjčuje vozidlu přitažlivé proporce i dlouhá léta po uvedení modelu na trh.

Po prvních skicách tým designérů v čele s šéfdesignérem připravuje hliněný model vozu v měřítku 1:1. Modelace pomocí speciální plastelíny patří ke klasickým designérským postupům a dokáže designérům zprostředkovat velmi realistický pohled na vůz. Hlína se zahřívá v peci na 55 až 60 °C, aby byla měkká. Na kovové šasi se nejprve připevní kostra a opěry a poté se začne nanášet rozehřátá hlína v přibližně šesticentimetrové vrstvě. Modeláři spolu s designéry pak vytvoří požadovaný tvar. [7]

Obrázek 2.2: Hliněný model [7]

Následně se hlína opracovává speciálními nástroji a polepuje fóliemi, aby lépe vynikly všechny tvary. Již v této úvodní fázi dochází ke konzultaci tvarů budoucího vozu s odborníky z konstrukce a výroby nářadí, kteří musí odsouhlasit návrh z pohledu vyrobitelnosti.

Dokončený hliněný model je podroben 3D skenování povrchu, které poskytuje kompletní CAD data povrchu, ze kterých jsou vytvořena vyhlazená vstupní data pro konstrukci dílů, tzv. Strak. Ten je následně důkladně zhodnocen.

Dochází ke zkoumání tvaru povrchových ploch z pohledu vyrobitelnosti, hodnotí a připomínkuje se průběh Gaussových křivostí povrchů, kontroluje se průběh světelných odlesků na površích. Důraz se klade na dostatečné křivostní rádiusy lisovaných ploch z důvodu dostatečného plastického přetvoření materiálu během výroby, a tedy tvarové stálosti během provozu. Důraz je také kladen na kvalitní návrh spár mezi díly karoserie, zejména jejich velikost, úhly na spárách a v závěru jejich celkový průběh.

Obrázek 2.3: Vyhlazený model povrchu karoserie modelu Škoda Octavia vytvořený z 3D skenování [6]

2.2 Konstrukce dílů karoserie a metodická fáze návrhu lisovacího nářadí

Konstruktér ručí za správnou funkci každého dílu karosérie, a tudíž je jeho hlavní úlohou návrh dalších ploch mimo Strak. Na obr 2.4 lze pozorovat plochy dané designovým návrhem (zelenou barvou) a plochy přidané konstrukcí (šedou barvou). Přestože tyto oblasti nejsou viditelné na projíždějících vozidlech, majitel je s nimi v častém kontaktu při nastupování a vystupování, otevírání pátých dveří a podobně. Proto musí být kladen velký důraz na kvalitní zpracování rovněž těchto ploch.

Obrázek 2.4: Rozlišení designových a konstrukčních ploch na postranici modelu Škoda Octavia [6]

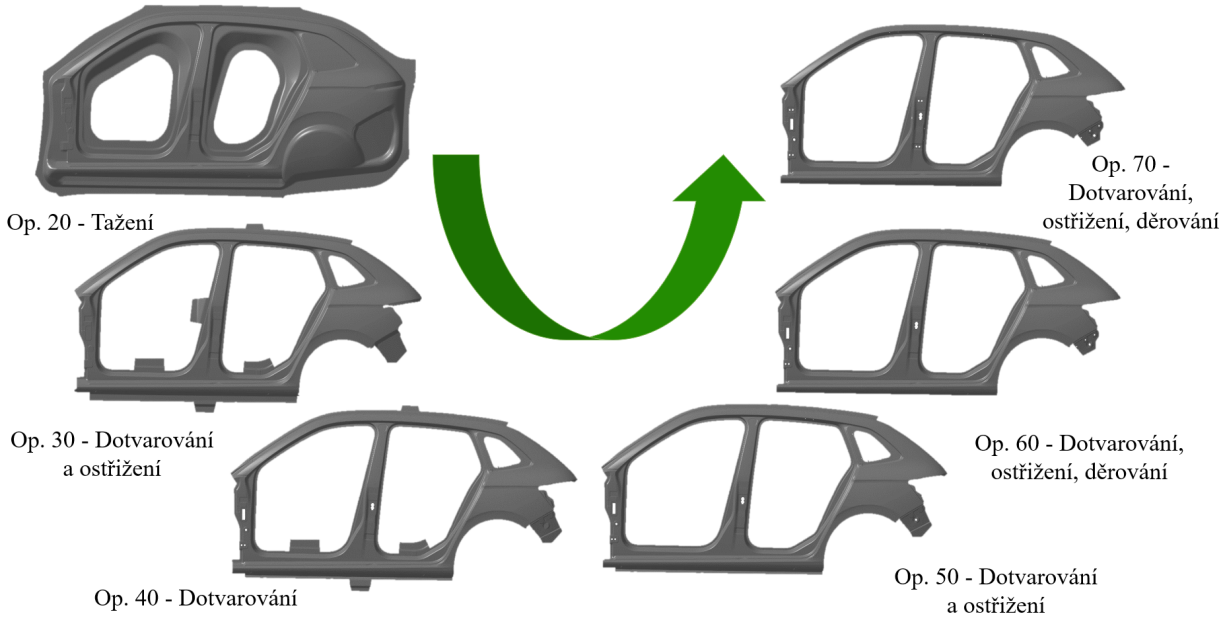
Během prací na konstrukčním návrhu dílu dochází k častým konfliktům mezi zájmy konstrukce a oddělením vývoje, které zajišťuje mimo jiné komfort posádky. Například v oblastech prahů dveří je nutné zajistit dostatečný prostor pro nastupování posádky, rozměry A-sloupků musí nabídnout dobrý výhled řidiče do všech stran. Naproti tomu konstruktér dílů musí dbát na dostatečnou tuhost konstrukce, konstruktér nástroje musí zajistit vyrobitelnost. V každém projektu je tedy nezbytná spolupráce řady oddělení vedoucí k realizaci karosérie uspokojující potřeby všech činných oddělení.

Práce na přípravě výroby lisovacího nářadí začínají u modelu dílu karoserie z konstrukce. V první řadě je definována jeho lisovací poloha, ve které je dosaženo rovnoměrné hloubky tažení v první lisovací operaci. K modelu dílu jsou přidány tzv. přidržovací plochy, na které

dosedají během lisování přidržovače. Model včetně přidržovacích ploch se nazývá tahový model. Dalším krokem je definice polohy a tvaru brzdících lišt, které usměrňují tok materiálu během lisovacího procesu. Z těchto dat lze také určit tvar přístřihu plechu, ze kterého bude budoucí díl tvářen.

V výpočtovém softwaru je následně realizována numerická simulace tažení, ve které lze pozorovat, zda je materiál během procesu dostatečně vypnutý, zda nepraská, stejně tak jako oblasti komprese materiálu a jeho zvlnění. Simulace umožňuje sledovat stav řady význačných faktorů, které je nutné během příprav průběžně hodnotit. Lze kontrolovat množství mazání přímo související se součinitelem smykového tření mezi plechem a nářadím, tuhosti lisovacího nářadí a dalších částí lisu. Simulace dále dovoluje posuzovat vznik přetažených hran či velikost rozpružení výlisku včetně doporučení korekce.

Finále vývoje lisovacího nářadí je vloženo do metodického plánu, který rozděluje celý proces lisování do operací, přičemž v každé operaci předepisuje konkrétní úkony. Po úvodním hlubokém tažení následuje sekvence ostřihování, dotvarování a dalších činností, jejichž výsledkem jest hotový díl karosérie. Metodický plán je dokumentem nanejvýše důležitým a na jeho sestavení se podílejí nejzkušenější odborníci. Plán také tvoří vstupní data pro konstrukci lisovacích nástrojů a obrábění jejich činných ploch. Příklad metodického plánu postranice modelu Škoda Scala je naznačen na obrázku 2.5 včetně popisu operací.



Obrázek 2.5: Metodický plán postranice modelu Škoda Scala [8]

2.3 Konstrukce lisovacího nářadí

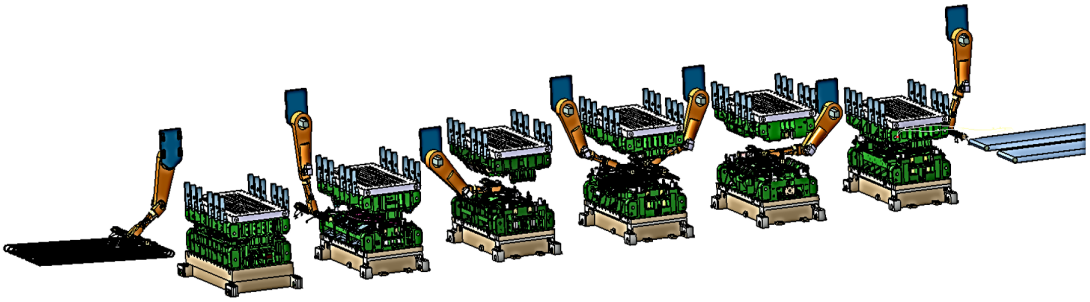
Na metodickou část vývoje nástrojů navazuje část konstrukční. Výstupem metodické činnosti je technologická plocha nástroje společně s konturami dělení mezi jednotlivými nástroji. Konstruktér usadí plochu do výrobní linky, která se postupně osazuje důležitými komponenty jako jsou vodící a přenášecí elementy, přidržovače, prvky umožnující pohyb nářadí, seřizovací kostky a řada dalších dílu. Některé komponenty se vyrábí, jiné nakupují, všechny společně

jsou nakonec usazeny do odlévaných těles vrchního a spodního dílu.

Vnitřní uspořádání jednotlivých sestav se liší pro jednotlivé operace definované metodickým plánem. Odlišná od ostatních je zejména sestava pro úvodní hluboké tažení disponující tažníkem a sadou přidržovačů. V dalších operacích se častěji do sestav umisťují pracovní a vyplňovací klíny, které umožňují přesné dotvarování menších ploch, již vytvarovaný plech se ustavuje na nástavek umístěný ve spodním dílu.

Součástí konstrukčních prací jsou i pevnostní výpočty těles vrchního a spodního dílu, jejichž výstupem jsou zejména informace o možné úspoře materiálu, a tedy i o úspoře finanční. Více o těchto výpočtech je zmíněno v kapitole 4.

V neposlední řadě je na oddělení konstrukce realizována kinematická analýza celého procesu lisování na lisovací lince. Jejím úkolem je ověřit bezkolizní průběh všech operací a tedy průchodnost nástřihu celou linkou. Analýzu je třeba provést z důvodu využití moderních lisovacích linek značky Schuller, které nabízejí synchronní pohyb. Ten umožňuje manipulaci a transport plechů mezi jednotlivými operacemi v průběhu činnosti lisu. Těmito synchronními procesy je dosaženo maximální efektivity výroby.



Obrázek 2.6: Průchod výlisku lisovací linkou [6]

2.4 Výroba a zapracování lisovacího nářadí

Po vytvoření kompletních konstrukčních dat lisovacích nástrojů přichází na řadu oddělení přípravy výroby, které zajišťuje vznik technologických postupů pro výrobu nářadí a také programy pro CNC stroje. Většina nástrojů se vyrábí slévaním metodou vytavitelného modelu, materiálem velkých dílu bývají šedá či tvárná litina, namáhanější komponenty se odlévají z ušlechtilejších nástrojových ocelí. Při návrhu polystyrenového modelu se musí počítat se smrštěním materiálu během chladnutí. Výrobu odlitků zajišťují pro Škodu auto externí slévárny. Hotové odlitky je následně nutné obrobit, užívá se nejprve rovinné opracování odlitků, kterým jsou obrobeny vodící a dosedací plochy. Následuje opracování tvarové, při kterém se zpravidla frézují a následně leští činné plochy komponent pro dosažení nejvyšší jakosti povrchu.

Obrázek 2.7: Vytaviletný model pro odlévání dílu lisovacího nářadí [6]

Finálním úsekem přípravy je montáž lisovacího nářadí následována zapracováním nářadí. To spočívá v postupném tzv. slícování nejprve přidržovací hrany a následně vlastního tvaru nářadí. Tyto operace jsou ověřovány zkušebním lisováním plechu, při kterém musí být výlisek správně vypnutý a musí dojít k otisku na obou plochách plechu. Ověření také dojde průchod výlisku celou lisovací linkou, aby byly ošetřeny případné problémy v postupu tváření.

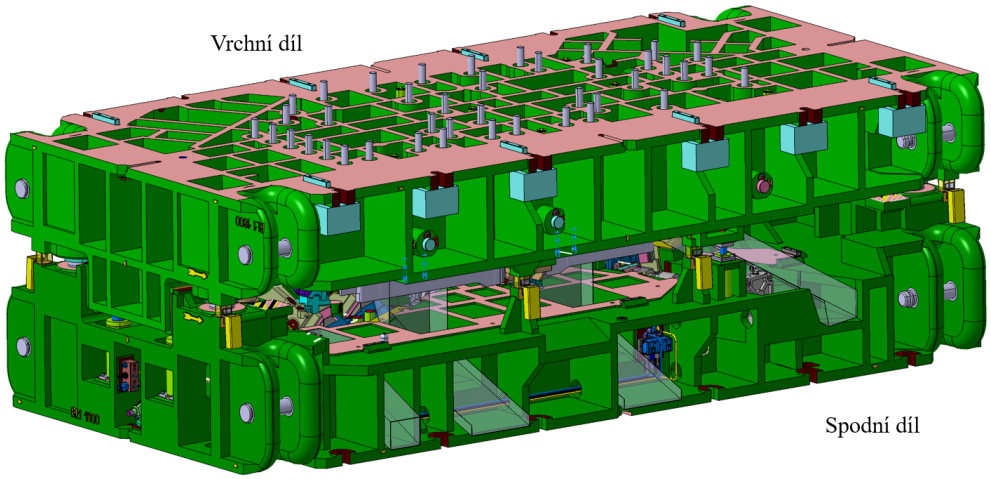
V závěru je výlisek podroben auditové kontrole a pokud vyhoví, je nářadí připraveno k sériové výrobě na lisovně.

Obrázek 2.8: Montáž vrchního dílu lisovací sestavy [6]

3 Sestava lisovacích nástrojů operace 50 metodického plánu výroby postranice modelu Škoda Scala

Každá lisovací operace vyžaduje vlastní lisovací nářadí sestávající z řady dílčích komponent v souladu s tím, jak je operace definována v metodickém plánu. Nářadí úvodních operací dominují tažníky zajišťující první vytvarování nástřihu a velké plastické deformace, následující operace zpravidla zajišťují přetvoření v menších oblastech, ostřižení redundantních ploch či děrování.

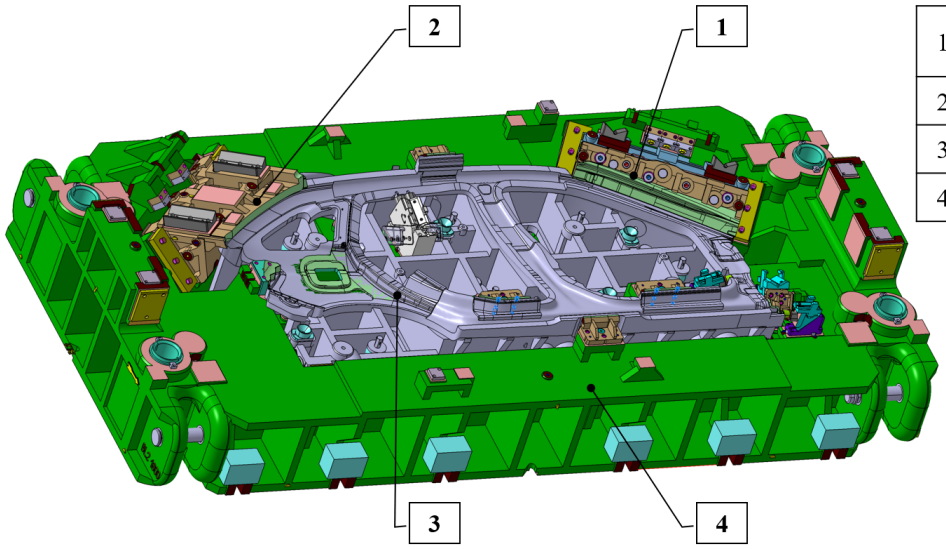
Cílem práce je analyzovat namáhání pracovních a vyplňovacích klínů, které se nacházejí právě v pozdějších operacích a slouží k dotvarování částí karoserie. V některých operacích jde o dotvarování rozsáhlejších oblastí, jako při dotvarování celého obvodu postranice v oblasti střechy, v jiných případech se dotvarovávají plochy rozměru řádu decimetrů, jako jsou části dveří. S ohledem na absenci jakýchkoli starších dat z této problematiky (viz kapitola 4) byla práce zaměřena na jednu operaci, ve které pracovní a vyplňovací klíny pracují na menší oblasti. Jedná se o lisování dílu postranice modelu Škoda Scala, konkrétně o operaci 50 (plechy odcházející i přicházející do operace jsou zakresleny na obrázku 2.5), ve které dochází k dotvarování předních a zadních dveří a ostřižení několika oblastí plechu.



Obrázek 3.1: Model lisovacího nářadí pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8]

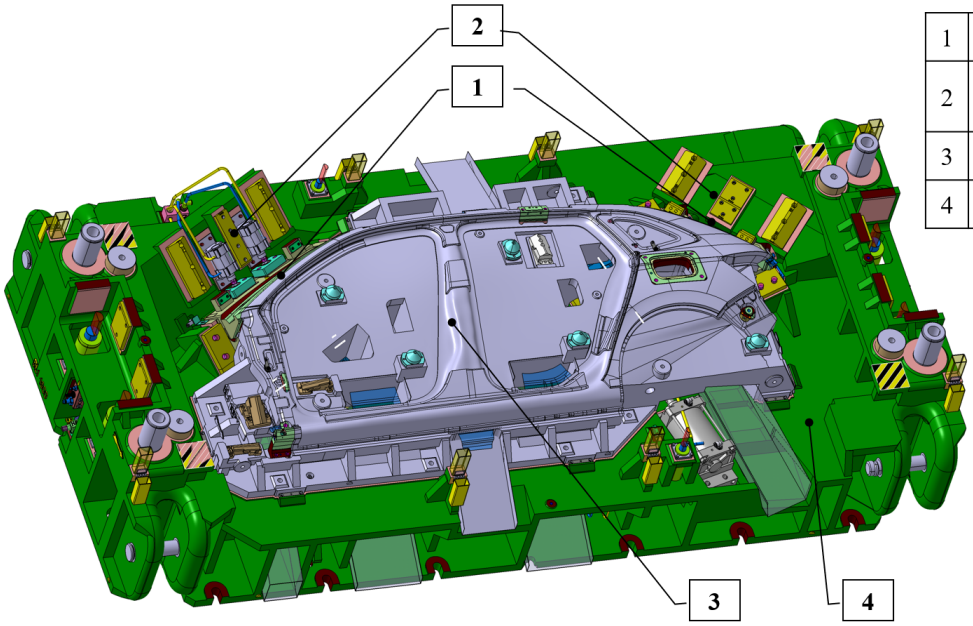
V operaci 50 je užito specifických lisovacích nástrojů. Kontaktu s tvářeným plechem se účastní klíny, přidržovače, nástavek a další nářadí. Klíny lze rozdělit na pracovní a vyplňovací. Pracovní klíny provádějí tvářecí pohyb a deformují plech, přičemž vyplňovací klíny působí z druhé strany a tvoří negativ výsledného tvaru. Úlohou přidržovačů je zamezit nechtěnému pohybu plechu, zabránit zvlnění a přílišnému ztenčení plechu a zaručit tak přesně stanovený průběh operace. Nástavek se nepodílí přímo na lisovací operaci, ale je na něj uložena vedlejší část plechu, která je rovněž sevřena přidržovačem. Klíny i přidržovače jsou přesné odlitky s obrobenými činnými plochami, ke kterým náleží řada dalších součástí zajišťujících správný chod. Všechny komponenty jsou umístěny ve dvojici velkých odlitých dílů, které jsou pevně upnuty k lisu. Modely konkrétních dílů včetně pozic jednotlivých komponent jsou znázorněny na obrázcích 3.2 a 3.3.

Spodní díl sestavy je během samotné operace nehybný, na vrchní působí lis tvářecí silou. Klíny jsou v dílech umístěny na kluzných deskách a mohou tak vykonávat navíc vlastní



1	Pracovní klín s místním přidržovačem
2	Pracovní klín
3	Hlavní přidržovač
4	Vrchní díl

Obrázek 3.2: Vrchní díl sestavy pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8]



1	Vyplňovací klíny
2	Plochy dosedu pracovních klínů
3	Nástavek
4	Spodní díl

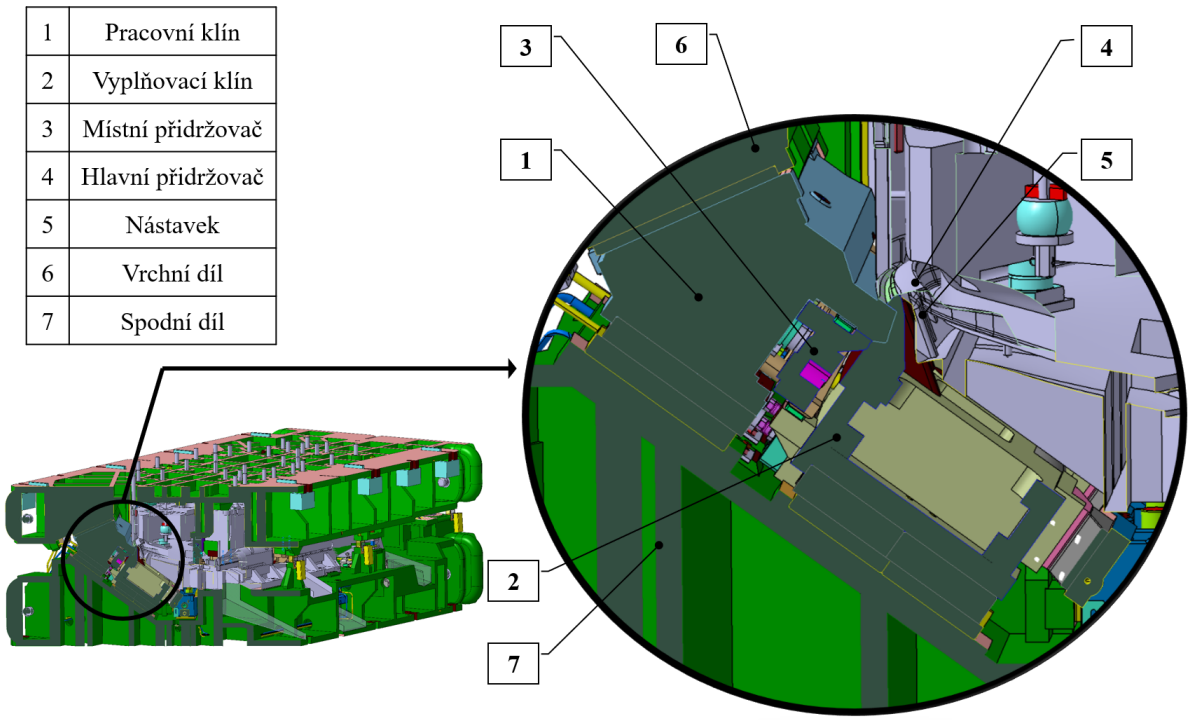
Obrázek 3.3: Spodní díl sestavy pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8]

pohyby, stejně jako některé menší přidržovače. Lokální pohyblivost klínů zajišťují plynové pružiny. Je tedy zřejmé, že každá operace je posloupností dílčích úkonů, které mají za cíl zajistit správný průběh hlavního tvářecího procesu.

Jak bylo řečeno výše, při operaci 50 výroby postranice Škody Scala dochází zejména k dotvarování oblastí A-sloupku a C-sloupku, k lisování tedy dochází ve dvou oblastech, v lisovacím nářadí jsou tedy mimo jiné umístěny dva separátní pracovní a vyplňovací klíny. Pro podrobnou studii lisovacího procesu byla vybrána oblast A-sloupku (oblast mezi předními dveřmi a předním sklem), jelikož řádné zpracování jedné konkrétní operace včetně podrobného

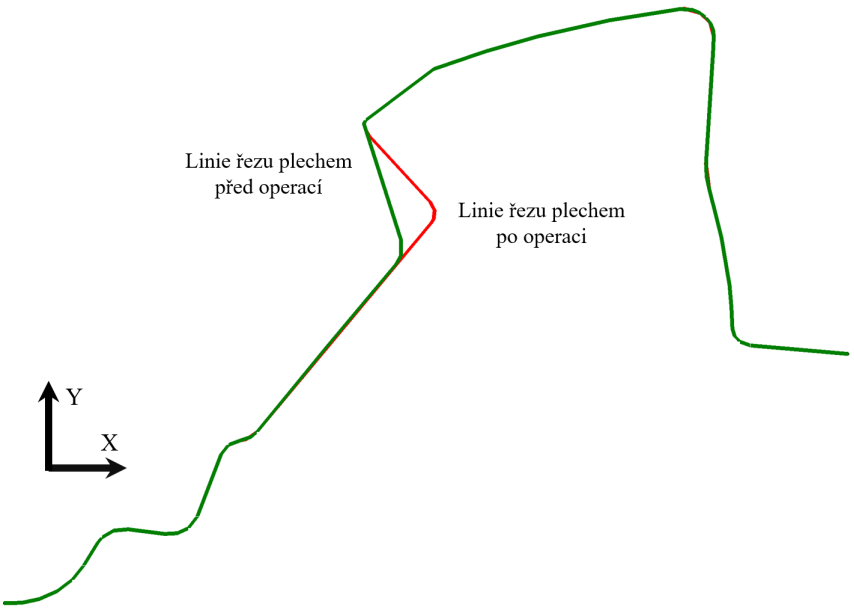
MKP výpočtu v rovině i prostoru, analýzy získaných dat a zhodnocení výsledků zcela naplní rozsah této diplomové práce.

Řez celou sestavou rovinou pracovního klínu právě v oblasti předních dveří je znázorněn na obrázku 3.4. Vrchní díl a tedy i pracovní klín jsou znázorněny ve své dolní úvrati, tj. pracovní klín dosedá na plech.

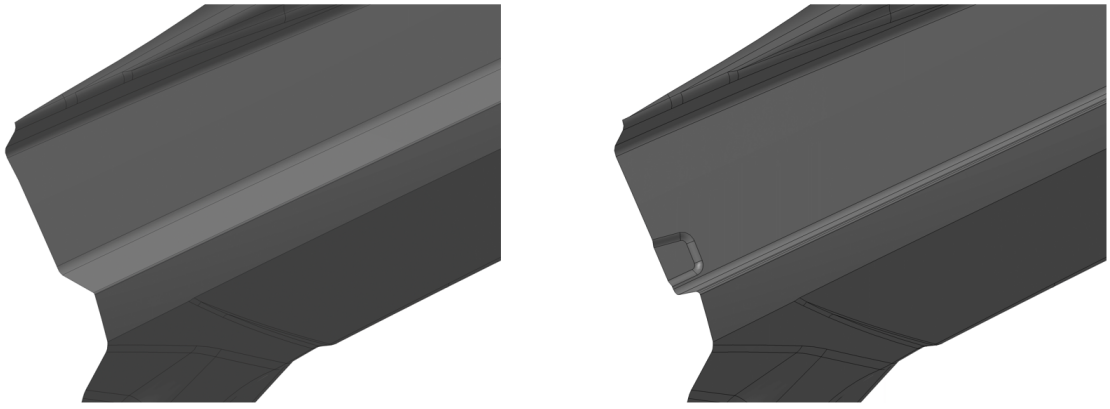


Obrázek 3.4: Řez sestavou rovinou pracovního klínu v oblasti A - sloupku, Operace 50 [8]

Jak bylo ve zkratce popsáno výše, na začátku operace je plech umístěn na nástavek, následně je naháněčem posunut vyplňovací klín do pozice pod plechem. Pohybem vrchního dílu dosedne hlavní přidržovač a zajistí plech na vnitřní straně lisovací operace. Místní přidržovač je umístěn pod pracovním klínem a je s ním spojen plynovými pružinami, které zajišťují jeho přitlačení k plechu. Během pohybu pracovního klínu po kluzných deskách dochází nejprve k dosednutí místního přidržovače na vnější straně lisovacího procesu. Klín se pohybuje dál, pružiny se deformují a přitlačují přidržovač k plechu. Vrcholem operace je kontakt pracovního klínu s plechem, plastická deformace plechu a jeho dosednutí a otisk na vrchní ploše vyplňovacího klínu. Změna geometrie plechu během lisování této oblasti je znázorněna na obrázcích 3.5 a 3.6.



Obrázek 3.5: Řez plechem v oblasti A-sloupku znázorňující přetvoření během tvářecí operace, Operace 50 [8]

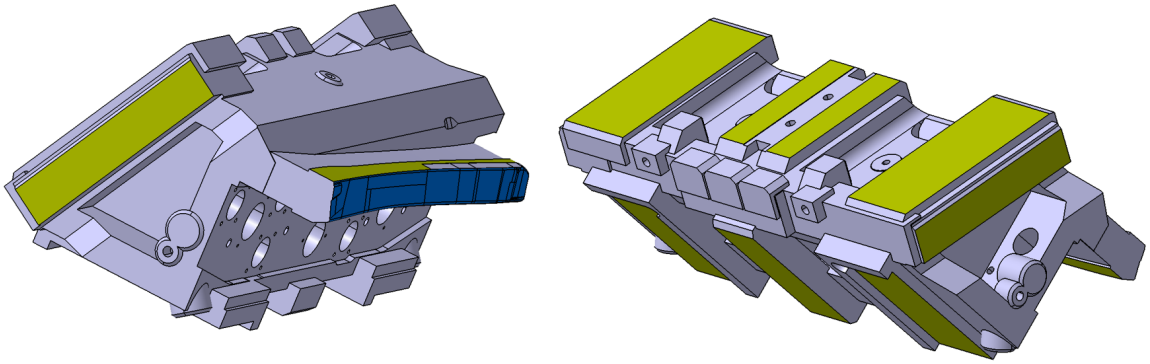


Obrázek 3.6: Pohled na plech v oblasti A - sloupku a) před tvářecí operací, b) po tvářecí operaci, Operace 50 [8]

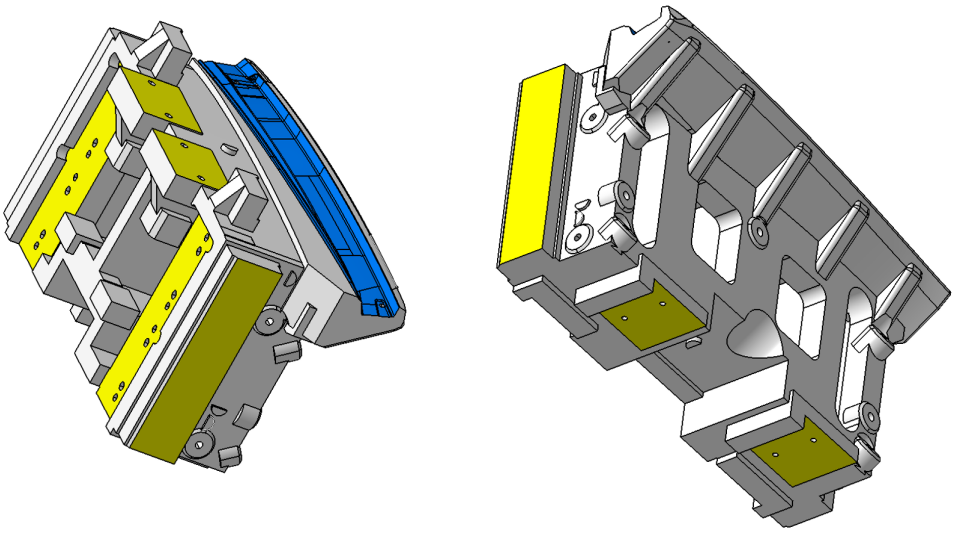
Na obrázcích 3.7 a 3.8 jsou znázorněny podrobné modely pracovního a vyplňovacího klínu. Tělesa jsou odlita z nástrojové oceli, části geometrie byly vystaveny tepelnému zpracování, činné a kontaktní plochy byly obrobeny. Klíny se při uložení v sestavě dostávají do kontaktu s řadou vedlejších dílů, nikoli však přímo do kontaktu mezi sebou, vždy je mezi nimi lisovaný nástřih. Četné interakce s vedlejšími díly se odrážejí i v konstrukci klínů, na modelech lze pozorovat upínací, stavící a kluzné prvky, kvůli kterým získávají klíny, samy o sobě tvarově poměrně prosté, velmi složitou geometrii. Nejsložitěji tvarované plochy se na klínech vyskytují v oblastech kontaktu s plechem, jelikož dodávají přetvořenému plechu výsledný vzhled daný

designem karoserie a konstrukcí.

Na obrázcích jsou na tělesech klínů vyznačeny žlutou barvou plochy, na kterých dochází ke kontaktu s ostatními komponenty sestavy, a modrou barvou jsou znázorněny plochy, které se dostávají do kontaktu s plechem.



Obrázek 3.7: Model pracovního klínu pro dotvarování předních dveří, operace 50 [8]



Obrázek 3.8: Model vyplňovacího klínu pro dotvarování předních dveří, operace 50 [8]

4 Současné znalosti namáhání lisovacího nářadí

Oddělení konstrukce lisovacího nářadí, v rámci kterého tato diplomová práce vzniká, je moderním vývojovým a konstrukčním celkem, který zajišťuje návrhy lisovacích nástrojů pro široké spektrum modelů automobilů v rámci celého koncernu. Krom konstrukčních záměrů zde v posledních letech vznikaly i práce výpočetní. Zkoumanými veličinami byl ve většině případů průhyb částí konstrukce či redukované napětí. Výpočty vznikaly v softwaru Catia V5 ve výpočetním prostředí Generative Structural Analysis (GSA).

Tělesy, na které byly výpočty aplikovány, byly raznice a společné desky, na kterých jsou další lisovací nástroje upevněny. Cílem těchto výpočtů bylo ze znalosti průhybů jednotlivých komponent zlepšit proces výroby a také montáže nástrojů. K průhybu desek totiž dochází ještě před samotným lisovacím procesem, a to během obrábění činných ploch, manipulaci či upínání do lisu. Problémem ve většině případů bylo uložení rozměrného tělesa pouze v určitých bodech na jeho okraji, což vedlo k nárůstu průhybu směrem do středu tělesa. Výpočty však neodhalily žádné vážné nedostatky, naopak byly základem pro budoucí optimalizační procesy, které vedly ke kratším montážním časům či ke změnám konstrukce dovolujícím snížení hmotnosti. Tyto modifikace měly ve výsledku velký ekonomický dopad vzhledem k velikosti výrobku. Minimalizace průhybu horní části lisovací sestavy ušetří až několik procent času slícovacích operací a tento čas lze z hlediska finanční úspory odhadovat v řádech milionů Korun ročně. Ztenčení výztužných žeber nástroje dokonce vedlo k úsporám v řádech desítek milionů korun každý rok. [9], [10], [11]

Pro firmu Škoda měly tyto výpočty nesmírný dopad, avšak pro vznik této diplomové práce zásadní nejsou. Jedná se o výpočty statické, nikoli dynamické. Nevěnují se přímo lisovacím operacím ani klínům v nich participujícím, které jsou hlavním předmětem diplomové práce. Proto lze říci, že o namáhání pracovních a vyplňovacích klínů zatím žádné informace nebyly k dispozici a tato práce pokládá v oblasti namáhání pracovních a vyplňovacích klínů základní kámen.

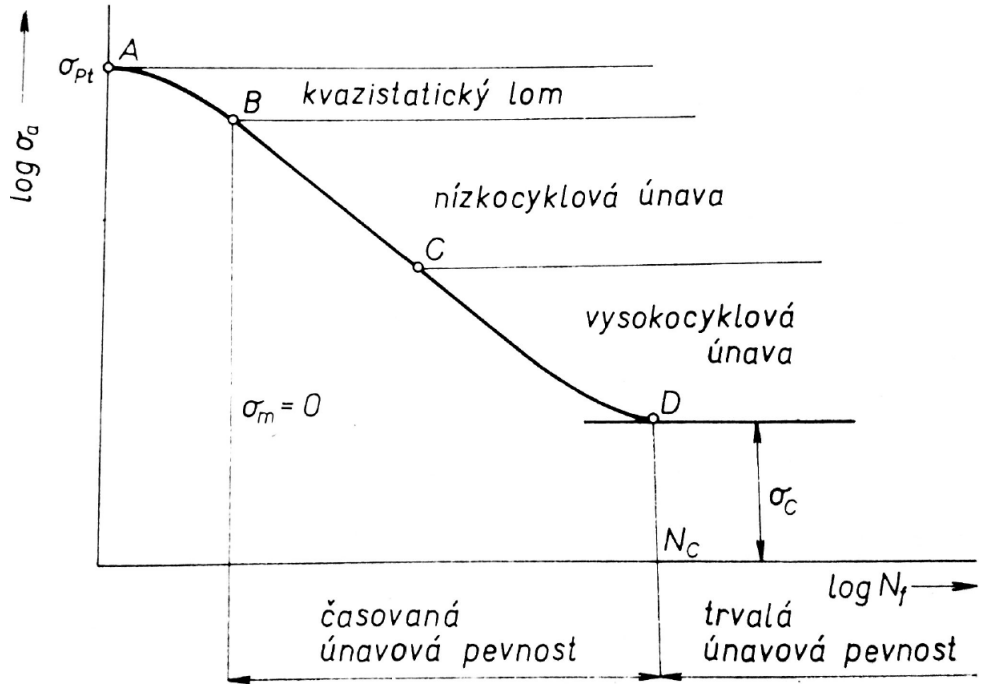
Totéž platí pro materiálové parametry. Pro ocele, z nichž jsou klíny odlity, nejsou k dispozici žádné únavové, životnostní ani cyklické deformační křivky. Vyhodnocení získaných výsledků tedy nabývá spíše informativního charakteru. Pro přesnější stanovení koeficientů bezpečností kritických míst je zapotřebí zajistit přesnější materiálová data.

5 Teorie životnosti strojních součástí

Únavou materiálu je v technické praxi rozuměn děj, při kterém dochází ke změně mechanických vlastností a následně k lomu materiálu strojní součásti při namáhání vyvozujícím napětí nižší, než je statická mez pevnosti σ_{Pt}. Součást však musí být zatížena cyklicky, a to ať už deterministicky (cyklus míjivý, pulzující, střídavě symetrický apod.) či stochasticky. [12]

5.1 Křivky životnosti

První pozorování únavy materiálu se datují do doby průmyslové revoluce, kde docházelo k namáhání vysokým počtem cyklů například součástí parního stroje či os železničních dvojkolí. Studiu problematiky únavového chování a prvním experimentům v této oblasti se věnoval ve druhé polovině devatenáctého století August Wöhler. Po něm je pojmenována jedna ze základních únavových charakteristik - křivka udávající závislost amplitudy napětí σ_a na počtu cyklů do lomu N_f, tzv. Wöhlerova křivka, v zahraniční literatuře také S - N křivka.



Obrázek 5.1: Schematický průběh křivky $\sigma_a - N_f$ [13]

Závislost $\sigma_a - N_f$ je zpravidla vynášena v logaritmických souřadnicích a sestává ze dvou části, šikmé a téměř vodorovné, přechod se objevuje mezi hodnotami $N_f = 10^6 \div 10^7$. Existence zcela vodorovné části by naznačovala existenci jistého napětí σ_c, které by zaručovalo nekonečný život (absenci únavového lomu). Dnešní experimenty však prozrazují, že k lomu může dojít i při nižších napětích než σ_c, jedná se o tzv. gigacyklovou únavu [14]. Definitivní hodnota meze únavy je dnes vnímána spíše jako smluvní hodnota, reálná Wöhlerova křivka má i ve své druhé části mírně klesající trend. Konkrétní průběh závislosti $\sigma_a - N_f$ závisí na řadě faktorů, zejména na materiálu součásti, způsobu zatížení a jeho průběhu. Hliníkové slitiny a ostatní materiály s mřížkou kubickou, plošně centrovanou například vykazují stálý pokles amplitudy

napětí s počtem cyklů do lomu, není tedy zaznamenána mez únavy, která je typická pro ocele. [13]

Je zvykem rozdělovat první část křivky na úseky kvazistatického lomu, nízkocyklové únavy a vysokocyklové únavy. Oblast kvazistatického lomu odpovídající nízkým počtům cyklů je charakterizována výraznou plastickou deformací v každém cyklu. Záhy je dosaženo fáze šíření únavové trhliny a následně lomu v kriticky oslabené oblasti materiálu. Častěji skloňovaným předělem závislosti je hranice nízkocyklové a vysokocyklové únavy. Hranicí bývá často označována mez kluzu σ_K, lze však ukázat, že tato hodnota nemůže být jednoznačným kritériem tohoto rozdělení. U ocelí totiž poloha meze kluzu σ_K vůči mezi únavy σ_c záleží na řadě metalurgických faktorů, zejména na velikosti zrna materiálové struktury. U některých ocelí může nastat situace, kdy je mez kluzu nižší než mez únavy a výše zmíněné rozdělení únavového života tak postrádá význam. [13]

Patřičnějším rozdělením se ukazuje býti typ nukleačních mechanismů únavových trhlin. Pro vyšší amplitudy napětí se střídavá plastická deformace vyskytuje zejména na hranicích zrn, při amplitudách nižších dochází k iniciaci trhlin na krystalografických skluzových rovinách. Rozdílné mechanismy vzniku trhlin také způsobuje různá rychlost zatěžování, což může vést k výskytu nespojitostí na křivkách $\sigma_a - N_f$ v okolí bodu C (obr. 5.1), tedy počtu cyklů $N = 10^4 \div 10^5$. Jinými slovy na jedné hladině σ_a může dojít k únavovému lomu pro různé počty cyklů pro různé rychlosti zatěžování.

Výskyt těchto experimentálně objevených diskontinuit tedy rozděluje S - N křivku na oblast nízkocyklové únavy, kde dochází k plastické deformaci a lomu interkrystalicky, a na oblast vysokocyklové únavy, kde dochází k lomu transkrystalickému. Je třeba si uvědomit, že toto rozdělení se pro řadu materiálu nevylučuje s rozdělením podle meze kluzu. Stále je častým pravidlem, že oblast nízkocyklové únavy je typická cyklickou plasticitou materiálu a s ní souvisejícími jevy. [13]

K popisu Wöhlerovy křivky existuje řada empirických přístupů, obvykle popisy odpovídají pouze její první, tedy šikmé části. Mezi nejčastější přístupy patří podle [12] mocninný vztah

$$\sigma_a{}^w \cdot N = konst. \tag{4}$$

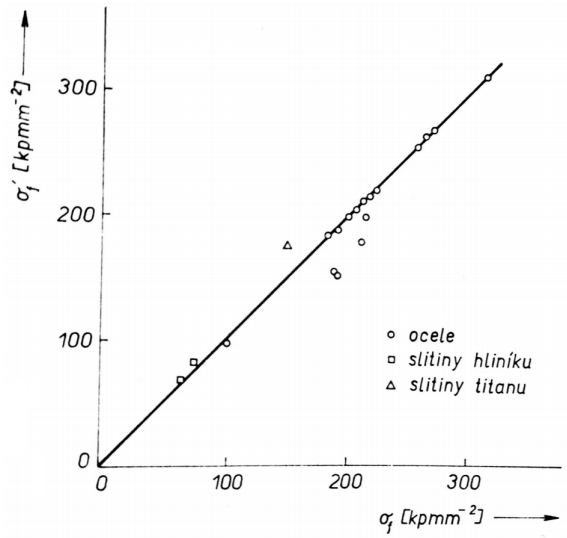
či častěji Basquinova mocninná závislost [13]

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N)^b \tag{5}$$

kde σ'_f je součinitelem únavové pevnosti a b exponentem únavové pevnosti. Oba tyto parametry charakterizují odpor materiálu proti únavovému chování při měkkém zatěžování. Hodnota součinitele únavové pevnosti se blíží hodnotě napětí při lomu σ_f, jeho hodnoty se nejčastěji vyskytují mezi $(0,9 \div 1,15)\sigma_F$, pro jednoduchost lze s dobrou přesností užít také identity $\sigma'_f = \sigma_f$. Tento vztah dobře prokazuje také závislost na obrázku 5.2. Exponent únavové pevnosti se pro různé materiály volí mezi hodnotami $b = -0,1 \div -0,06$. [13]

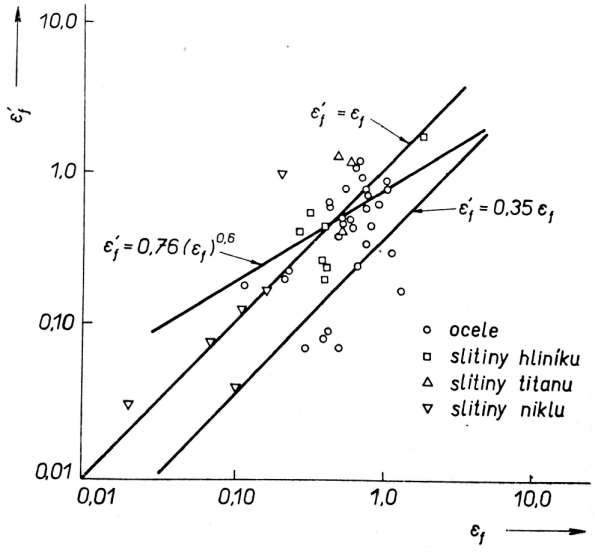
Historicky o něco později, zejména ve druhé polovině minulého století, se začaly objevovat únavové experimenty, které byly řízeny amplitudou deformace, šlo tedy o tzv. tvrdé zatěžování. Hlavním záměrem bylo zpřesnění výpočtů součástí s předepsaným počtem cyklů do lomu. Celkovou amplitudu zatěžování je potřeba vyjádřit sumací amplitud deformace elastické a plastické. Základní závislost formuloval Manson ve tvaru dle [12]:

$$\epsilon_{at} = \epsilon_{ap} + \epsilon_{ae} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c \tag{6}$$



Obrázek 5.2: Závislost exponentu únavové pevnosti σ'_f na hodnotě lomového napětí σ_f [13]

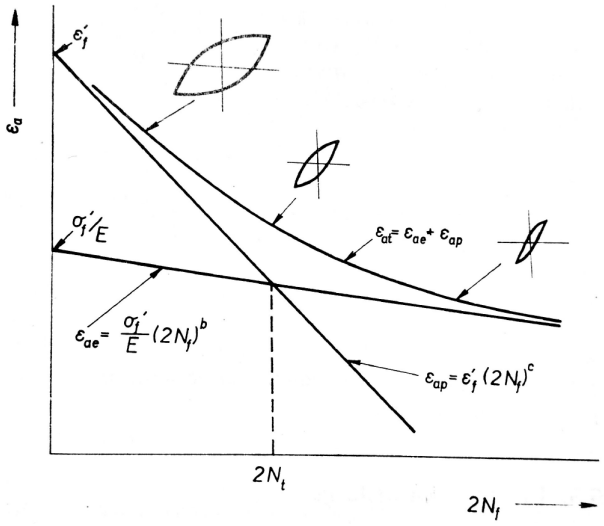
kde ϵ'_f je součinitel únavové tažnosti a c je exponent únavové tažnosti. Hodnota součinitele únavové tažnosti se ve většině případů vyjadřuje jako funkce deformace v okamžiku lomu, tedy $\epsilon'_f = f(\epsilon_F)$. Konkrétní funkce se však značně liší podle autora a obvykle žádný vztah nevyhovuje v celém rozsahu. Jedná se obvykle o funkce lineární či mocninné, příklady přístupů Mansona a Coffina jsou uvedeny v obrázku 5.3. Hodnoty exponentu únavové tažnosti se mění v rozmezí $c = -0,8 \div -0,6$.



Obrázek 5.3: Závislostí součinitele únavové tažnosti ϵ'_f na lomové deformace ϵ_f [13]

Grafický znázorněním Mansonova vztahu pro závislost 6 vzniká křivka životnosti $\epsilon_{at} - N_f$. Výsledný tvar je dán součtem dvou dílčích hodnot, jejichž průběhy lze v logaritmických souřadnicích vykreslit ve formě přímek. Průběh názorně ukazuje, jak při nižších počtech

cyklů do lomu převažuje podíl deformace plastické, naopak v oblasti vysokocyklové únavy se podíl nevratné změny blíží nule a prim hraje složka elastická. Stejného rozsahu obou typů deformace je dosaženo při tzv. tranzitním počtu cyklů N_T. [13]



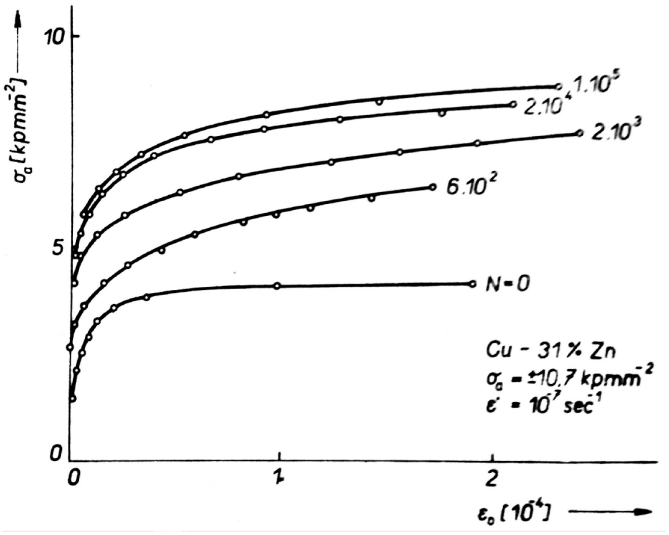
Obrázek 5.4: Schematické znázornění křivky deformace $\epsilon_a - N_f$ [13]

5.2 Změny mechanických vlastností

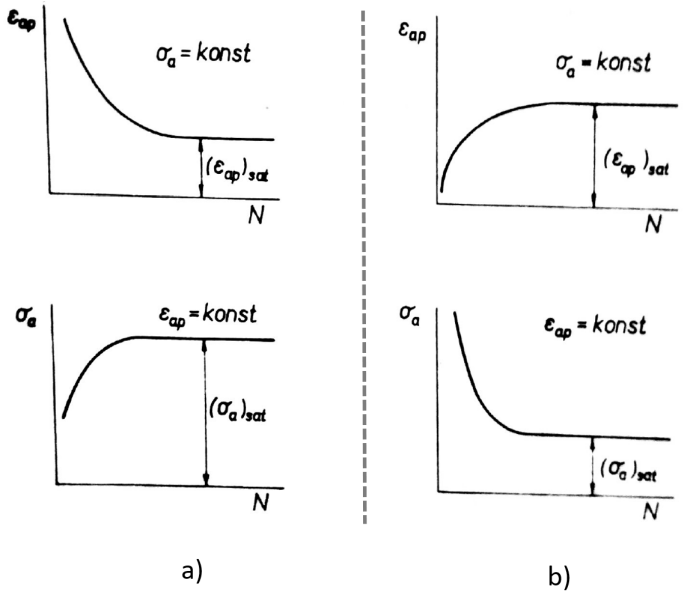
Cyklické zatěžování kovů a slitin vede k postupným změnám v mikrostruktuře materiálu, které se odráží také ve varianci různých fyzikálních vlastností. V průběhu namáhání se mění charakteristiky elektrické, magnetické a pro tuto práci zejména podstatné vlastnosti mechanické. Společným rysem těchto změn je jejich sytící charakter. Na počátku namáhání se sledovaná veličina mění poměrně rychle, ale s narůstajícím počtem cyklů proměna ustává a dochází k saturaci. Tento vývoj dokládají tahové diagramy α - mosazi po různých počtech cyklů na obrázku 5.5.

Na vývoji závislostí na obr. 1.6 můžeme pozorovat jeden z nejčastějších procesů výrazně ovlivňujících únavové chování materiálu - cyklické zpevnění. Zpevnění se projeví poklesem amplitudy deformace při měkkém zatěžování a nárůstem amplitudy napětí při namáhání deformačním. Tendenci cyklicky zpevňovat projevují materiály vyžíhané během tepelného zpracování. Jevem opačným a v technické praxi zpravidla nežádoucím je cyklické změkčení. Je typické pro materiály, které byly zpevněny deformačně, precipitačně či martensitickou transformací. Během měkkého zatěžování dochází u těchto struktur k nárůstu amplitudy deformace a při zatěžování tvrdém klesá amplituda napětí. Průběh amplitud napětí a plastické deformace včetně vyznačení saturovaných hodnot pro oba charaktery cyklického chování je vyznačen na obrázku 5.6.

V oblasti nízkocyklové únavy lze rovněž pro predikci cyklického chování užít empirické pravidlo užívající poměr hodnot statické pevnosti σ_{pt} a meze kluzu σ_k. Pokud u daného materiálu platí, že $\sigma_{pt}/\sigma_k > 1,4$, pak bude v oblasti nízkocyklové únavy zpevňovat. Pokud je poměr $\sigma_{pt}/\sigma_k < 1,2$, dojde naopak k cyklickému zpevnění. Pro materiály, u kterých je poměr σ_{pt}/σ_k mezi hodnotami 1,2 a 1,4, je typická relativní stabilita cyklického chování. Může docházet ke zpevnění i změkčení, avšak nikoli výrazného charakteru. [13]



Obrázek 5.5: Tahové diagramy vzorku α - mosazi podrobeného různému počtu cyklů (tah-tlak) [13]

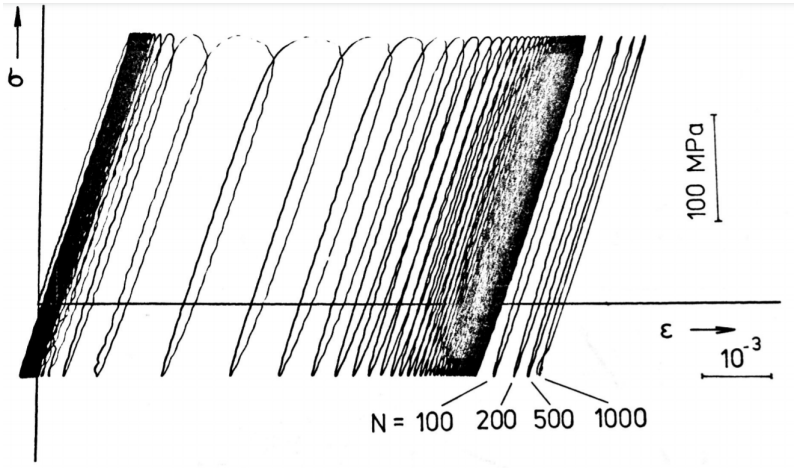


Obrázek 5.6: Grafické znázornění průběhu amplitud deformace a napětí pro různé typy zatěžování pro a) cyklicky zpevňující materiály, b) cyklicky změkčující materiály [13]

Nejčastější způsob detekce změn mechanických vlastností je odečtení parametrů z naměřených hysterezních smyček. Pokud na počátku zatěžování probíhá fáze změny vlastností, hysterezní smyčky budou měnit svůj tvar i polohu v souřadnicích $\sigma - \epsilon$. Na obrázku 5.7 je vidět průběh vývoje hysterezních křivek při měkkém zatěžování nízkouhlíkové oceli. V experimentu bylo zvoleno pulzující zatížení sinusového průběhu. První fázi zatěžování dominuje cyklické změkčení, kdy narůstá amplituda plastické deformace, která se odráží v šířce smyček, stejně tak jako hodnota střední deformace, která smyčky posouvá

doprava po ose ϵ. Následuje cyklické zpevnění, na obrázku zaznamenáno zúžením smyček a tedy poklesem amplitudy plastické deformace. Pokračující posuv smyček směrem k vyšším středním hodnotám deformace lze přisoudit cyklickému creepu a střední hodnotě napětí. Při hodnotách počtu cyklů $N > 100$ je již smyčka neměnná, vlastnosti došly ustálení.

Je však důležité upozornit, že plocha ani tvar měnících se hysterezních křivek před saturací nejsou vhodnými charakteristikami těchto změn. Při cyklickém zpevňování například dochází ke zvětšování plochy hysterezní křivky při zatěžování měkkém, a naopak ke zmenšování plochy důsledkem poklesu amplitudy napětí při zatěžování deformačním. Proto plocha hysterezní křivky, která udává množství deformační práce přeměněné na jeden cyklus na tepelnou energii, není vhodným parametrem kvantitativního popisu změn. [15]



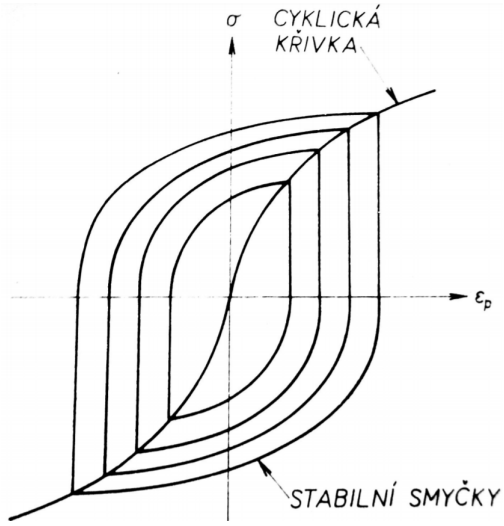
Obrázek 5.7: Závislost napětí na deformaci při měkkém pulzujícím zatěžování ocele [15]

5.3 Cyklická deformační křivka

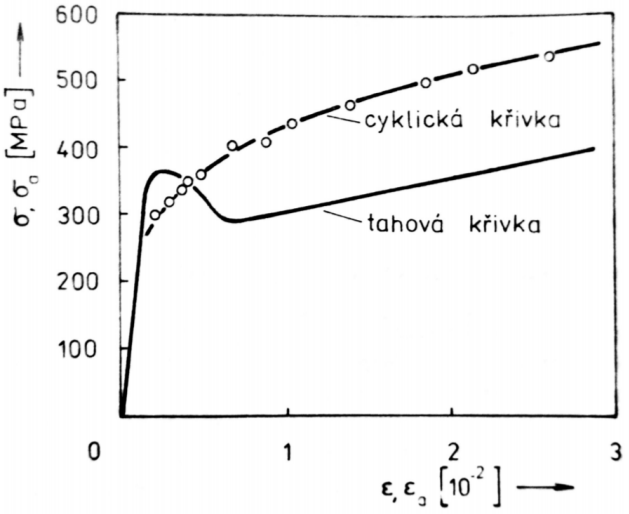
Po odeznění cyklických změn vlastností se deformační odezva materiálu ustálí a vytvoří stabilní hysterezní smyčku. Různým amplitudám zatěžování náleží různé amplitudy plastické deformace a tedy různé stabilní smyčky. Propojením vrcholových bodů těchto křivek lze získat důležitou materiálovou charakteristiku, tzv. cyklickou deformační křivku (CDK). S jistou rezervou ji lze považovat za obdobu tahové jednosměrné deformační křivky, avšak pro cyklické zatěžování. A jelikož materiály se ve stavu saturace mechanických změn pohybují většinu svého provozního života, bývá také v praxi používanější.

Právě na porovnání tahové křivky a cyklické deformační křivky lze snadno odvodit, jak bude materiál s počtem cyklů měnit vlastnosti. Pokud leží tahová křivka pod CDK, pak bude materiál zpevňovat, naopak leží-li CDK níže než jednosměrná křivka, pak dojde k cyklickému změkčení. v souřadnicích $\sigma_a - \epsilon_{ap}$ lze pro konkrétní amplitudu plastické deformace odečíst také velikost zpevnění či změkčení $\Delta\sigma$ jako rozdíl příslušných hodnot amplitud napětí na křivce tahové a CDK.
Matematicky lze tvar cyklické deformační křivky aproximovat mocninnou funkcí $\sigma_a = f(\epsilon_{ap})$ a pro řadu kovů ji lze psát ve tvaru dle [13]:

$$\sigma_a = K' \cdot (\epsilon_{ap})^{n'} \tag{7}$$



Obrázek 5.8: Schematické znázornění cyklické deformační křivky [13]



Obrázek 5.9: Porovnání cyklické deformační křivky oceli s tahovou křivkou [15]

kde K' je součinitel (též modul) cyklického zpevnění a n' je exponent cyklického zpevnění, jehož hodnoty se pro ocele pohybují mezi $n' = 0,1 \div 0,2$.

Popřípadě lze tento vztah vyjádřit za pomoci dříve užitých součinitelů únavové pevnosti a tažnosti dle [13] jako:

$$\sigma_a = \sigma'_f(\frac{\epsilon_{ap}}{\epsilon'_f})^{n'} \tag{8}$$

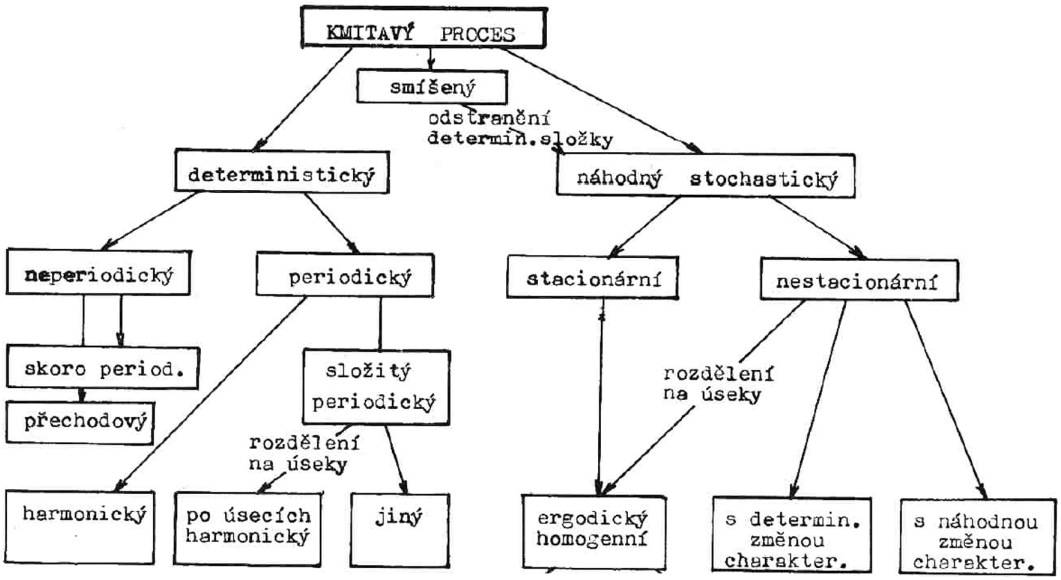
Sloučením těchto vztahů lze vyjádřit vztah mezi jednotlivými součiniteli vztahem:

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\epsilon'_f)^{n'}} \tag{9}$$

5.4 Poškození materiálu a hypotézy jeho kumulace

Procesem poškozování materiálu nazýváme posloupnost stádií probíhajících v materiálové struktuře, která končí únavovým lomem. Proces zpravidla dělíme na fázi změn mechanických vlastností, fázi nukleace únavových trhlin a v poslední etapě poškozování materiálu dochází k šíření iniciovaných trhlin. Průběh poškozování je ovlivněn celou řadou faktorů, mezi nejdůležitější lze zařadit amplitudu aplikovaných kmitů, předpětí, rychlost změn deformace, teplotu, frekvenci zatěžování a další.

Přestože by pro práci výpočtáře bylo praktické, kdyby byly strojní součásti zatěžovány jednoduchým harmonickým zatěžováním, opak je v drtivé většině aplikací pravdou. Krom experimentů v laboratorních podmínkách je namáhání strojních součástí vždy komplexní, ať už je ovlivněno přechodovými ději, zatížením různými amplitudami napětí, vyššími frekvencemi napětí či je zatížení zcela obecné, stochastické. Bylo tedy nezbytné přijít s metodami, které by složitější průběhy zatížení rozdělily na řady dílčích zátěžných cyklů anebo průběh nahradily ekvivalentním se stejným poškozovacím účinkem.



Obrázek 5.10: Schema rozdělení dynamických zatížení konstrukcí [12]

Aby bylo možné stanovit únavové poškození při obecném stochastickém zatěžování pomocí Wöhlerovy křivky (obvykle sestrojené pro jeden typ harmonického zatěžování), je nutné záznam napětí v čase vhodně upravit. Při úpravě musí být zachovány parametry signifikantní pro únavový proces a právě takovýto postup je nazýván schematizací. Cílem je stanovit četnost a velikost charakteristických hodnot napětí σ_a a σ_m, díky kterým lze nahradit původní záznam novým po částech harmonickým dějem, který již náležitě poslouží při výpočtu kumulace poškození. Schematizačních metod je známa celá řada a liší se svou jednoduchostí i vhodností při různých typech zatížení. Mezi nejužívanější patří metoda stékající deště (rainflow), maximálních amplitud, relativních rozkmitů či metoda relativních vrcholů. [16]

Při hodnocení životnosti materiálu a tedy kvantitativním popisu poškození lze užít dva přístupy. První přístup udává stupeň poškození materiálu, který lze chápat jako úsek celkové životnosti odebrané jedním zátěžným cyklem. Druhý způsob využívá ekvivalentní zatížení,

což je fiktivní jednohladinové zatížení, které má po daném počtu cyklů stejný poškozující účinek, který má po stejném počtu cyklů skutečné zatížení. Tento způsob analýzy poškození se užívá zpravidla u strojních součástí, pro něž jsou výpočtové postupy navrženy pro jednu konstantní hladinu zatěžování, tedy typicky valivá ložiska či ozubená kola. V další sekci diplomové práce tedy bude přiblížen přístup využívající stupeň poškození materiálu. [16]

Nechť je stupeň poškození způsobným jedním kmitem o amplitudě napětí σ_a roven ΔD. Potom lze stanovit stupeň poškození únavou D_n po n kmitech napětí s konstantní amplitudou podle [12]jako:

$$D_n = \sum_{i=1}^{n} \Delta D_i \tag{10}$$

U vzorku, jehož stupeň poškození na začátku zatěžování byl $D = 0$, nastane porucha únavovým lomem po N cyklech, kdy stupeň poškození nabude hodnoty:

$$D_N = \sum_{i=1}^{N} \Delta D_i = 1 \tag{11}$$

Závislost funkce poškození na počtu aplikovaných kmitů n s konstantní amplitudou σ_a lze podle [12] vyjádřit jako:

$$D_n = \left(\frac{n}{N}\right)^m \tag{12}$$

kde N je počet kmitů do lomu při amplitudě σ_a odečtený z odpovídající Wöhlerovy křivky. Je-li exponent $m = 1$, jedná se o tzv. lineární kumulaci poškození.

Obdobně lze psát pro dvoustupňové zatěžování

$$D_n = \left[\left(\frac{n_1}{N_1}\right)^{\frac{m_1}{m_2}} + \frac{n_2}{N_2}\right]^{m_2} \tag{13}$$

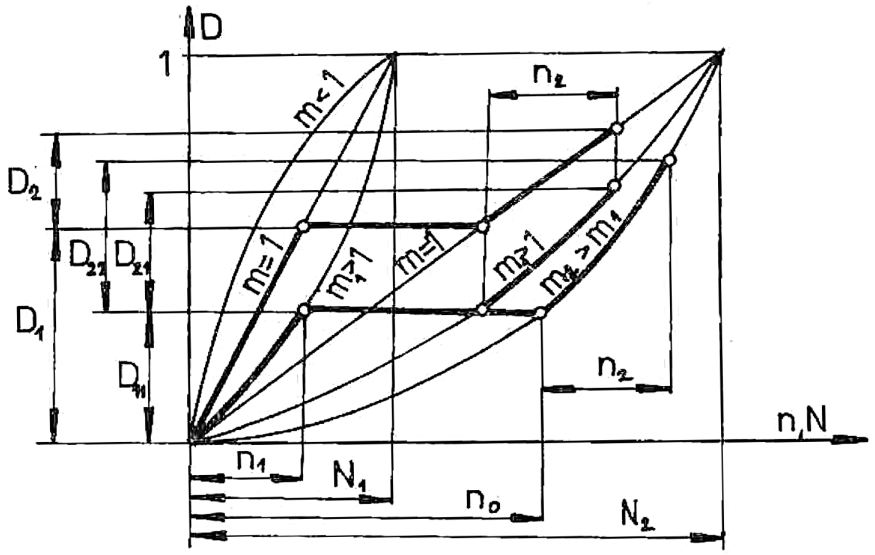
Využití modelu nelineární kumulace poškození při zpracování mnohastupňových zkoušek vede na velmi komplikované matematické výrazy, které jsou v praxi jen stěží použitelné a oproti lineární kumulaci nepřináší patřičné zvýšení spolehlivosti výpočtů životnosti. Proto se v praxi zpravidla používá pouze model lineární kumulace poškození.

Hypotéz pro hodnocení lineární kumulace poškození se v literatuře objevuje přehršel [16]. Dají se obecně dělit do skupin podle toho, zda jsou dané metody založené na nominálním napětí, lokální napjatosti ve vrubu nebo na teorii stochastických procesů. Mezi nejstarší a nejužívanější patří hypotéza Palmgrena - Minera [12].

Hypotéza lineární kumulace poškození Palmgren-Miner vznikla v polovině 20. století a vychází z předpokladu rovnoměrného nárůstu poškození s každým kmitem dané amplitudy. Přijímá předpoklad, že všechna poškození jsou zapříčiněna kmitavým zatížením o stejném středním napětí $\sigma_m = konst.$ a také myšlenku rovnocennosti zátěžných hladin, tedy že poškození vzniklá z různých napěťových hladin jsou rovnocenná a že množství práce nutné ke vzniku lomu je na všech zátěžných hladinách stejné.

Princip vyhází v rovnice 12 pro zatížení na p hladinách, přičemž exponenty $m_{1,2...p} = 1$. Hypotéza tedy nezohledňuje pořadí kmitů různých amplitud a pro základní poškození od jedné zátěžné sekvence působící na p hladinách platí:

$$D_z = \sum_{i=1}^{p} \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{N} \Delta D_i \tag{14}$$



Obrázek 5.11: Znázornění průběhu lineární a nelineární kumulace poškození při dvoustupňovém zatížení [12]

Základní rozsah zátěžné sekvence je v [12] označován

$$h_z = \sum_{i=1}^{p} n_i \tag{15}$$

Pro maximální počet opakování zátěžné sekvence do lomu platí

$$Z = \frac{D}{D_z} = \frac{1}{D_z} \tag{16}$$

A celkový počet kmitů do lomu je dán vztahem

$$H = Z \cdot h_z = \frac{h_z}{D_z} = \frac{\sum_{i=1}^{p} n_i}{\sum_{i=1}^{p} \frac{n_i}{N_i}} \tag{17}$$

Vztah 17 je možné dále upravit užitím analytického vztahu 4 pro popis S - N křivky, je-li k dispozici. Počty kmitů do lomu N_i na hladině σ_{ai} lze vyjádřit pomocí nejvyšší amplitudy σ_{ap} v zátěžné sekvenci. Jelikož

$${\sigma_{ai}}^w \cdot N_i = {\sigma_{ap}}^w \cdot N_p \tag{18}$$

pak platí, že

$$N_i = N_p \cdot \left(\frac{\sigma_{ap}}{\sigma_{ai}}\right)^w \tag{19}$$

Dosazením vztahu 19 do rovnice pro celkový počet kmitů do lomu (rovnice 17), lze odvodit obdobný vztah užitím relativních amplitud $\frac{\sigma_{ap}}{\sigma_{ai}}$. Při užití hypotézy Palmgrena-Minera pro

lineární kumulace poškození lze pro celkový počet kmitů do lomu vyjádřit podle [12] pomocí formule

$$H_{PM} = \frac{\sum_{i=1}^{p} n_i}{\sum_{i=1}^{p} \frac{n_i}{N_i}} = \frac{\sum_{i=1}^{p} n_i}{\sum_{i=1}^{p} \frac{n_i}{N_p} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{ap}}\right)^w} = \frac{N_p}{\sum_{i=1}^{p} \frac{n_i}{h_z} \cdot \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{ap}}\right)^w} \tag{20}$$

5.5 Vyhodnocení dynamických zatížení s ohledem na trvalou pevnost

Návrh na trvalou pevnost (či také na neomezený únavový život) patří mezi konzervativní životnostní návrhy a nepočítá se ztrátou funkčnosti součásti ani po velmi vysokém počtu zátěžných cyklů. Alternativními postupy, které by uvažovaly omezenou životnosti součásti, se nejčastěji zařazují přístupy Safe-life, Damage tolerance či Slow crack growth. [12]

Pro porovnání zatížení exponované součásti s odpovídající únavovou S - N křivkou je nejčastěji užíváno redukované (či také ekvivalentní) napětí. Redukované napětí je jedním z nástrojů hypotéz předvídajících mezní stavy (pružnosti či pevnosti) konstrukcí a obecně určuje míru zatížení tělesa při prostorové deformaci či při kombinovaném namáhání. Pro jeho výpočet může být užito složek maticového zápisu obecného tenzoru napětí v bodě $(\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_x, \tau_y, \tau_z)$ či vlastních čísel tohoto tenzoru, tzv. hlavních napětí $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$. Pevnostních hypotéz byla v historii vyslovena celá řada, mezi nejužívanější patří kritéria podle Trescy a Guesta, tzv. τ_{max} hypotéza, a hypotéza Huber - Mises - Henckey neboli energetická (ve výpočetních softwarech často označována jako Misesova). Hodí se připomenout, že tyto přístupy lze aplikovat pouze na materiály v houževnatém stavu.

Podmínka pevnosti maximálního smykového napětí definuje, že mezního stavu pružnosti bude dosaženo v bodě, kdy maximální smykové napětí dosáhne mezní hodnoty, tj. hodnoty do porušení při jednoosé tahové zkoušce. Lze psát podle [17], že

$$\tau_{max} = \tau_{kr} \tag{21}$$

Následný užitím vztahů mezi hlavními napětími v Mohrově kružnici a jejich vazbě na maximální smykové napětí lze podmínku definovat pomocí redukovaného napětí jako

$$\sigma_{red} = \sigma_{p,max} - \sigma_{p,min} \tag{22}$$

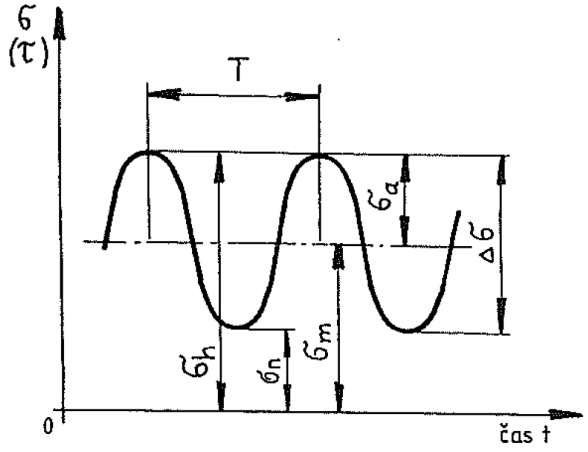
kde $\sigma_{p,max}$ a $\sigma_{p,min}$ jsou extrémní hlavní (principální) napětí.

Energetická podmínka vychází z myšlenky nutnosti rovných deformačních energií při deformaci jednoosé a prostorové. Nejčastěji [17] je z této podmínky vyjádřeno redukované napětí pomocí hlavních napětí:

$$\sigma_{red} = \frac{\sqrt{2}}{2} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \tag{23}$$

Pro popis kmitavého zatěžování je běžné zavést hodnoty definující napěťový stav v materiálu během cyklu. Pro jednoosé harmonické namáhání se užívá veličin horní napětí kmitu σ_h, dolní napětí kmitu σ_d, amplituda napětí σ_a a střední napětí σ_m. Zavedení veličin je patrné z obrázku 5.12 a mezi těmito veličinami platí následující vztahy

$$\sigma_a = \frac{\sigma_h - \sigma_d}{2}, \sigma_m = \frac{\sigma_h + \sigma_d}{2} \tag{24}$$



Obrázek 5.12: Popis zátěžného kmitavého cyklu včetně zavedení veličin [17]

Při reálných víceosých zatěžováních vyvstává otázka zavedení charakteristik kmitu pomocí dostupných veličin. Určení hodnot σ_h a σ_d přímo z průběhu redukovaného napětí v sobě skrývá nepřesnost v podobě stálého kladného znaménka σ_{red}, například pro symetricky střídavý cyklus by hodnoty středního napětí a amplitudy poloviční oproti skutečnosti. Pro rozlišení zatížení v tahu a tlaku se zavádí signované Misesovo napětí (ang. signed Von Mises stress VMI1) [18], které krom hodnoty redukovaného napětí dle Misese využívá i znaménko prvního invariantu tenzoru napětí I_1, který lze vyčíslit pomocí hlavních napětí či pomocí kartézských složek tenzoru napětí

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \tag{25}$$

Zavedení amplitudových a středních hodnot napětí v jednom cyklu při užití přístupu signed Von Mises je následující [18]

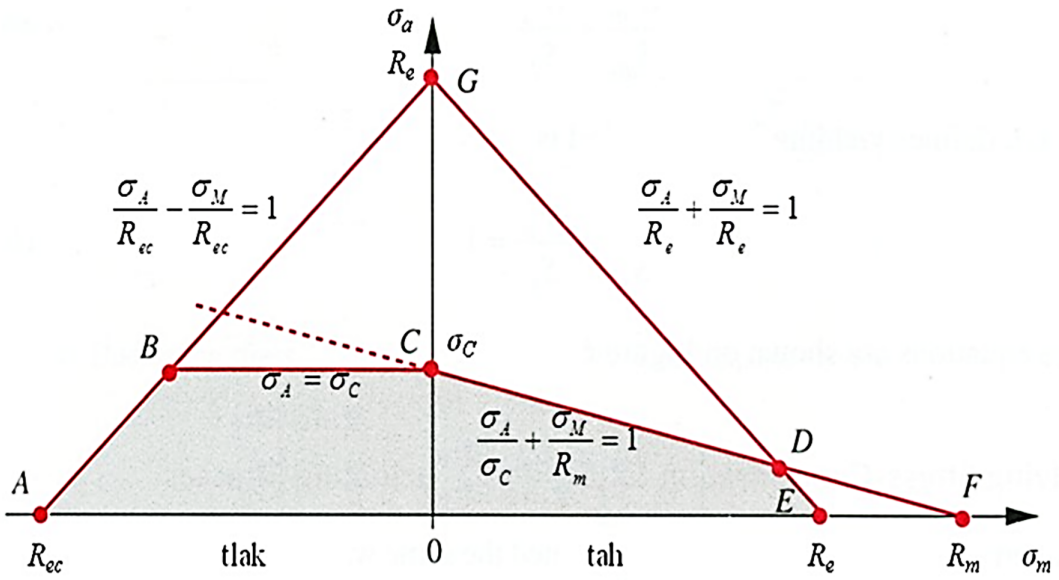
$$\sigma_a = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] - min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} \tag{26}$$

$$\sigma_m = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] + min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} \tag{27}$$

V praxi jsou běžně využívány i další metody stanovení amplitudových a středních hodnot (například Manson-McKnight method), avšak signovaný Misesův přístup těží ze své jednoduchosti a tak je ve většině výpočtů první volbou.

Experimenty naznačují, že při pulzujících a míjivých zátěžných cyklech hraje při hledání maximální amplitudy napětí velkou roli hodnota napětí středního, tedy předpětí dané součásti. Zatímco pro tahová předpětí maximální amplituda poměrně rychle klesá, naopak předpětí tlakem ovlivňuje závislost amplitudy pozitivně a v oblastech časované pevnosti její závislost na σ_m narůstá. Tyto závislosti popisuje v praxi často užívaný Haighův diagram znázorněný na obrázku 5.13

V oblasti záporného středního napětí je zvýrazně vodorovná čára o předpisu $\sigma_A = \sigma_c$, který zanedbává příznivý účinek tlakového předpětí pro únavové vlastnosti. Šedou barvou je vyznačena bezpečná oblast a vůči jejím mezním křivkám lze stanovovat součinitele bezpečnosti pracovního bodu.



Obrázek 5.13: Znázornění Haighova diagramu s užitím Goodmanovy aproximace včetně rozšíření na tlakovou oblast [19]

Jelikož se pokouší graf aproximovat experimentální data, existuje řada přístupů, jak mezní křivky konstruovat (Soderberg, Gerber, Morrow [14]), na obrázku je vyznačena aproximace úsečkou dle Goodmana spojující mez únavy a fiktivní napětí rovné statické pevnosti.

Na obrázku 5.13 jsou vyznačeny rovněž analytické popisy mezních čar, které lze užít pro vyčíslení bezpečnosti pracovního bodu o souřadnicích $[\sigma_m, \sigma_a]$. Bezpečná oblast je v diagramu ohraničena dvojicí úseček, ke každé z nich je tedy vypočtena bezpečnost a výsledkem jest nižší z těchto hodnot. Platí tedy, že:

$$k = min(k_c, k_k) \tag{28}$$

přičemž pro oblast kladných předpětí platí

$$\frac{1}{k_c} = \frac{1}{\frac{\sigma_c}{\sigma_a}} + \frac{1}{\frac{\sigma_m}{\sigma_f}} \tag{29}$$

$$\frac{1}{k_k} = \frac{1}{\frac{\sigma_c}{\sigma_k}} + \frac{1}{\frac{\sigma_m}{\sigma_k}} \tag{30}$$

zatímco pro oblast záporných středních napětí lze psát:

$$k_c = \frac{\sigma_c}{\sigma_a} \tag{31}$$

$$\frac{1}{k_k} = \frac{1}{\frac{\sigma_c}{\sigma_k}} - \frac{1}{\frac{\sigma_m}{\sigma_k}} \tag{32}$$

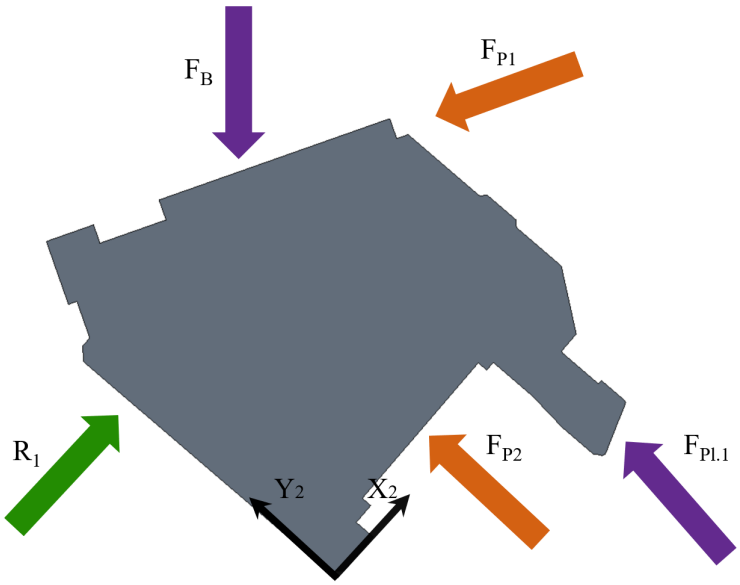
6 Definice zátěžných stavů klínů lisovacích nástrojů

Prvním krokem pro vytvoření simulace lisovacího procesu je rozmyšlení, které komponenty sestavy budou na klíny silově působit, jaké reakce či pasivní odpory budou během procesu vznikat a které z těchto efektů budou dominantní. Tyto úvahy mohou v průběhu příprav simulace napovědět, které hodnoty či kritéria musí být dodrženy či naopak které oblasti modelu mohou být zjednodušeny, jelikož s velkou pravděpodobností nebudou pro výsledky znamenat zatížení velkými chybami.

6.1 Zatížení pracovního klínu

Pohyb pracovního klínu během jednoho cyklu se odehrává v jedné rovině, nejedná se o pohyb prostorový. Z tohoto důvodu je výhodné provádět základní úvahu nad zatížením v téže rovině a to v případě obou klínů.

Hlavním vlivem, kterým je zatížen pracovní klín, je síla od beranu lisu (F_B na Obr 6.1) přenášena přes vrchní díl sestavy. Tato síla iniciuje pohyb pracovního klínu a překonává všechny odpory. Její zjištění je nanejvýš důležité a ovlivňuje celý proces. Pohyb pracovního klínu se však neodehrává ve směru působící síly tedy svisle dolů, ale je skloněn o úhel 54°, který je definován kluznými deskami spodního dílu a které tedy generují normálovou reakci R_1 (popis geometrie pracovního klínu je vyznačen na obrázku 7.6) . Pohybem klínu dochází k plastickému přetvoření plechu a jeho následnému opření o vyplňovací klín, na kterém se celý proces zastaví. Síla od přetvoření plechu v kombinaci s reakcí vyplňovacího klínu ($F_{Pl.1}$) jsou tedy třetím výrazným efektem, který působí na těleso klínu. Oblast, na které je tvářen plech, je složitou prostorovou plochou a tudíž reakce, která vzniká při této interakci, je rovněž prostorovou silu a její složky směřují i mimo rovinu znázorněnou na obrázku 6.1.



Obrázek 6.1: Schematické znázornění sil zatěžujících pracovní klín

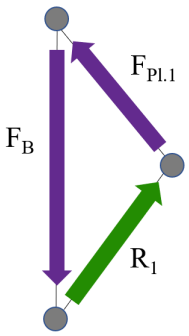
V sestavě mají důležitou roli plynové pružiny umístěné na dvou plochách klínu. Skupina pružin na spodní straně zajišťuje tlak na místní přidržovač a jeho správné dosednutí, na klín

tedy působí ve směru opačném k jeho pohybu silou označenou F_{P2}. Druhý set pružin (síla F_{P1}) má za úkol navrátit klín do původní polohy v závěru lisovací operace. Při dopředném pohybu tedy klín opět brzdí, podobně jako první set pružin, avšak v jiném směru.

Pohybu klínu brání pasivní odpory, zejména třecí síly, které jsou generovány na třecích plochách kluzných desek. Desky jsou však konstruovány s důrazem na nízký součinitel tření a také dobře mazány, tudíž lze odporové síly v porovnání se silami tvářecími považovat na dostatečně malé, aby jejich absence ve výpočtové simulaci téměř neovlivnila výsledek.

Pracovní klín je ve skutečnosti zatížen i silami obecného směru, a tedy určité zatížení probíhá i ve směru kolmém na řez na obr. 6.1. Tyto síly však nenabývají tak vysokých hodnot. Hlavní silou obecného směru je výsledná síla od přetvoření plechu. Reakce k tomuto vlivu vzniká na bočních plochách pracovního klínu, které jsou uloženy na svislých kluzných deskách. Tyto desky tudíž generují reakci normálovou vyrovnávající síly plechu a také reakci tečnou třecí, jelikož zde dochází k dalšímu kontaktu stykových ploch během pohybu klínu.

Silou, která pracovní klín nejvíce ovlivňuje a bude dosahovat nejvyšších hodnot, je síla od beranu F_B. V pozici dolní úvrati pracovního cyklu bude maximalizovat svou velikost reakční síla plechu a vyplňovacího klínu $F_{Pl.1}$, která uvede klín do stavu krátkodobé rovnováhy. Pro rovnováhu klínu má rovněž rozhodující vliv reakce od šikmých kluzných desek R_1. Je patrné, že trio těchto sil by zajistilo silovou rovnováhu a tudíž jejich vliv bude rozhodující pro výsledné namáhání klínu. Jejich silový trojúhelník naznačující odhadované velikosti je znázorněn na obrázku 6.2.



Obrázek 6.2: Diagram sil dominantně působících na pracovní klín

Vliv ostatních sil na tvářecí proces bude postaven na druhé místo. Všechny síly působí proti pohybu pracovního klínu, snižují jeho zrychlení a tedy zmenšují dynamický efekt, kterého je dosaženo jeho prudkým dosednutím. Je tedy vhodné přijmout předpoklad, že uplatnění těchto sil přiblíží simulaci realitě, ale absence sil bude držet výpočet na straně bezpečnosti. Ve výpočtech tedy nebyla zohledněna síla odpovídající horním plynovým pružinám, jelikož krom klínu neovlivňovala jiné komponenty. Naopak síla od plynových pružin spojujících klín a místní přidržovač v simulaci byla dodržena. Pružiny totiž zajišťují správnou funkci přidržovače. Zanedbány byly rovněž třecí síly generované na kluzných deskách, protože z důvodu ušetření výpočetního času byl kontakt klínu a desek nahrazen kinematickou okrajovou podmínkou.

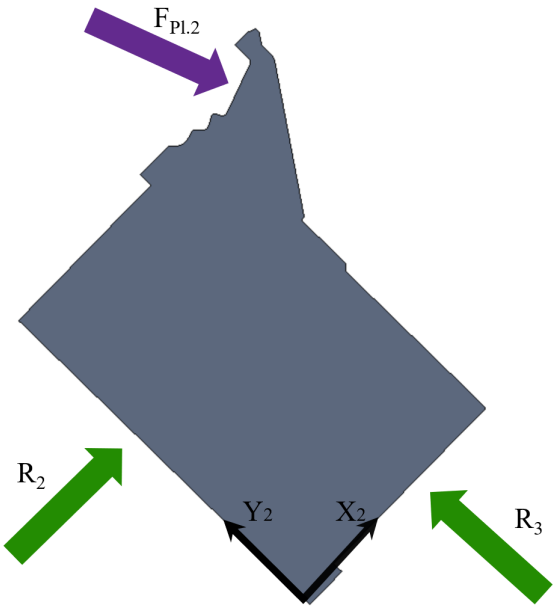
Není pochyb o tom, že klín je zatížen i dalšími vlivy, které ve výčtu nebyly zmíněny. Za všechny jmenujme například tření mezi plochami pracovního klínu a plechu během tváření. Tyto síly však jsou buďto implicitně zavedeny do modelu nebo je jejich vliv dostatečně malý,

aby jejich vynechání ze simulace ovlivnilo výsledek jen nepatrně.

6.2 Zatížení vyplňovacího klínu

Vyplňovací klín je na rozdíl od pracovního během lisovacího procesu statický, nehybný. K jeho pohybu sice dochází mezi jednotlivými cykly, kdy je pružinami naháněn do pracovní pozice, ale v té chvíli je nezatížen a je jím manipulováno bez výrazných sil a zrychlení. Rovněž v simulaci byl umístěn do pozice, která neumožňovala pohyb, což je ve výsledku ve shodě s realitou. Vlivů ovlivňujících napjatost tohoto klínu je tedy méně.

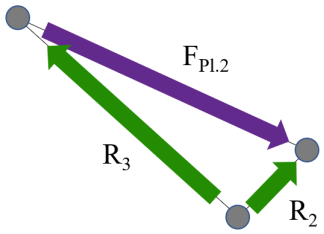
Nejvýraznějším efektem je síla, kterou působí pracovní klín ve chvíli, kdy je plech zcela přetvořen a oba komponenty dosednou na plochu vyplňovacího klínu, tedy síla $F_{Pl.2}$ na obrázku 6.3. Ten je ve své poloze podepřen jednak kluznými deskami přímo spojenými se spodním dílem lisovací sestavy na své jedné ploše a také naháněčem na ploše druhé. Tyto díly generují normálové reakce R_2 a R_3, které dohromady vytváří rovnovážný stav vyplňovacího klínu. Naznačení polohy jednotlivých sil na těleso vyplňovacího klínu je naznačeno na obrázku 6.3. Trojice těchto sil musí ve zjednodušeném případě tvořit rovnovážnou soustavu sil v dané rovině, lze z nich tedy načrtnout silový trojúhelník naznačující jejich odhadované velikosti (obrázek 6.4).



Obrázek 6.3: Schematické znázornění sil zatěžujících vyplňovací klín

6.3 Předpokládaný průběh zatížení klínů

Oba klíny jsou nezbytnou součástí lisovací linky pro postranici modelu Škoda Scala. Lze tedy snadno odvodit, že klíny jsou namáhány cyklicky, jelikož karoserie jsou vyráběny ve velkých sériích. Počet prodaných vozů jednoho modelu se může pohybovat v řádech 10^5, takže napěťové stavy klínů bude nutné vyhodnotit s ohledem na vysokocyklovou únavu. Při výskytu extrémů napětí přesahujících hranici meze kluzu by bylo nutné aplikovat přístupy cyklické plasticity.



Obrázek 6.4: Diagram sil dominantně působících na vyplňovací klín

U klínů bude s největší pravděpodobností snadné rozlišit trvání jednoho zátěžného cyklu, jelikož mezi cykly dochází k úplnému odlehčení obou klínů. Lze předpokládat, že lisovací operace bude mít výrazný dynamický efekt, zatížení bude krátké a intenzivní. Zjednodušeně by šlo na zátěžný cyklus nahlížet jako na míjivý (koeficient nesouměrnosti R=0), avšak reálné zatížení nebude ideálně harmonické. Každý cyklus pravděpodobně vyvolá komplexnější zátěžnou sekvenci s posloupností rozdílných amplitud, kde dominantní bude amplituda při dolisování plechu a kontaktu s vyplňovacím klínem. Konkrétní průběh zatížení v čase ukáže, zda bude k vyhodnocení vhodná schematizační metoda společně s hypotézami kumulace napětí, či zda budou jednotlivé kmity snadno rozlišitelné. Nejdůležitější však budou hodnoty amplitud jednotlivých kmitů.

Tělesa klínů jsou určena komplexní geometrií s řadou osazení, děr a konstrukčních vrubů. Lze tedy předpokládat, že v těchto místech budou vznikat výrazné gradienty napětí. Už jen zběžný pohled vyplňovací klín na obrázku 3.8 prozradí rizikové umístění žeber v oblastech členitých tvarů tělesa. Bude zapotřebí ověřit, zda se v těchto místech nevytváří výrazné extrémy napětí.

7 Realizace rovinné úlohy metodou konečných prvků

Celá sestava operace 50 pro lisování postranice je velmi komplikovaným a obsáhlým systémem, namodelování činností všech komponent by bylo pro tuto práci příliš náročné jak časově, tak svou obtížností. Pro zjednodušení byly tedy do výpočtového modelu vybrány ty komponenty, které hrají důležitou roli v samotném lisovacím procesu části A-sloupku předních dveří. Do sestavy byly tedy vybrány přidržovací a vyplňovací klín, hlavní a místní přidržovač, nástavek a samozřejmě lisovaný plech. V poslední řadě byl do sestavy přidán také zjednodušený model odlitku spodní části sestavy, ve které je uložen vyplňovací klín a nástavek.

Při pohledu na tvary a geometrie lisovacího nářadí podílejícího se na dotvarování A-sloupku v operaci 50 lze usoudit, že celkový charakter zatížení se nebude výrazně měnit podél délky klínů. V určitých oblastech dochází k mírným změnám geometrie, avšak ty nemusí hrát významnou roli ve velikosti, směru či charakteru zatížení. Tato pozorování vedla k úvaze, že první výpočet bude možné realizovat pomocí rovinné úlohy, nikoli prostorové. Z každého prvku sestavy byl vytvořen řez v jedné konkrétní rovinně a tyto řezy byly považovány za díly nové zjednodušené sestavy. Užití rovinné úlohy namísto prostorové znamenalo výraznou časovou úsporu jak v přípravě modelu, tak v samotném výpočtu. Celá simulace operace 50 byla realizována v softwaru Abaqus.

7.1 Příprava sestavy pro simulaci

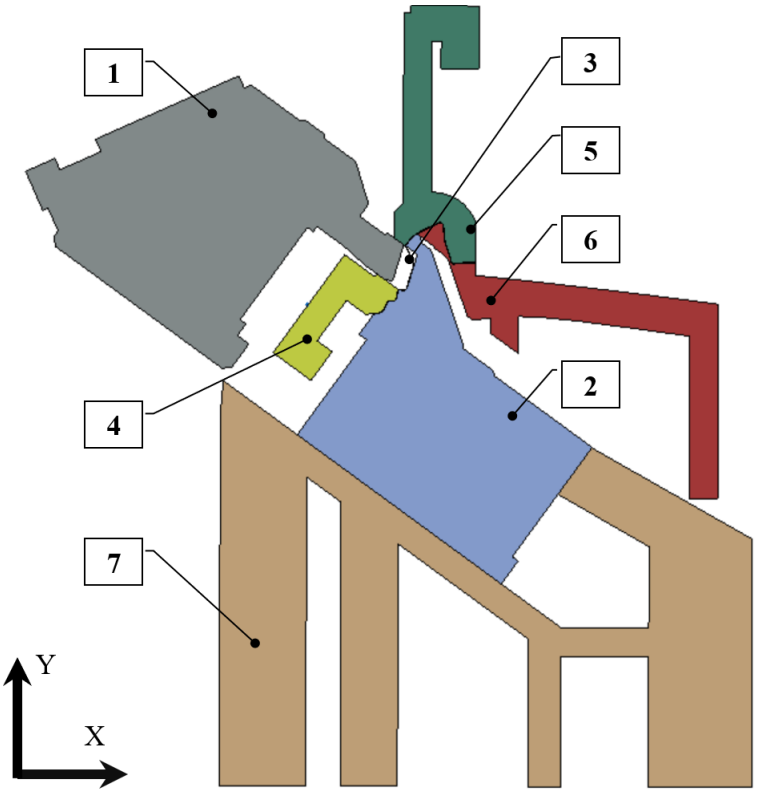
K vytvoření rovinné sestavy bylo možné dojít řadou cest, jednou z nich byl import prostorové sestavy tvořené potřebnými komponenty (klíny, přidržovače, nástavek, plech odcházející z předchozí operace, spodní díl) z prostředí CAD souboru. Bylo však důležité zajistit, aby v geometrii byl vytvořen prostor pro uložení plechu. V konstrukčních datech může být plech v modelu reprezentován pouze objektem s nulovou tloušťkou. Bylo tedy nutné prostor pro plech přicházející do operace 50 vytvořit offsetováním plochy vyplňovacího klínu a nástavku o tloušťku plechu.

Po provedení importu dílů následovalo jejich rozdělení jednou konkrétní rovinou. Pomocí promítnutí hran byly následně zpracovány a uloženy řezy jednotlivými díly v nákresu, přičemž v některých případech bylo potřeba upřesnit prvky geometrie, např. radiusy. Náčrty následně posloužily k vytvoření nových rovinných dílů sestavy. Tento způsob generování dílů zjednodušil pozicování sestavy, jelikož komponenty byly vytvořeny a uloženy již ve svých pracovních polohách.

Nezbytným krokem bylo posunutí pracovního klínu proti směru lisovacího pohybu, jelikož ten byl v sestavě zanesen v dolní úvrati. Minimální vzdálenost posunutí musela zajistit prostor mezi plechem a pracovním klínem před začátkem výpočtu. V simulaci byl klín posunut o hodnotu 22 mm od tvářicí plochy vyplňovacího klínu.

Posledním krokem při přípravě modelu byla kontrola geometrií dílů. I přes kvalitně odvedenou práci během vytváření řezů se některá tělesa překrývala, proto bylo nutné jisté plochy oříznout pomocí geometrie vedlejšího dílu. Jednalo se zejména o hlavní přidržovač, jehož spodní část výrazně zasahovala do plechu. Jelikož nebyl přidržovač předmětem zkoumání této práce, bylo možné nepatrně změnit jeho tvar, aby přesně doléhal na plech. Výsledkem byly tvary vzájemně přesně dosedající, bez penetrací.

V těchto krocích se ukázala výhodnost rovinné úlohy. Manipulace s objekty v případě určitých nepřesností je poměrně snadná. Při pracích na prostorové úloze vznikl s hlavním přidržovačem obdobný problém, ovšem řešení bylo výrazně komplikovanější. (viz sekce 8.1)



1	Pracovní klín
2	Vyplňovací klín
3	Plech
4	Místní přidržovač
5	Hlavní přidržovač
6	Nástavek
7	Spodní díl

Obrázek 7.1: Sestava pro realizaci rovinné úlohy

7.2 Modely materiálů v rovinné úloze

Pro výpočet bylo nezbytné definovat modely materiálů jednotlivých dílů. Bylo nutné rozlišit minimálně dva různé materiály, které byly dílům přiděleny. V první řadě byl specifický model předepsán plechu. Dalším krokem byla definice vlastností materiálu klínů a ostatních těles, u kterých vznikla možnost volby. V praxi jsou vyrobeny z odlišných materiálů než klíny, avšak ve výpočtu nejsou namáhány do takové míry, aby se případné odlišnosti výrazně podepsaly na deformačních stavech celé soustavy. Pro jednoduchost tedy byly všem dílům krom plechu předepsány stejné mechanické vlastnosti. Pozornost byla věnována také jednotkám. V této práci byly jednotky dosazovány v konzistentním systému *SI(mm)*.

veličina	délka	síla	hmotnost	čas	napětí	energie	hustota
jednotka	mm	N	t (10^3kg)	s	MPa	mJ	t/mm^3

Tabulka 1: Systém jednotek užívaných ve výpočtové simulaci

Plech je vyroben z oceli CR5 ISO 3574 válcované za studena [20]. Její důležité mechanické vlastnosti (Youngův modul pružnosti, mez kluzu, mez pevnosti, tažnost) se pohybují v jistých intervalech, což nabízí ve výpočtu možnost volby. Hodnoty pro plech byly voleny tak, aby byl co nejtužší, tudíž maximálně zatěžoval klíny a výpočet tak byl na straně bezpečnosti. Plechu byly předepsán elastický i plastický charakter, jelikož z principu operace musí dojít

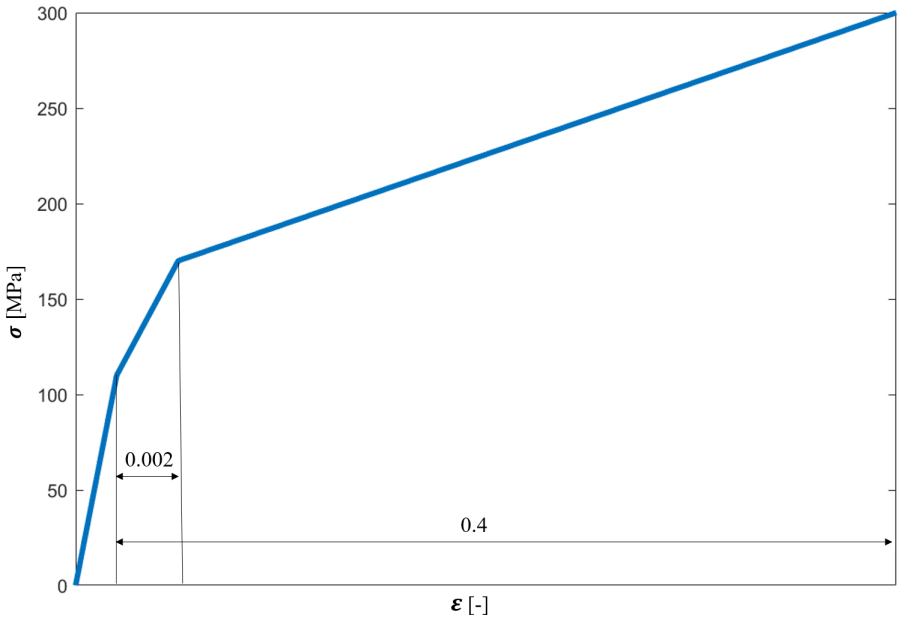
k jeho trvalému přetvoření. Parametry elastického chování byly voleny pro konvenční oceli. Z důvodu dynamického charakteru celé operace musí být plechu předepsána také setrvačnost ve formě hustoty materiálu.

Youngův modul pružnosti [N.mm^{-2}]	Poissonovo číslo [1]	Hustota [t.mm^{-3}]
$2,1 \cdot 10^5$	0,3	$7,85 \cdot 10^{-9}$

Tabulka 2: Hodnoty veličin definujících elasticitu a setrvačnost materiálu plechu

Pro zpracování této práce nebyla k dispozici příliš podrobná data plasticity oceli CR5 ISO 3574, takže pro popsání závislosti napětí-deformace byla využita po částech lineární závislost vytvořená z dostupných dat [20]. Dílčí výsledky výpočtů naznačily , že samotné plastické přetvoření plechu není hlavním zdrojem napětí a deformací v klínech, ž čehož vyplývá, že malé změny v charakteru plastické odezvy plechu by nezpůsobily velké rozdíly v namáhání klínů. Proto lze bilineární model plasticity plechu přijmout. Nutno také dodat, že v této práci bylo uvažováno zjednodušení v tom smyslu, že plech byl před operací považován za materiál bez historie zatěžování, bez zbytkových napětí, zpevnění apod.

Hodnoty plastického chování plechu jsou uvedeny v tabulce 3 a také schematicky znázorněny v souřadnicích $\sigma - \epsilon$ na obrázku 7.2 (bez měřítka vodorovné osy).



Obrázek 7.2: Znázornění bilieárního modelu plasticity materiálu plechu

Oba klíny jsou odlity z legovaných nástrojových ocelí, pracovní klín z oceli dle německé normy 1.2320, vyplňovací klín z oceli 1.2769S. Elastické vlastnosti a hustota jsou totožné jako pro ostatní oceli, plastické vlastnosti se odvíjí od konkrétního tepelného zpracování. Podle protokolu výrobní přejímky lisovacího nářadí operace 50 [21] lze mez pevnosti ocelí odhadnout na minimální hodnotu 800 MPa tak, aby byl výpočet s jistotou na straně bezpečnosti. Z později uvedených výsledků vyplyne, že klíny jsou namáhány takovými hodnotami napětí ($\sigma_{max} \cong$ 200MPa), viz. kapitola 9), že následná deformace materiálu je pouze elastická,

napětí [N/mm^2]	plastická deformace [-]
110	0
170	0,002
300	0,4

Tabulka 3: Plastické vlastnosti materiálu plechu

a tudíž není nutné hodnoty plastického charakteru předepisovat. Totéž platí i pro ostatní díly sestavy, proto u nich můžeme předepsat stejný materiál jako klínům, respektive jako plechu bez plasticity.

Pro přiblížení výsledků výpočtu realitě bylo nezbytné do modelu zavést materiálové tlumení. Výsledky prvních simulací, ve kterých tlumení nebylo zahrnuto, poskytovaly průběh tváření s výrazným dynamickým průběhem. Po dolisování plechu se pracovní klín odrážel zpět s velkým zrychlením, přidržovače byly rovněž odraženy daleko od svých pracovních poloh, vyplňovací klín byl výrazně deformován. Předepsání vlastností tlumení materiálu klínů a ostatních těles tento výrazný přechodový charakter potlačilo a lisovací proces v závěrečných simulacích provázely jen odpovídající přechodové děje.

K definici tlumení bylo zvoleno Rayleighovo proporcionální tlumení. To určuje matici tlumení $\mathbf{B}$ jako lineární kombinaci matice hmotnosti $\mathbf{M}$ a matice tuhosti $\mathbf{K}$

$$\mathbf{B} = \alpha\mathbf{M} + \beta\mathbf{K} \tag{33}$$

kde α a β jsou koeficienty proporcionálního tlumení a právě ty slouží k určení vnitřního tlumení materiálu.

Koeficienty α a β se zpravidla určují experimentální či je možné je stanovit ze znalosti vlastních frekvencí soustavy. Pro tuto práci žádné z těchto hodnot k dispozici nebyly, a proto byly koeficienty voleny empiricky na základě uváděných obdobných aplikací [23], [22]

$$\alpha = 0,004, \beta = 0,001 \tag{34}$$

7.3 Určení posloupnosti dějů v simulaci

Zadání správného výpočtového postupu tak, aby simulace zdárně fungovala, bylo klíčovým faktorem celé úlohy. Zdánlivě by se celý výpočet dal realizovat jedním dynamickým výpočtovým krokem, avšak průběh práce ukázal, že v úvodních dějích dochází k problému s vytvořením kontaktních párů. Proto byly přidány další dva výpočtové úseky, ve kterých se vzájemné kontakty těles ustaví a v posledním kroku byl již realizován pouze posuv pracovního klínu.

První výpočtový krok byl statický a docházelo v něm k silovému působení na oba přidržovače. Ve skutečné časové posloupnosti dějů dosedá nejprve hlavní přidržovač, následně místní přidržovač poháněný pracovním klínem. Napjatost klínů však nijak významně neovlivnilo zatížení obou přidržovačů zároveň v první kroku a simulace se tím o krok zjednodušila. Pro vynucení silového kontaktu místního přidržovače a plechu byla přidána umělá fiktivní síla, která zajistila jeho dosednutí na plech ještě před pohybem pracovního klínu, který jinak vynucuje jeho zatížení. Efekt této síly byl postupně utlumen v závěrečném kroku.

Aby došlo ke správnému ustavení kontaktů, bylo nutné do prvního kroku zařadit rovněž vetknutí plechu v jeho pozici. Absence této okrajové podmínky a tedy skokové zatížení plechu bez jakékoli vazby způsobovalo divergenci výpočtových postupů během simulace. Umístění vazby plechu v prvním kroku tento problém vyřešilo.

Ve druhém kroku byla odebrána vazba plechu, docházelo k vyrovnání sil na jeho kontaktních plochách. Krok byl rovněž statický.

Třetí závěrečný krok byl již definován jako dynamický a docházelo v něm k lisovací operaci. Pracovní klín byl uvolněn a bylo na něj působeno hlavní tvářecí silou. Navíc byla postupně utlumena fiktivní síla působící na místní přidržovač, která je nahrazena efektem pružin mezi ním a pracovním klínem. Přehled jednotlivých kroků a důležitých dějů je přiložen v tabulce 4.

Výpočtový krok	0	1	2	3
Typ (Abaqus)	Initial	Static, general	Static, general	Dynamic, implicit
Popis	Zahájení	Sil. zatížení přidržovačů	Zrušení vazby plechu	Pohyb prac. klínu

Tabulka 4: Popis výpočtových kroků

7.4 Interakce mezi tělesy

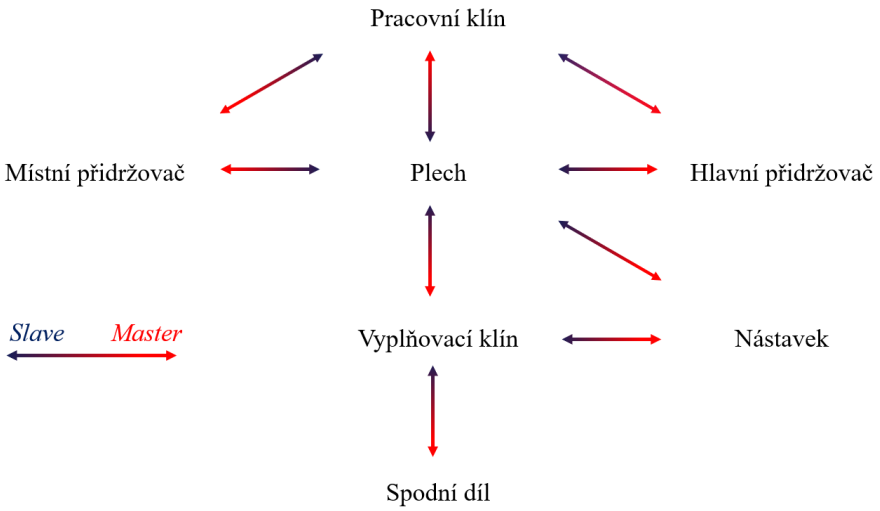
Sestava pro operaci 50 je složitým systémem čítajícím 7 samostatných dílů. Je tedy zřejmé, že správná definice kontaktů a vazeb mezi tělesy může být výrazným faktorem rozhodujícím o úspěchu či neúspěchu celé simulace.

V první řadě byly nastaveny vlastnosti kontaktů mezi tělesy. V simulaci byly nastaveny dva různé typy kontaktů, jedna pro kontakt plechu s jiným tělesem a druhá pro kontakt dvou jiných těles. Důvodem bylo definování různých koeficientů smykového tření, jelikož u plechu šlo tření spíše dynamické (koeficient smykového pro dynamické tření typu ocel-ocel s mazáním roven 0,05), u dvou jiných těles spíše o tření statické (koeficient roven 0,1). Pro zjednodušení by bylo možné všem kontaktům definovat stejné hodnoty, jelikož simulace ukazovaly, že samotný součinitel nehraje velkou roli ve výsledcích. Avšak definice vlastností kontaktu v normálovém i tečném směru je nezbytná.

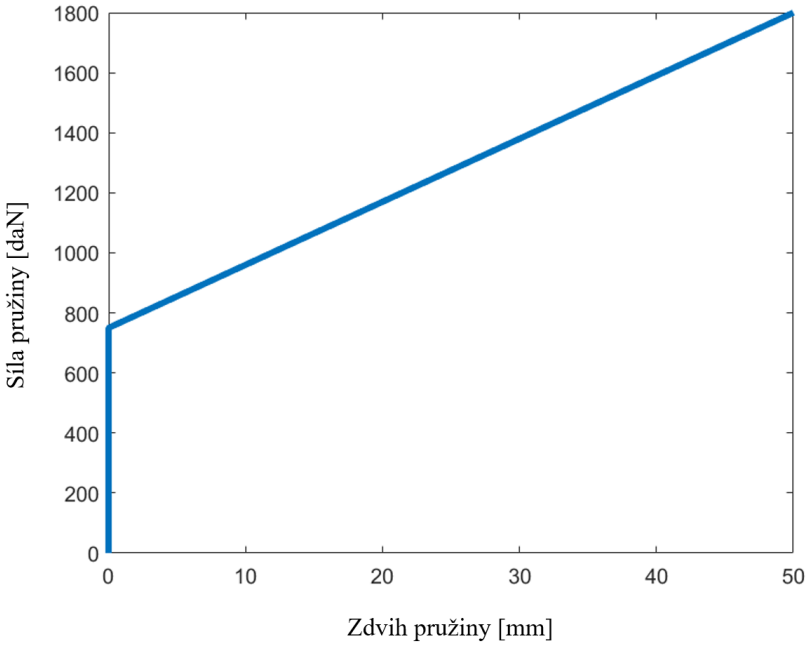
Následným krokem bylo určení konkrétních dílů, jejichž povrchy nabývaly kontaktu, a rolí typu Master-Slave. Jejich znázornění včetně vyznačení rolí dokumentuje schéma na obrázku 7.3.

Další interakci dvou těles zprostředkovávala tuhost plynových pružin mezi pracovním klínem a místním přidržovačem. V reálné sestavě figuruje celkem sedm paralelně umístěných pružin Fibro [24], přičemž charakteristika každé z nich odpovídá obrázku 7.4.

Do simulace byl umístěn jeden člen reprezentující všechny členy, je proto nutný přepočet jeho vlastností. Jelikož deformace pružin nenarůstá od nulového zatížení (prahová hodnota je 750 daN), byl tento člen definován jako konektor s patřičnými vlastnostmi. Tyto vlastnosti byly v simulaci přiřazeny drátu spojujícímu plochy přidržovače a klínu.



Obrázek 7.3: Schematické vyznačení kontaktních párů typu Master - Slave v sestavě

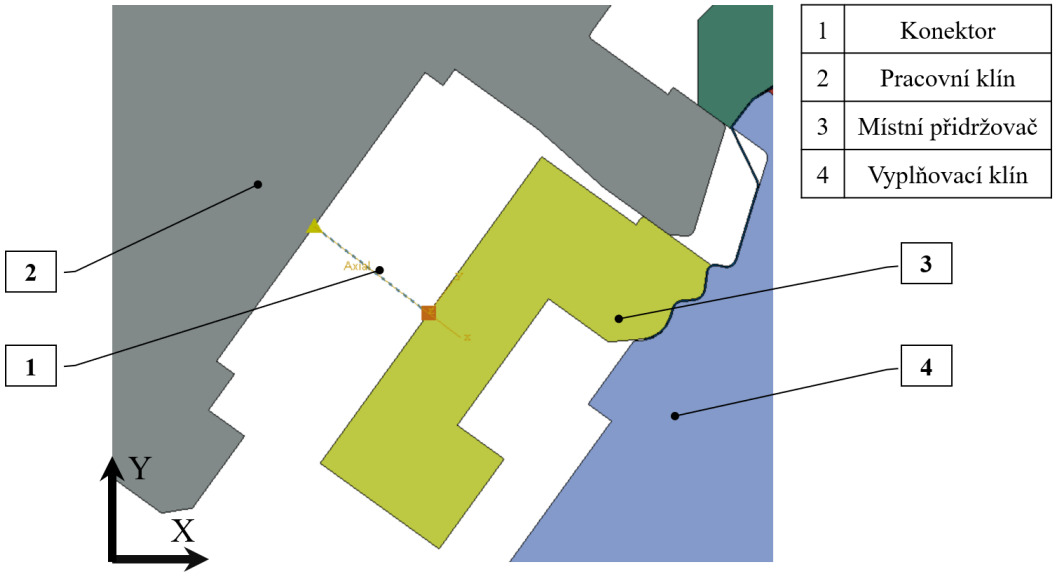


Obrázek 7.4: Charakteristika plynové pružiny Fibro užívané v sestavě [24]

Pro určení závislosti posuv - síla bylo potřeba zavést úvahu. Pružiny jsou zavedeny paralelně, dochází tedy ke sčítání jejich sil. Avšak simulace byla realizována rovinnou úlohou, hloubka celé sestavy je 1 mm. Celé těleso pracovního klínu je hluboké 900 mm, bylo tedy nutné celkovou sílu od pružin normovat touto hodnotou. Pro síly konektoru tedy platí:

$$F_k(u=0) = \frac{7 \cdot F_p(u=0)}{\{L_{klin}\}} = \frac{7 \cdot 7500}{900} \cong 58,3\text{N} \tag{35}$$

$$F_k(u=50) = \frac{7 \cdot F_p(u=50)}{\{L_{klin}\}} = \frac{7 \cdot 18000}{900} = 140\text{N} \tag{36}$$



Obrázek 7.5: Vyznačení polohy konektoru v sestavě

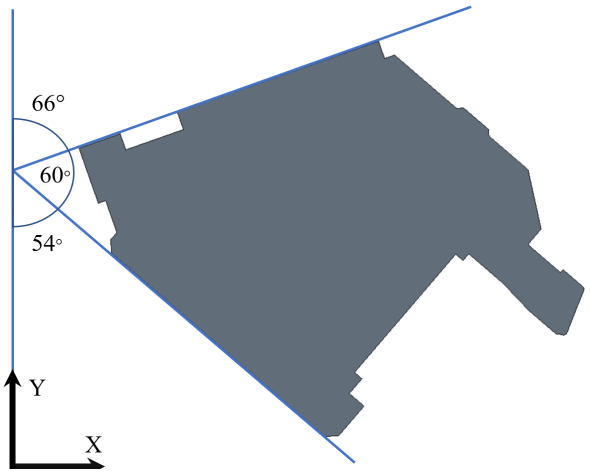
Reálně nelze předepsat sílu pro nulový posuv, hodnoty proto byly nepatrně pozměněny pro správný průběh výpočtu a jsou uvedeny v tabulce 5

Posuv [mm]	Síla [N]
0	0
0,01	53,3
50	140

Tabulka 5: Definice konektoru mezi pracovním klínem a místním přidržovačem

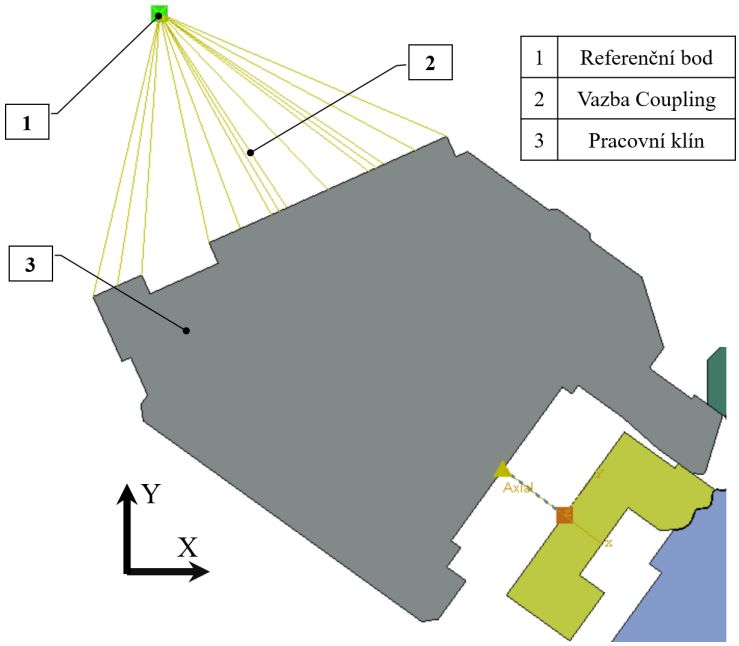
Během příprav simulace byl dále zaveden pohon pracovního klínu. V první řadě je důležité podotknout, že vrchní plocha pracovního klínu není vodorovná, ale svírá se svislicí úhel 66° (normála plochy svírá se svislicí 24°), není tedy vhodné realizovat zatížení pouhým tlakem působícím na plochu, jelikož síla od beranu F_B působí svisle dolů.
Jednou z uvažovaných variant bylo zatížení *Surface traction*, které předepisuje ploše daný stav napjatosti. Výpočty však ukázaly, že ani při tomto typu zatížení nedochází k přesnému průběhu simulace zejména v otázce interakce dvou klínů a následného dynamickému odskoku pracovního klínu. Bylo tedy nutné do sestavy zahrnout i hmotu vrchního dílu, která přenáší zatížení z beranu na pracovní klín. Nad pracovní klín byl tedy umístěn referenční bod, do kterého byla soustředěna bodová hmotnost, která odpovídá působení polovině hmotnosti vrchního dílu na klín. Jedná se tedy o určité zjednodušení, kdy je celá hmotnost vrchního dílu rozdělena mezi dva pracovní klíny činné v operaci 50. Hmotnost se reálně rozkládá na více oblastí (hlavní přidržovač, střižné operace), ale po zvážení přesnosti výpočtu byly tyto faktory zjednodušeny a výpočet byl tak navíc na straně bezpečnosti. Bodová hmotnost umístěná do referenčního bodu musela být opět normována délkou pracovního klínu a je tedy rovna:

$$m_{RP} = \frac{m_{vrch}}{2 \cdot \{L_{klin}\}} \cong \frac{12}{2 \cdot 900} \cong 0,0066\text{t} \tag{37}$$



Obrázek 7.6: Schematické vyznačení úhlů mezi plochami pracovního klínu

Posuv referenčního ve směru osy y globálního souřadného systému byl následně vazbou typu *coupling* spojen s posuvem vrchní plochy pracovního klínu. Referenčnímu bodu byla nadále předepsána okrajová podmínka umožňující pohyb pouze ve směru y a v poslední řadě byla do bodu umístěna vnější síla reprezentující lisovací sílu beranu.

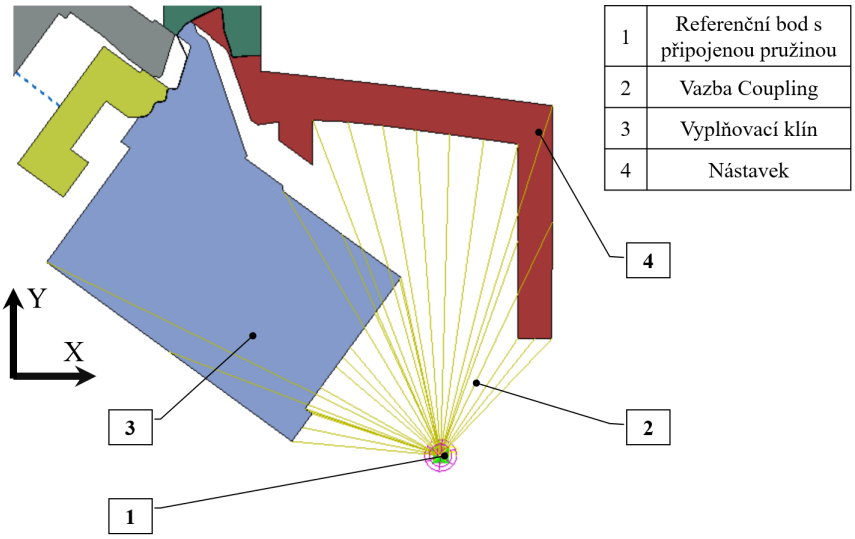


1	Referenční bod
2	Vazba Coupling
3	Pracovní klín

Obrázek 7.7: Vyznačení vazby coupling vrchní plochy pracovního klínu s referenčním bodem

Poslední důležitá interakce se týkala vyplňovacího klínu, respektive jeho uložení. První simulace byly sestaveny pro stav, kdy je vnější plocha vyplňovacího klínu opatřena kinematickou okrajovou podmínkou s nulovým posuvem do všech směrů. Výsledky však ukázaly, že množství kinetické energie, kterou během operace přináší pracovní klín, není

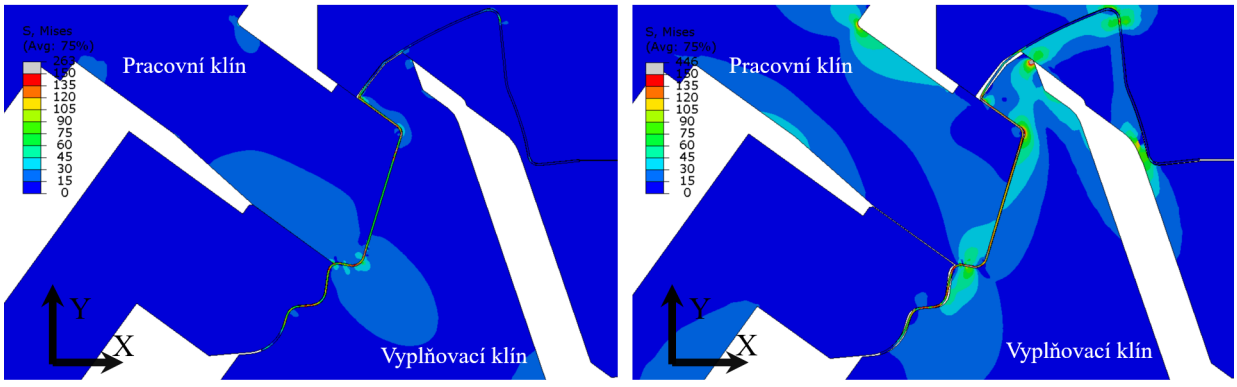
utlumeno ve vyplňovacím klínu. To mělo za následek velké dynamické odskoky pracovního klínu a další přechodné děje silně deformující nejen klíny, ale i hlavní přidržovač a nástavek. Cílem dalších úprav bylo tedy snížení tuhosti uložení vyplňovacího klínu, a proto bylo vetknutí nahrazenou obdobně jako u pracovního klínu vazbou *coupling* k referenčnímu bodu umístěnému pod klínem. K tomuto bodu byla připojena pružina disponující tuhostí ve



Obrázek 7.8: Vyznačení vazby coupling vyplňovacího klínu a nástavku s referenčním bodem

směru osy y připojená k rámu. Této pružině byla následně předepsána velmi vysoká tuhost, která měla nahrazovat tuhost spodního dílu, ve které je klín uložen.

Ani tento způsob řešení však nedokázal lisovací operaci vhodně simulovat. Tuhost pod vyplňovacím klínem, ač značná, umožnila posuv celého klínu ve směru lisovacího pohybu ještě před kompletním dolisováním plechu. Tento posuv zapříčinil nesprávný dosed pracovního klínu na vyplňovací, znemožnil precizní dotvarování plechu a v neposlední řadě zkreslil namáhání obou klínů.



Obrázek 7.9: Porovnání napěťového stavu v sestavě a) při užití tělesa spodního dílu, b) při užití konektoru pod vyplňovacím klínem

Na obrázku 7.9 b) lze pozorovat přesun oblastí maximálního napětí mimo předpokládanou oblast, násobně větší namáhání vnější části vyplňovacího klínu a také nástavku. Zřetelný je i větší celkový posuv vyplňovacího klínu ve směru lisovacího pohybu oproti obrázku 7.9 a).

Následná snaha zahrnovala nahrazení pružiny dokonalejším členem ve formě konektoru, který disponoval značnou prahovou hodnotou síly pro iniciaci posuvu. Odhad síly byl však náročný a nepřesný a žádný z pokusů nepřinesl přesnou simulaci a výsledky.

Výsledky odpovídající realitě byly dosaženy při použití tělesa spodního dílu jako dalšího dílu sestavy. Vložení dalšího dílu sestavy pod vyplňovací klín splnilo účely absorpce energie a eliminace výrazných dynamických jevů. Spodní díl byl na své spodní straně vetknut, mezi hrany vyplňovacího klínu a nového dílu byla umístěna vazba typu *tie*. Ta spojuje dva povrchy k sobě tím způsobem, že zamezuje jejich vzájemnému pohybu. Výhodami tie vazby jsou možnosti užití pro dva povrchy s různými velikostmi sítě a menší početní náročnost oproti kontaktnímu páru typu Master - Slave. Materiál spodního dílu je shodný s materiálem klínu.

Ve skutečnosti jsou samozřejmě ve spodním díle umístěny jak vyplňovací klín, tak nástavek. Nástavek ale není vystaven takovému zatížení a není hlavním předmětem zkoumání diplomové práce. Proto zde došlo ke zjednodušení v tom smyslu, že do spodního dílu je umístěn jen vyplňovací klín a nástavek zůstal vetknut svou spodní částí. Ve prospěch tohoto uložení hraje zjednodušení výpočtu, který nebyl zatěžován dalším kontaktním párem ani nárůstem objemu spodního dílu.

7.5 Okrajové podmínky rovinné úlohy

V další etapě příprav simulace byly všem dílům předepsány kinematické okrajové podmínky, oběma přidržovačům a pracovnímu klínu navíc i okrajové podmínky silové. Jako bylo řečeno v odstavci o interakcích, místní přidržovač je zatížen primárně plynovými pružinami, které byly v simulaci nahrazeny konektorem. Pro správný chod výpočtu však byl přidán výpočtový krok na počátek simulace, ve kterém byly zatíženy oba přidržovače, avšak bez pohybu klínu. Proto bylo přidáno fiktivní zatížení místního přidržovače, které zajistilo silový kontakt s plechem od počátku výpočtu a v závěrečném dynamickém kroku bylo postupně utlumeno. Toto zatížení bylo realizováno tlakem na vrchní plochu přidržovače. Tlak odpovídal polovině maximálního zatížení od konektoru, aby v průběhu dynamického kroku, kdy se tento tlak začínal se silou konektoru sčítat, nebyl plech přetížen silou vyšší než je ve výsledku schopen generovat konektor. Jinými slovy součet efektů počátečního tlaku a síly od konektoru v počátku dynamického kroku nepřesáhl efekt konektoru při jeho maximálním stlačení. Stanovení hodnoty působícího tlaku je znázorněné ve vztahu 38

$$p_{mp} = \frac{F_c}{2 \cdot S_{mp}} = \frac{7 \cdot F_p}{2 \cdot S_{mp}} = \frac{7 \cdot 18000}{2 \cdot 900 \cdot 170} \cong 0,41\text{MPa} \tag{38}$$

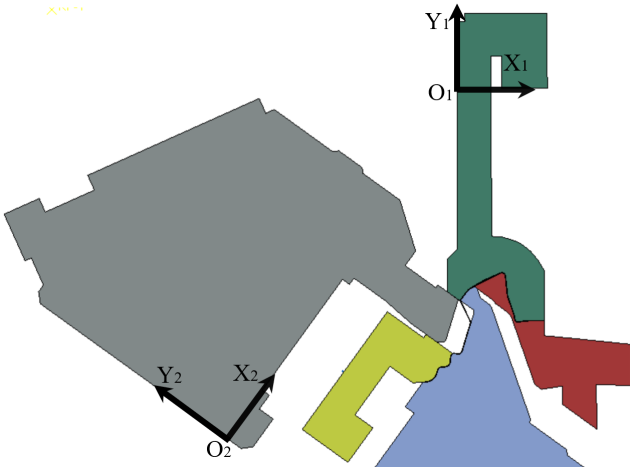
kde S_{mp} je vrchní plocha místního přidržovače Hlavní přidržovač byl rovněž zatížen tlakem na svou vrchní plochu. Tlak byl stanoven ze síly, kterou působí horní díl na přidržovač a z plochy, na které dosedá přidržovač na plech. Hodnota síly byla stanovena v teoretickém otisku operace 50 [25] na 600 kN, kontaktní plocha sčítáním dílčích ploch v modelu operace stanovena na 0.806 m^2. Tlak je tedy roven:

$$p_{hp} = \frac{F_{hp}}{S_{kont}} = \frac{600000}{0.806} \cong 0,74\text{MPa} \tag{39}$$

Popis zatížení pracovního klínu představoval větší oříšek. Bohužel pro zpracování této práce

nebyly známy závislosti působící síly po dráze klíny ani dopadové rychlosti klínu. Vycházet se tedy muselo z jedné hodnoty maximální síly při dosedu pracovního klínu. Ta byla zjištěna z diagramu celkových sil operace 50 v simulaci tvářecího softwaru. Hodnota dodané síly byla 463,3 kN. Jiným zkoumaným postupem definice síly byla distribuce celkové lisovací síly beranu mezi komponenty vrchního dílu se zohledněním velikostí kontaktních ploch komponent a síly na hlavní přidržovač. Tento postup však sílu na pracovní klín vyhodnotil násobně větší a simulace ukázaly, že neodpovídá realitě.

Kinematické okrajové podmínky vycházely z reálných uložení a vazeb dílů v sestavě. Pro jejich snadnější definici byly v modelu definovány dva souřadnicové systémy. První systém (využívaný již v sekci7.4) byl definován pomocí geometrie hlavního přidržovače, druhý odpovídal geometriím pracovního klínu a místního přidržovače. Jednotlivé souřadnicové systémy byly mezi sebou pootočeny o 54° a jsou naznačeny na obrázku 7.10.



Obrázek 7.10: Vyznačení souřadnicových systémů v modelu

Definice okrajových podmínek pomocí souřadného systému 1 byla využita u hlavního přidržovače, nástavku a spodního dílu.

Všechny tyto díly rovinné sestavy představovaly jen malý úsek rozměrného a tvarově složitého tělesa, které je uloženo jednak komplexněji, ale také na plochách, které se v oblasti řešené rovinné úlohy nevyskytovaly. Proto je podmínky předepsané pro tyto úseky potřeba chápat jako snahu dosáhnout povahy uložení co nejvíce připomínající reálnou součást. I když ta by v místech, ve kterých byla předepsána podmínka pro díl v simulaci, vůbec uložena nebyla. Podmínky těchto dílů byly tedy předepsány na většině jejich hran s výjimkou těch oblastí, které se podílely na lisovacím procesu, interagovaly s klíny a bylo potřeba zachovat jejich reálnou napěťovo-deformační odezvu na zatížení.

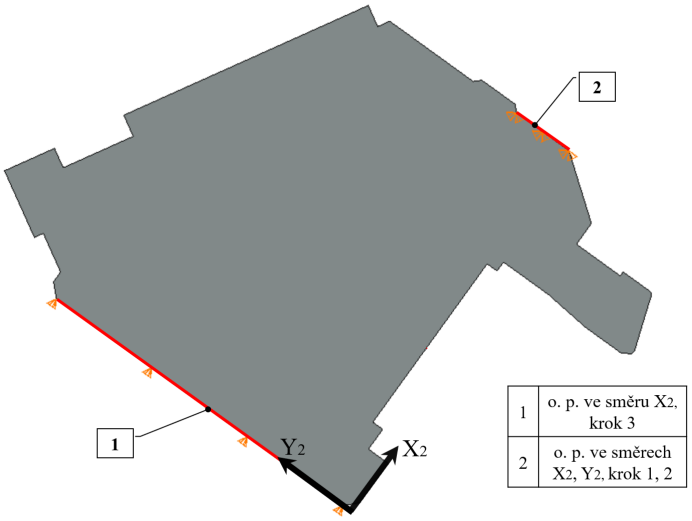
Hlavní přidržovač byl zatížen ve směru y_1 a dosedal na plech, svislý posuv byl tedy umožněn. Naopak posuv nebyl možný ve směru osy x_1, přidržovač je v reálné sestavě pevně umístěn v horním dílu. Rotace kolem osy z podmíněna nebyla. Tělesa nástavku i spodního dílu byla pevně vetknuta, jelikož nejsou vystavena vnějšímu zatížení a není vyžadován jejich posuv. Výjimku tvoří oblasti v blízkosti kontaktu s ostatními tělesy, které přenášejí napětí a deformace.

V souladu se souřadným systémem číslo 2 byly definovány kinematické okrajové podmínky pro pracovní klín a místní přidržovač. Na oba díly bylo v působeno ve směru osy y_2, tento

posuv tedy zůstal volný, stejně tak jako natočení kolem osy z. Přidržovač byl naopak podmíněn na většině svého objemu nulovým posuvem ve směru x_2.

Vazba pracovního klínu obsahovala dvě oblasti. První oblastí se vazba blížila svou podstatou posuvné vazbě na zadní ploše klínu, tj. na ploše, kterou se pracovní klín během pohybu posouvá po spodním dílu. Toto rozhraní nebylo popsáno kontaktem, nýbrž bylo nahrazeno okrajovou podmínkou definující nulový posuv ve směru x_2. Tato realizace šetří cenný čas při výpočtu z důvodu absence dalších uzlů v kontaktu dvou těles a také z důvodu menšího objemu tělesa spodního dílu. Zjednodušením, které bylo touto aplikací přijímáno, lze označit absenci třecích sil mezi oběma povrchy a tečných reakcí. Vzhledem k tomu, že oblasti maximálního zatížení pracovního klínu touto podmínkou ovlivněny nebyly, lze toto zjednodušení přijmout.

Okrajová podmínka předepsaná druhé oblasti klínu byla přidána fiktivně, aby bylo možné realizovat první dva výpočtové kroky, ve kterých se ustavují kontakty a uvolňuje plech. V těchto krocích bylo klínu potřeba zamezit posuv ve směru osy y_2. Byla tedy vybrána malá oblast na přední straně klínu, jejíž uzly byly vetknuty pro dobu před pohybem klínu. Na počátku dynamického výpočtového kroku výpočtu byla tato podmínka zrušena a klín se tak mohl volně pohybovat. Oblasti pracovního klínu opatřené okrajovou podmínkou jsou znázorněny na obr. 7.11.



Obrázek 7.11: Vyznačení kinematických okrajových podmínek pracovního klínu

7.6 Popis prvků užitých ve výpočtu

Hustota sítě prvků významně ovlivňovala výpočetní čas, dominantní efekt měly prvky, které tvořily kontaktní plochy. V případě plechu byla hustá síť nezbytná, jelikož jeho tloušťka 0.7 mm jinou variantu neumožňovala. Při snaze postihnout ohybový charakter plechu byla užita volná síť lineárních obdélníkových prvků s velikostí maximálně 0,3 mm. U ostatních dílů byla předepsána síť výrazně hrubší, na většině objemů byla definována velikost obdélníkového prvku 18 - 20 mm. Síť se zjemňovala v oblastech, kde docházelo ke kontaktům tělem a kde byl předpokládán výrazný gradient napětí. Síť se v těchto oblastech postupně zjemňovala až k hodnotám jednotek milimetrů, v místech extrémních napětí byla definována síť s rozměrem 0.3 mm, tedy totožně jako u plechu. Rovinná úloha odpovídá podmínkách rovinné deformace,

proto byly užity prvky lineární typu plane strain s redukovanou integrací. Sestava celkem čítala 24 000 převážně obdélníkových elementů.

7.7 Výsledky rovinné simulace

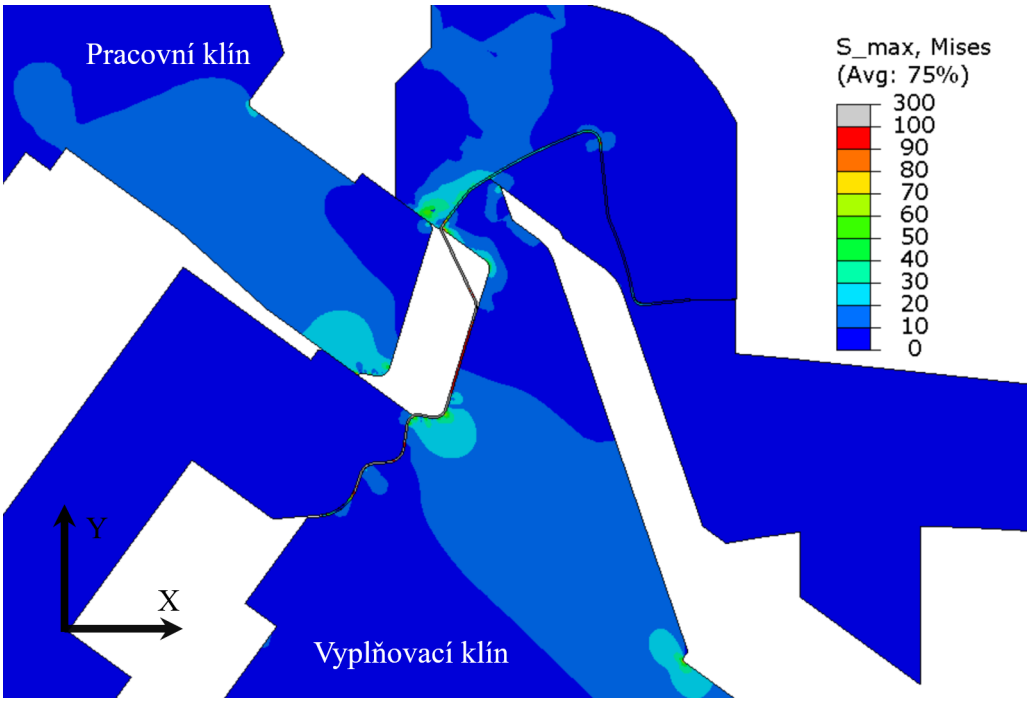
Realizace simulace rovinné úlohy přinášela řadu problémů, které bylo v průběhu práce nutno zkoumat a následně zohlednit úpravou sestavy. Jedním z problémů byly výrazné dynamické přechodové děje ve formě výrazných odskoků členů sestavy. Řešení bylo nastíněno v odstavci popisujícím interakce, důležitým prvkem bylo přidání tělesa spodního dílu do sestavy pro vhodnější přenos deformační energie. Neméně významnou roli hrálo vložení tlumení materiálu do vlastností všech dílů. Tyto dva přístupy umožnily hladší průběh simulace a menší zkreslení výsledků.

Další problém představoval fakt, že přestože bylo v úvodu kapitoly vysloveno zjednodušení pojednávající o malých změnách geometrie podél délky lisovacího nářadí, ne vždy tomu tak skutečně bylo. Pracovní klín této podmínce vyhovoval dobře, ne zcela však klín vyplňovací. Při pohledu na jeho spodní část (obrázek 3.8) je vidět užití pěti žeber, která zpevňují konstrukci. Ve dvou různých řezech sestavou, přičemž jeden by byl veden rovinou procházející žebrem a druhý rovinou mimo žebra, by výsledky namáhání zejména vyplňovacího klínu byly odlišné. Z důvodu zkoumání obou případů byly nakonec připraveny dvě simulace, tedy se žebrem a bez žebra, a jejich výsledky následně zhodnoceny a diskutovány. Rozdílné geometrie jsou znázorněny na obrázku 7.12.

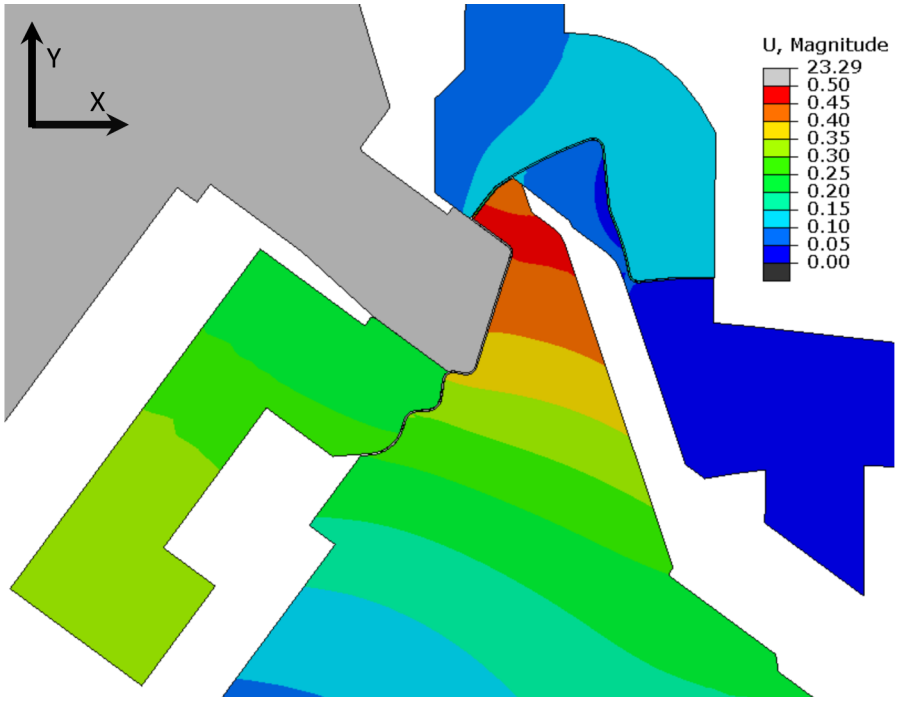
Obrázek 7.12: Geometrie vyplňovacího klínu a) v rovině neprocházející zpevňovacích žebrem, b)v rovině procházející zpevňovacích žebrem

Výsledky simulace v rovině procházející žebrem při znázornění Misesova redukovaného napětí ve všech tělesech sestavy prezentuje obrázek 7.13. Znázorněny jsou hodnoty maxima napětí za celkových čas simulace, nejedná se tedy o reálné napětí v jednom časovém okamžiku, nýbrž o zaznamenání maximálních hodnot z celého procesu a jejich zakreslení do pozice sestavy na počátku výpočtu.

Na obrázku 7.14 je znázorněna amplituda deformace sestavy v dolní úvrati pracovního klínu. Hodnoty maximálního průhybu krajní části vyplňovacího klínu se blíží 0,5 mm, což je údaj, který podle technologů odpovídá reálnému průhybu klínu na lisu.



Obrázek 7.13: Znázornění maximálních hodnot Misesova napětí v celé sestavě

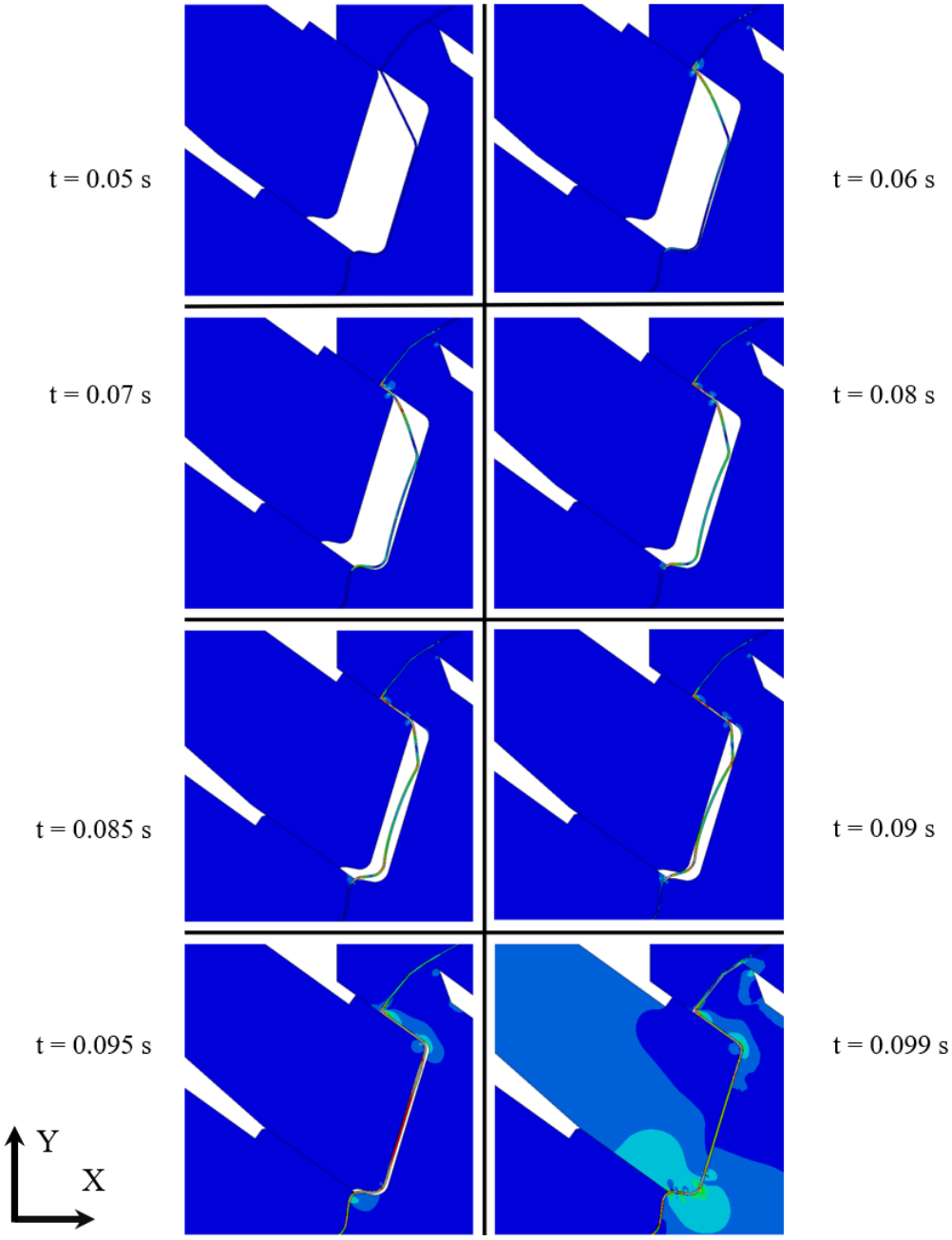


Obrázek 7.14: Znázornění hodnot posuvů sestavy při dolisování plechu

Na obrázku 7.15 je schematicky pomocí snímků ve význačných časových okamžicích znázorněn průběh simulace včetně vyznačení redukovaných napětí. Lze pozorovat uvěřitelný proces

celkového přetvoření plechu.

K výpočtu byl využíván školní server ELA o parametrech: HP ProLiant DL560 G9, 4 procesory Intel Xeon E5-4627 v3, 10-jádrové, 2.60 GHz, paměť 256 GB RAM.
Výpočet rovinné úlohy trval zhruba 8 hodin.



Obrázek 7.15: Znázornění průběhu simulace tváření plechu

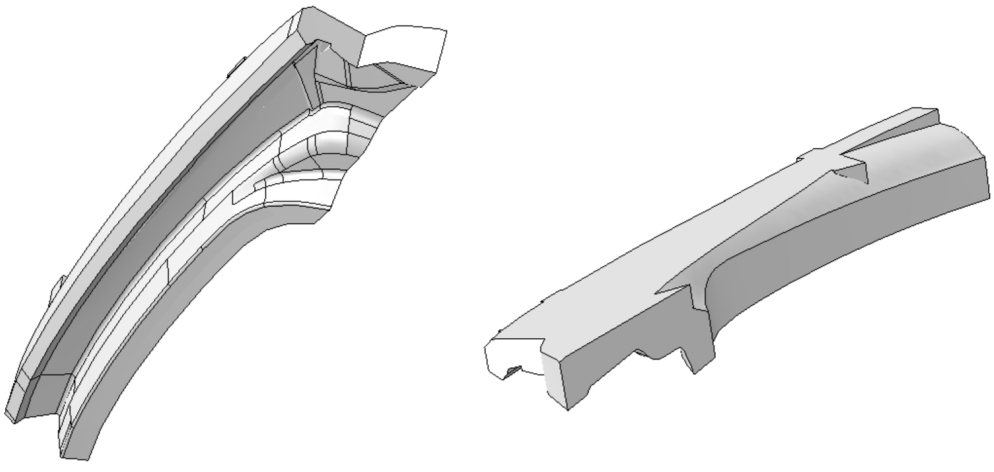
8 Realizace prostorové úlohy metodou konečných prvků

Simulace tvářecího procesu s využitím kompletních prostorových těles byla logickým pokračováním v práci na zjištění namáhání pracovního a vyplňovacího klínu. Jelikož byl konečněprvkový prostorový výpočet lisování plechu ve Škodě auto polem neprozkoumaným, neznámou byla už samotná realizace a proveditelnost postupu. V následujících řádcích jest popsáno, jak probíhala příprava modelu, s jakými problémy bylo nutné se vypořádat a v jaké fázi se postup nachází v při závěru této práce.

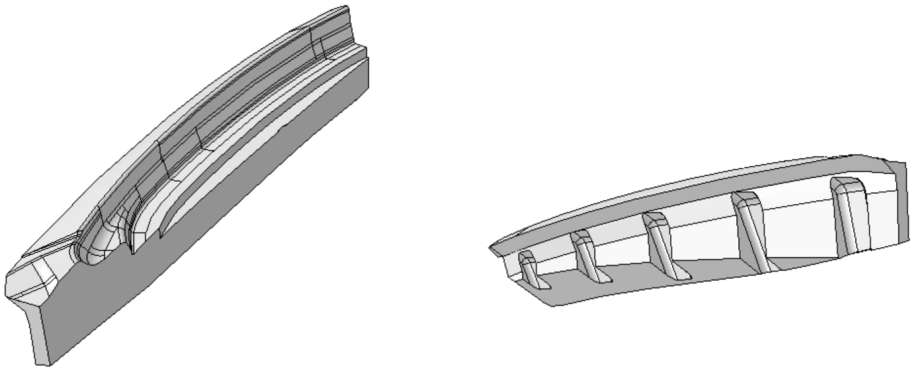
8.1 Příprava modelu

Stejně jako v případě rovinné úlohy byla nezbytným vstupem do výpočtu sestava dílů podílejících se na tváření. Pro jednoduchost úvodních prací byl vypuštěn spodní díl, jinak sestava zůstala vzhledem k rovinné úloze neměnná. Model tedy obsahoval pracovní a vyplňovací klín, tvářený plech, místní a hlavní přidržovač a také nástavek. Jelikož byl v konstrukčních datech plech opět tvořen pouze plochou s nulovou tloušťkou a díly spodního a vrchního dílu na sebe kompletně dosedaly, bylo nutné vytvořit novou offsetovanou plochu na vyplňovacím klínu a nástavku a to opět o tloušťku plechu, tedy o 0,7 mm.

Cílem prací bylo připravit fungující simulaci schopnou poskytnout uvěřitelné výsledky v čase, který je možné pevnostním výpočtům věnovat během úvodních etap přípravy lisovacího nářadí. Jednou z hlavních snah tak bylo dosažení co možná nejnižšího výpočetního času, který přímo souvisí s počtem stupňů volnosti modelu a tedy i počtem prvků. Vzhledem ke značné rozlehlosti nástavku a hlavního přidržovače, jejichž rozměry jsou blízké velikosti celé postranice, bylo nutné jejich objem omezit. Série dělení pomocí vhodně orientovaných rovin následovaná pečlivým odstraněním redundantních frakcí přeťatých ploch dala za vznik novým tělesům s výrazně redukovaným objemem bez ztráty původní operační funkčnosti. Upravený hlavní přidržovač a nástavek jsou vyobrazeny na obrázcích 8.1 a 8.2.

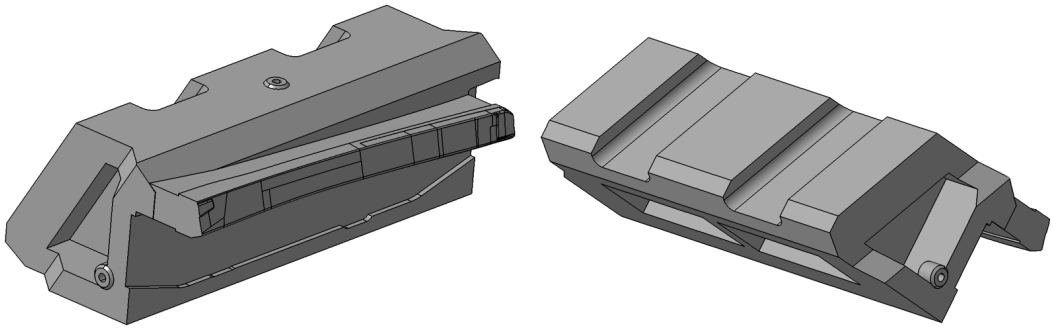


Obrázek 8.1: Redukovaný tvar hlavního přidržovače pro prostorovou úlohu



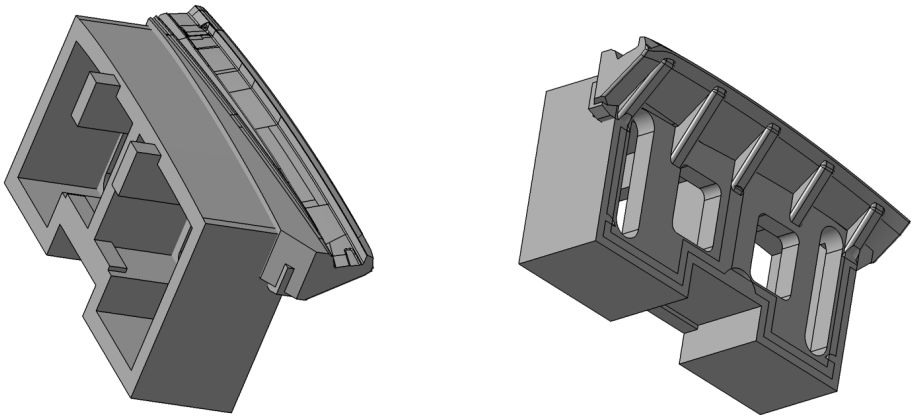
Obrázek 8.2: Redukovaný tvar nástavku pro prostorovou úlohu

Úpravou před samotným umístěním do výpočetního softwaru prošly i oba klíny, avšak v jiném duchu. Cílem nebylo zmenšení objemu ale zjednodušení povrchů. Vytvoření precizní sítě na tak komplexních tělesech jako jsou oba klíny by stálo veliké úsilí bez konkrétního přínosu výpočtu. Proto byly klíny ještě v CAD softwaru důkladně zjednodušeny a do Abaqusu byly umístěny v prostém tvaru, znázorněném na obrázcích 8.3 a 8.4.



Obrázek 8.3: Zjednodušený tvar pracovního klínu pro prostorovou úlohu [8]

Velká pozornost byla věnována také plechu. Po zralé úvaze byl modelován pomocí Shell elementů. V modelu byl plech reprezentován pouze tělesem nulové tloušťky, ta mu byla předepsána až během výpočtu. Tomuto závěru předcházely i pokusy o modelování plechu jako prostorového tělesa, avšak komplikace se síťovaním odsoudily tento postup k neúspěchu. Ani plech nebyl ušetřen redukci objemu (v tomto případě plochy). Jeho velká část, která byla v kontaktu v nástavkem a nikoli s klíny, byla odstraněna, jelikož výrazně neovlivňovala průběh lisování a naopak hrozila výraznou komplikací výpočtu kvůli rozměrným oblastem kontaktních párů mezi plechem a nástavkem, respektive hlavním přidržovačem. Omezení plochy plechu sebou nese jisté nepřesnosti a zjednodušení. Větší třecí plochy by generovaly vyšší hodnoty pasivních odporů a došlo by tedy k výraznějšímu odporu proti přetvoření. Nic však nenasvědčuje velkému vlivu těchto odporů na zatížení klínů a navíc jejich zjednodušení udržovalo výpočet na straně bezpečnosti, jelikož byl pracovní klín méně zpomalen a rázové zatížení sestavy tedy nebylo omezeno.



Obrázek 8.4: Zjednodušený tvar vyplňovacího klínu pro prostorovou úlohu [8]

Ani precizní zpracování a úprava modelu před simulací nezabránily nepřesnostem ve vzájemných polohách jednotlivých dílů. Není zcela zřejmé, zda chyby v polohách vznikly během exportu a importu mezi softwary či zda byla nepatrně zkreslená již původní data, nicméně ve výsledku bylo nutné komponenty složitě, byť nepatrně přemisťovat. Na rozdíl od rovinné úlohy nebyly posuvy dílů vzhledem ke složitosti tvarů sestavy vůbec snadné ani příliš přesné a stejně tak nefungovala funkce cut geometry, v rovinné simulaci tak hojně a úspěšně využívaná. V důsledku těchto komplikací zabralo nacházení správné pozice dílů, ve které nedocházelo ke vzájemným penetracím sousedních těles, velkou část přípravného času. Jediným řešením se nakonec ukázalo výrazné oddálení, které muselo být kompenzováno přídavným výpočtovým krokem.

8.2 Metodický postup výpočtu a interakce mezi tělesy sestavy včetně okrajových podmínek

Nepřesnosti v pozicích komponent sestavy vyžadovaly složitější systém výpočtových kroků oproti rovinné úloze. V prvním výpočtovém kroku byly realizovány posuvy těles do jejich pracovních pozic pomocí kinematických okrajových podmínek. V tomtéž kroku byly přidržovače zatíženy tlakem, který byl definován v rámci rovinné úlohy pro jejich správnou funkčnost. Aplikace silové okrajové podmínky společně s kinematickou (kinematická podmínka převážila) neměla význam pro první krok, ale pro krok číslo dvě. V něm byly posuvy předepsané přidržovačům zrušeny a zátěžný vliv se tedy přenesl na tlak aplikovaný již v prvním kroku. Následující, v pořadí již třetí krok byl ve znamení uvolnění kinematické okrajové podmínky aplikované na volné plochy plechu předepisující nulový posuv ve všech osách. Tato podmínka byla předepsána již od prvního kroku a zaručovala snadnější ustavení kontaktů mezi všemi plochami bez pohybu plechu. Podmínka mohla být tedy zrušena ve chvíli, kdy byly přidržovače již ustáleny na svých pracovních pozicích. Poslední krok předepsaný jako dynamický obsahoval v první řadě zrušení kinematické okrajové podmínky pracovního klínu na jeho spodní straně, která jej udržovala nehybný v prvních fázích výpočtu, a aplikaci vnější lisovací síly, která rozpohybovala pracovní klín a započala lisovací proces. Navíc byl v posledním kroku postupně utlumen tlak aplikovaný na vrchní plochu místního přidržovače, jelikož jeho zatížení během pohybu pracovního klínu realizovaly konektory nahrazující pružiny umístěné v sestavě mezi těmito dvěma tělesy.

Rozdíly oproti rovinné úloze byly provedeny i v interakcích mezi tělesy. Jeden konektor byl nahrazen dvojicí, každý po jedné straně místního přidržovače. Síla a posuv pracovního klínu již nebyly realizovány couplingem s referenčním bodem. Hmotnost vrchního dílu byla naopak rozdělena do čtveřice bodů na vrchní ploše pracovního klínu a do těchto bod byly také směřovány lisovací síly od beranu lisu.

Nový prvek ve výpočtu ovlivnil rovněž definici kontaktu mezi tělesy a ukázal se býti jedním z rozhodujících faktorů pro úspěšný průběh simulace. Ustavení kontaktů činilo ve výpočtech veliké problémy (viz dále), povedlo se je vyřešit přidáním lineární kontaktní tuhosti do definice normálových vlastností kontaktu. [26]

Okrajové podmínky nedoznaly velkých změn. Přidány byly kinematické podmínky zajišťující předepsaný posuv v prvním kroku. Kamenem úrazu v přípravě simulace bylo předepsání jejich správné velikosti, aby došlo ke vzniku kontaktu, ale aby nebyl plech příliš zatížen a nedostal se do oblasti plastických deformací. Nepřesné geometrie zejména na spodní ploše hlavního přidržovače působily veliké problémy, avšak povedlo se najít správnou cestu a definovat posuvy přidržovačů vhodně.

Odlišná byla také předepsaná hodnota tlaku působícího na hlavní přidržovač. Při pozorování průběžných výsledků se tlak jevil jako příliš veliký a plech nebyl řádně vytahován a tvářen. Proto byl tlak postupně snižován až na hodnotu 0,1 MPa oproti původní plánové hodnotě 0,74 MPa odvozené z rovinné úlohy.

8.3 Popis sítě konečných prvků a problémů vznikajících při její tvorbě

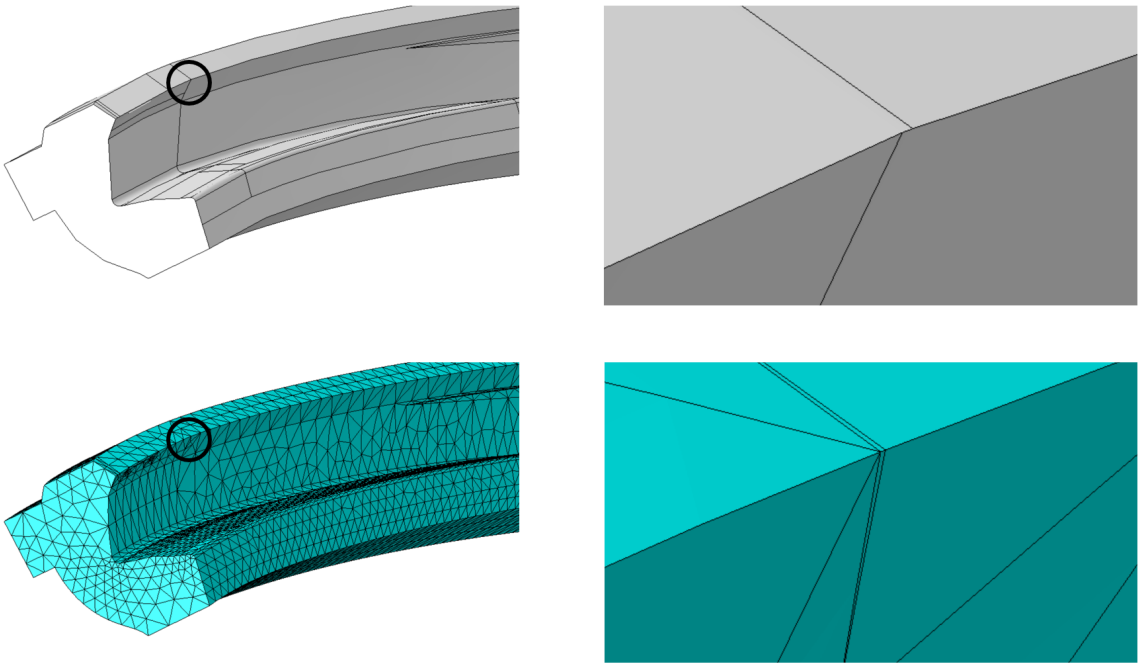
Vytvoření kvalitní sítě bylo dalším bodem, kterému bylo v přípravě věnováno veliké úsilí a čas. V první řadě bylo cílem vytvořit šestiboké prvky v částech dílů s jednodušší geometrií, což vedlo k sérii dělení objemů. Toto se týkalo zejména pracovního a vyplňovacího klínu a místního přidržovače. V ostatních komplexněji tvarovaných částech komponent sestavy byly užity čtyřboké elementy. I přes užití nástrojů virtuální topologie obsahovaly geometrie velkou řadu nepřesností (rozdělení hran, vznik malých ploch), které způsobovaly generování nekvalitní sítě. Prvky byly často velmi tenké a docházelo k jejich zkroucení během výpočtu. Tyto chyby bylo následně nutné ručně opravovat, což představovalo mravenčí práci. Znázornění nepřesné geometrie včetně vyznačení výpočetní sítě dokládá obrázek 8.5

Důležité bylo vytvoření dostatečně jemné sítě plechu a to zejména ve směru jeho vytahování z pod přidržovačů. Během tváření docházelo k výrazným deformacím a ohýbání během přetvoření, což příliš velké prvky znemožňovaly a způsobovaly kolaps výpočtu.

V celé sestavě bylo využito necelých 350000 lineárních elementů s redukovanou integrací se zastoupením čtyřbokých a šestibokých. K výpočtu byl opět využit školní server ELA (viz. sekce 7.7), výpočet však trval výrazně déle. Poslední realizovaný výpočet byl ukončen po šesti dnech, přičemž bylo dosaženo prvního dolisování pracovního klínu.

8.4 Dosažené výsledky a budoucí postup prostorové simulace

Spuštění funkční simulace vyžadovalo velkou řadu korekcí vlastností modelů. Po úvodních nezdarech implicitního výpočtového schématu bylo realizováno několik pokusů s výpočtovým schématem explicitním [27], [28]. Pro ten bylo potřeba připravit propracovanou síť, jelikož schéma je podmíněně stabilní a velikost kritického časového inkrementu přímo závisí na velikosti prvku. Výpočet se povedlo spustit, avšak časový inkrement byl stále velice malý i přes užití škálování hmotnosti, a tak nebylo možné výpočet dokončit ani spoléhat na jeho



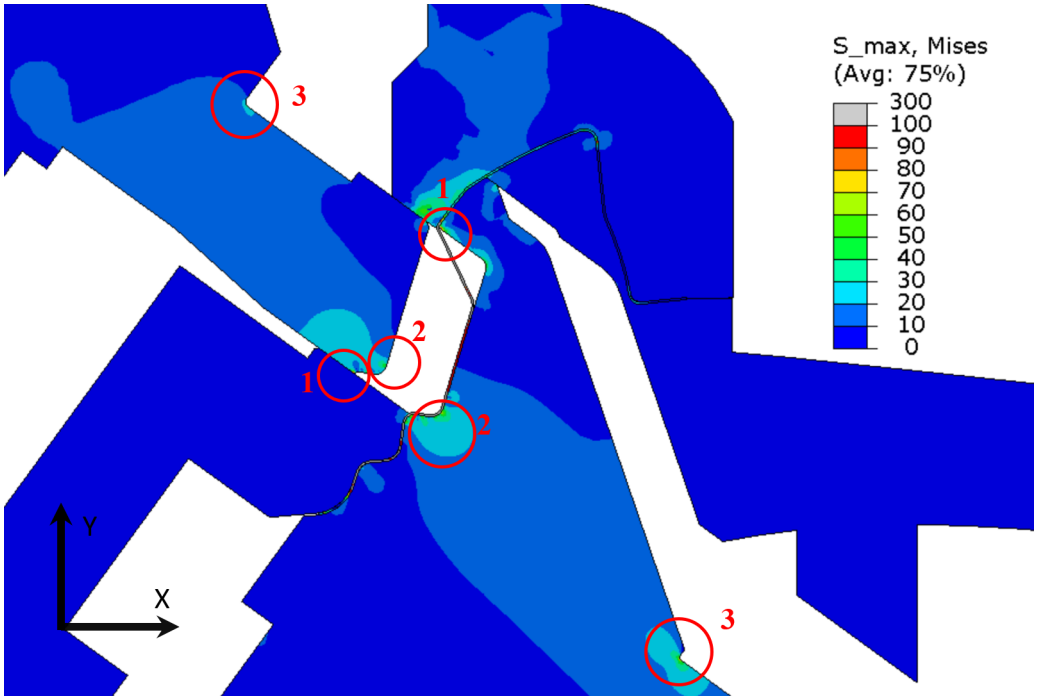
Obrázek 8.5: Znázornění nepřesné geometrie redukovaného hlavního přidržovače a její dopad na tvorbu nevhodné sítě

přesnost. Po opětovném návratu k implicitnímu výpočtovému schématu byla užita kontaktní tuhost ve vlastnostech kontaktů, což se ukázalo jako rozhodující a umožnilo hladký průběh výpočtu.

Pro získání relevantních výsledků však bylo potřeba dalších úprav pozic sestavy. Postupně byl upraven tvar ploch místního přidržovače, došlo k posouvání pracovního klínu, jelikož docházelo k jeho nárazu do vyplňovacího klínu. Z důvodu dlouhého výpočtového času a tedy i dlouhého čekání na výsledky tak nebyla realizována úspěšná simulace poskytující výsledky porovnatelné se simulací rovinnou. Nutno zdůraznit že po stránce přípravy simulace je z pohledu všech důležitých parametrů (kvalita sítě, vlastnosti kontaktů) připravena a funkční, což lze považovat za splnění jednoho z cílů práce. Finální úpravy a dokončení celé simulace tak budiž předmět pro budoucí řešení.

9 Vyhodnocení výsledků rovinné úlohy

Jelikož práce byla zaměřena na analýzu namáhání pracovního a vyplňovacího klínu, bylo třeba vybrat kritická místa obou těles a ta zhodnotit z hlediska pevnosti a únavy materiálu. Na obou klínech byly vybrány tři oblasti, ve kterých bylo dosahováno lokálních extrémů napětí.



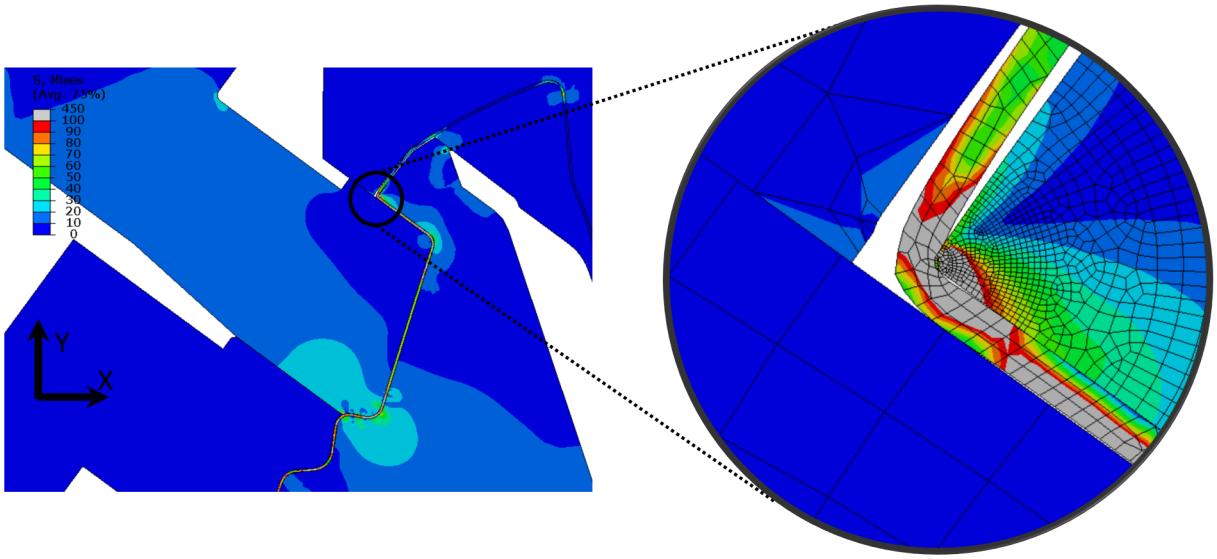
Obrázek 9.1: Znázornění vybraných kritických oblastí na pracovním a vyplňovacím klínu

Všechny části se nachází v oblastech klínů, které lze lokalizovat v okolí samotného tvářecího procesu, způsoby namáhání jsou však rozdílné pro jednotlivé sekce. V první řadě se jedná o oblasti, ve kterých na sebe přes plech působí klíny dynamickým rázem při dorazu (oblasti 1 a 2 u pracovního klínu, oblast 2 u vyplňovacího klínu). Dále se jedná o kritická místa, kde dochází k napojení částí klínů, které jsou určeny k samotnému tváření, ke zbývající konstrukci nástroje. Spojení částí je opatřeno radisuem, který plní funkci vrubu a vzniká zde velký gradient napětí (oblasti 3 pro oba klíny). Největších napětí je ale dosaženo v první oblasti vyplňovacího klínu, kolem které je ohýbán plech. V této části materiálu dochází ke složité rovinné napjatosti, jelikož je působeno tlakem i smykem, a oblast je také zatížena po celou dobu procesu tváření plechu. Na rozdíl od oblastí 1 a 2, které jsou významně zatíženy pouze během dorazu pracovního klínu. V oblasti 1 také dochází k největším deformacím a posuvům v celém vyplňovacím klínu. Detail je na obrázku 9.2.

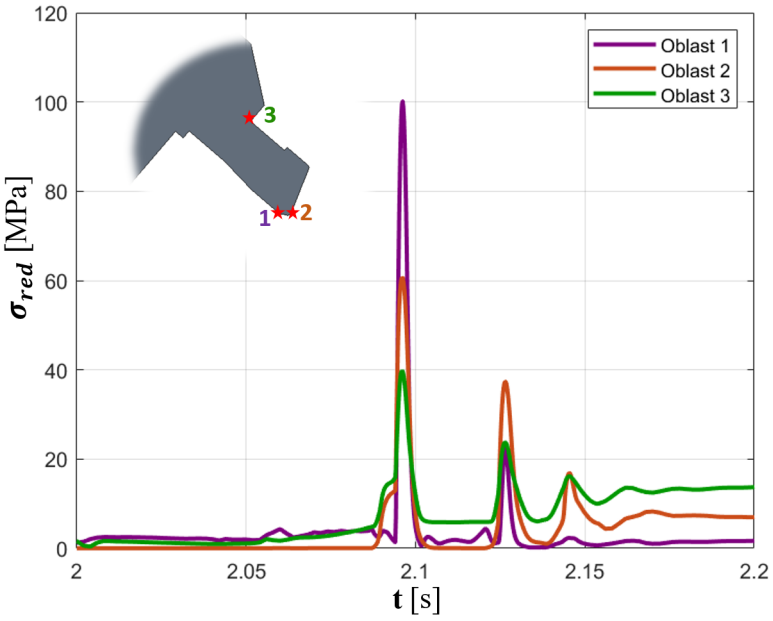
Průběhy redukovaných napětí kritických oblastí náležící oběma klínům byly zpracovány graficky v závislosti na čase, který je omezen na interval samotného lisovacího procesu a interakcí těles, tedy interval, ve kterém dosahují napětí svých extrému. Na obrázcích 9.3 a 9.4 jsou výsledky simulace prováděné v rovině obsahující prostřední žebro vyplňovacího klínu.

Simulace v rovině procházející mimo žebro vyplňovacího klínu poskytla výsledky, které byly v souladu s očekávání. Průběh napětí na pracovním klínu se téměř nezměnilo. Avšak pokles

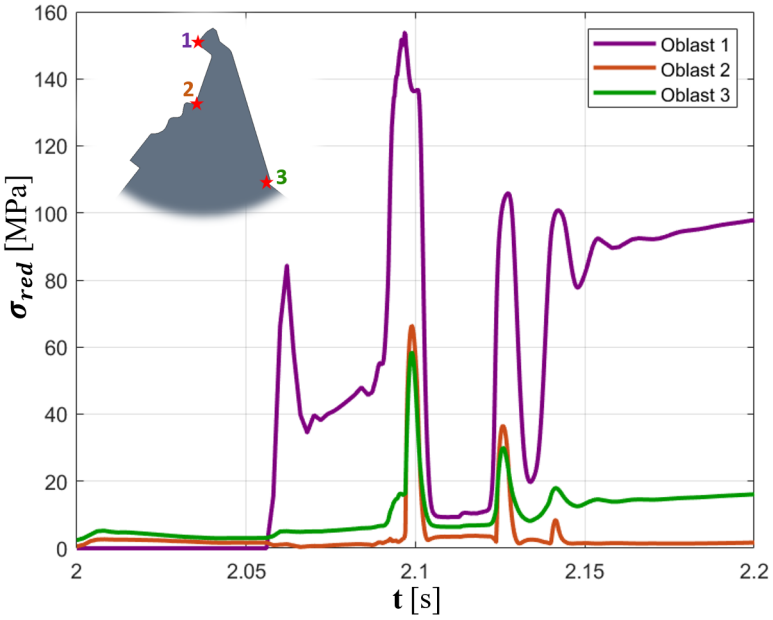
tuhosti části vyplňovacího klínu způsobil nárůst deformací a napětí v tomto dílu, zejména v oblasti 1 a 3, kde nárůst představuje téměř 50% původní maximální hodnoty. Časový průběh hodnot se nezměnil, došlo pouze k navýšení amplitud namáhání, znázorněn na obr. 9.5.



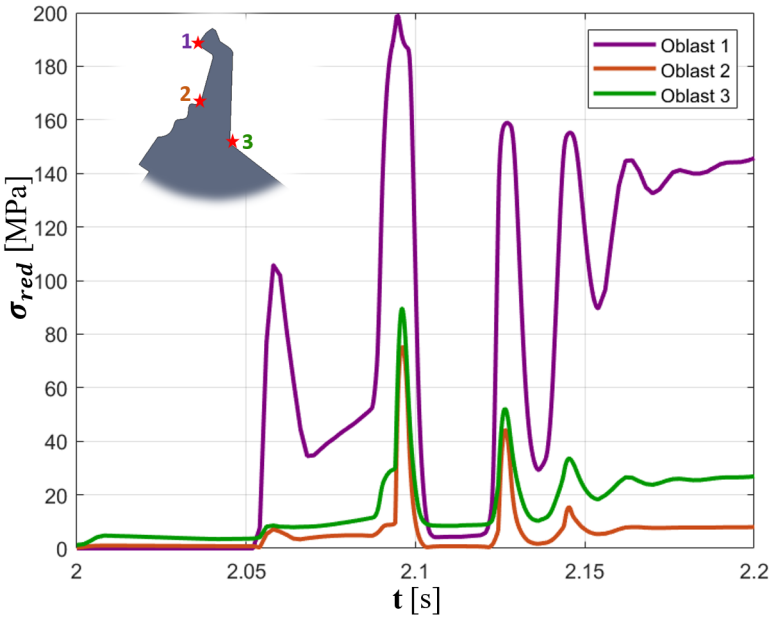
Obrázek 9.2: Detailní pohled na oblast vyplňovacího klínu disponující nejvyššími hodnotami Misesova napětí



Obrázek 9.3: Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech pracovního klínu při rovinné úloze



Obrázek 9.4: Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech vyplňovacího klínu při rovinné úloze s geometrií disponující zpevňujícím žebrem



Obrázek 9.5: Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech vyplňovacího klínu při rovinné úloze s při geometrii bez zpevňujícího žebra

V souladu se sekcí 6.3 byly průběhy redukovaného napětí v klínech vyhodnoceny s ohledem zejména na vysokocyklovou únavu. V první řadě je třeba podotknout, že pro vypracování

této práce nejsou známy únavové křivky materiálu klínů, a tudíž je nutné se spokojit s jistým odhadem hodnot mezí únavy. Přesnějších výsledků a doporučení by bylo možné dosáhnout pouze po podrobení užitých materiálů únavovým zkouškám. U odhadů mezí únavy pomocí empirických vzorců je potřeba počítat se širokým rozptylovým pásmem a uvažovat jej při diskusi vypočtených koeficientů bezpečnosti.

V literatuře je často užívána korelace mezi mezí únavy a statickou pevností. Různé vztahy panují pro různé typy namáhání. Charakter zatížení klínů během pracovní operace nejlépe vystihuje míjivý tlakový cyklus, pro který je v literatuře [12] uváděn vztah:

$$\sigma_c = 0,6\sigma_{pt} \tag{40}$$

V odstavci 7.2 je hodnota statické pevnosti klínů s ohledem na bezpečnost odhadnuta na 800 MPa. Z čehož lze užitím rovnice 40 dojít k hodnotě meze únavy:

$$\sigma_c = 0,6 \cdot 800 = 480\text{MPa} \tag{41}$$

Z výsledků průběhů redukovaného napětí (obrázky 9.3, 9.4, 9.5) tedy vyplývá, že hodnoty nepřesahují mez únavy v žádném ze stanovených kritických míst. Nemělo by dojít ke ztrátě integrity materiálu a tedy ke ztrátě funkčnosti ani po velkém počtu cyklů v řádech 10^7.

Tento závěr ovlivní další postup vyhodnocení. V případě, že by hodnoty extrémů napětí přesáhly mez únavy (například při řešení obdobných tvářecích operací), muselo by následovat stanovení S - N křivky minimálně užitím dvou bodů - meze únavy a statické pevnosti. V dalším kroku by výpočty vedly k určení životnosti klínů. Dekompozicí by byl rozložen kmitavý průběh napětí na jednotlivé zátěžné kmity, určeny by byly limitní počty cyklů každého kmitu a pomocí hypotéz kumulace poškození sečteny vlivy všech dílcích kmitů a nakonec stanovena výsledná životnost, s výhodou využitím sekce 5.4.

V případě, že hodnoty napětí nepřesahují mez únavy, užití předchozího postupu vede k teoreticky nekonečné životnosti. Tudíž vhodnějším postupem bude jest stanovení součinitele bezpečnosti na neomezenou pevnost právě k mezi únavy a zhodnocení celkového průběhu a charakteru zatížení.

V přílohách na konci práce 10 jsou znázorněny průběhy nejen redukovaných napětí, ale také prvního invariantu I_1 tenzoru napětí a součinu těchto hodnot, který udává výsledný průběh signovaného Misesova napětí pro všechny oblasti pracovního i vyplňovacího klínu. Tyto průběhy byly základem pro vyhodnocení únavy v souladu se sekcí 5.5. Průběhy prvního invariantu naznačují, že většina oblastí byla po celou dobu namáhání zatěžována tlakem, tedy znaménko invariantu bylo mínus. Výjimku představovala oblast 2 vyplňovacího klínu, která byla střídavě namáhána na tah i tlak, hodnota prvního invariantu v čase měnila znaménko a průběh VMI1 se odlišoval od redukovaného napětí. V ostatních oblastech se lišily průběhy σ_{red} a VMI1 jen ve znaménku, což ovlivnilo vyhodnocování bezpečnosti z Haighova diagramu 5.13, jelikož byla užívána jeho levá oblast.

Hodnoty extrémů signovaných redukovaných napětí v kritických oblastech pracovního klínu byly výraznější, tedy nižší než u klínu vyplňovacího (obrázek 9.3). Ve dvou ze třech oblastí pracovního klínu lze pozorovat tři lokální extrémy postupně pozbývající intenzity. Ty byly způsobeny dynamickým charakterem procesu, který vyvolal lehké odskočení a následné dosednutí pracovního klínu. K tomuto odskočení došlo dvakrát během simulace, proto má graf tři lokální extrémy, přičemž první je nejvýraznější. První oblast, ve které nedocházelo k opakovaným extrémům, se nacházela na okraji pracovního klínu a při opakovaných

dorazech nedosedala tak razantně na již vylisovaný plech. První extrém této oblasti byl však nejvýraznější z celého klínu.

Výsledky simulace odpovídaly intuici a nejvýraznější rázový efekt vyvolalo první dolisování pracovního klínu, přestože klín byl při tomto pohybu na rozdíl od následujících brzděn tvářeným plechem. Vznik napětí byl způsoben primárně interakcí pracovního klínu s klínem vyplňovacím, kde plech pouze zprostředkovával silové působení. Napětí, která v materiálu přetrvávala po ustálení přechodového jevu, byla násobně nižší než napětí vznikající na počátku děje. V oblastech 2 a 3 se hodnoty pohybovlay kolem -10 MPa, oblast 1 byla po ustálení namáhána jen v jednotkách MPa. Z čehož lze usoudit, že pro nalezení skutečných maxim redukovaného napětí napříč celým procesem je nezbytné ve výpočtu zachovat dynamický charakter, tzn. volit dynamický výpočtový krok.

Pro nejnamáhanější oblast pracovního klínu lze stanovit koeficient bezpečnosti vůči mezi únavy. Jak bylo již zmíněno výše, hodnoty extrémních napětí byly výrazně nižší než odhad hodnot meze únavy, v oblasti 1 maximální tlaky dosahovaly hodnot $\sigma_{VMI1} = -100\text{MPa}$. Z průběhu signovaných redukovaných napětí oblasti jedna 10.1 lze stanovit hodnoty amplitudy napětí a středního napětí pro zátěžný cyklus užitím rovnic 26 a 27, tedy:

$$\sigma_a = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] - min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} = \frac{0 - (-100)}{2} = 50\text{MPa} \tag{42}$$

$$\sigma_m = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] + min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} = \frac{0 + (-100)}{2} = -50\text{MPa} \tag{43}$$

Jelikož je oblast zatěžována středním napětím záporným, budou bezpečnosti vůči mezi únavy a kluzu vyhodnoceny dle rovnic 31 a 32, tedy:

$$k_c = \frac{\sigma_c}{\sigma_a} = \frac{480}{50} = 9,6 \tag{44}$$

$$\frac{1}{k_k} = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{\sigma_k}} - \frac{1}{\frac{\sigma_m}{\sigma_k}} = \frac{1}{\frac{640}{50}} - \frac{1}{\frac{640}{-50}} \cong 0,15 \tag{45}$$

$$k_k = 6,4$$

Celkové bezpečnost pracovního klínu je určena pomocí rovnice 28

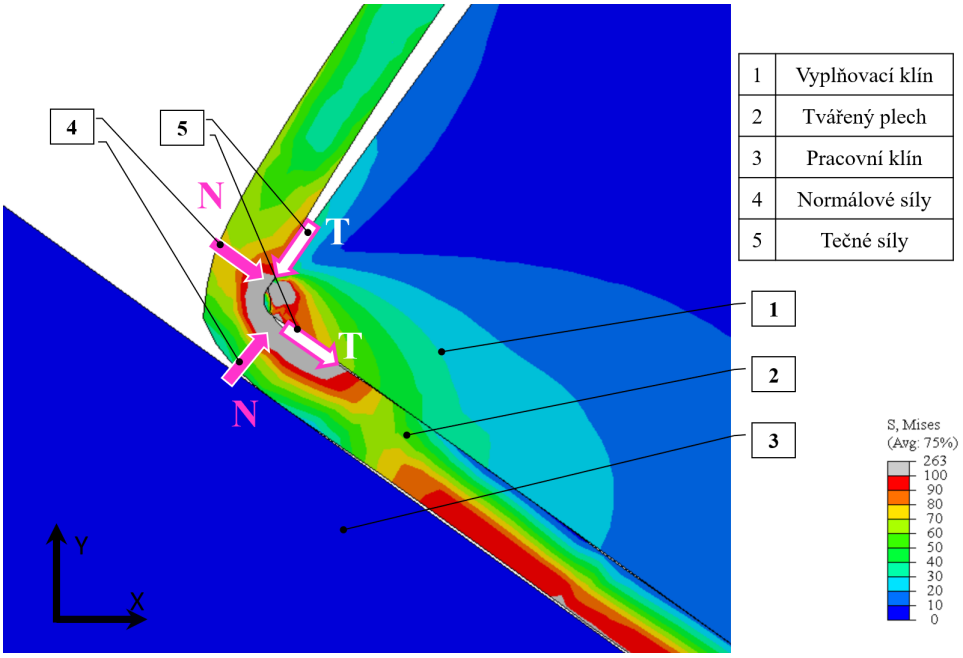
$$k = max(k_c, k_k) = k_k = 6,4 \tag{46}$$

Výsledky simulace ukazují, že vyplňovací klín byl namáhán výrazněji v porovnání s klínem pracovním. Z důvodu výrazných změn tvaru podél délky klínu bylo nutné vyhotovit dvě rovinné simulace, přičemž jedna stála na straně bezpečnosti (řez procházející žebrem, obrázku 9.4) a druhá naopak představuje nejhorší scénář zatížení (řez rovinou mimo žebro klínu, obr. 9.5). Kritická oblast 2 vyplňovacího klínu nebyla těmito rozdíly poznamenána. Jedná se o oblast bezprostředně pod plechem ve vrchní části klínu, která byla dominantně zatížena silou od pracovního klínu a vliv geometrické odlišnosti žebra zde nehrál velkou roli. V obou simulacích se extrémy signovaných Misesových napětí pohybovaly okolo hodnoty -70 MPa. Avšak na rozdíl od ostatních oblastí byla v oblasti 2 zaznamenána změna zatížení z tlakového na tahové, tedy i změna znaménka prvního invariantu. Dynamické zatížení tedy bylo výraznější,

než naznačoval průběh redukovaného napětí. Navzdory výše popsaným jevům není zatížení nikterak výrazné, pro výpočet nejnižší bezpečnosti bylo užito jiných oblastí.

V oblastech 1 a 3 jsou rozdíly v extrémech napětí naopak markantní. Oblast 3 je jasně poznamenána snížením tuhosti části vyplňovacího klínu a změnou úhlu mezi hranami, jejichž přechod definuje tuto oblast. Nárůst tlaku z hodnoty -60 MPa ve výpočtu se žebrem na hodnotu téměř -90 MPa pro výpočet rovinou mimo žebro představuje navýšení o přibližně 50 % původní hodnoty. Tento extrém napětí se také blíží maximu napětí na pracovním klínu v blízké oblasti.

Nejvyšší hodnoty však byly dosaženy v oblasti 1 vyplňovacího klínu. V této oblasti totiž hraje významnou roli také samotný plech. Od prvního kontaktu pracovního klínu s plechem a počátku tváření je plech ohýbán o hranu vyplňovacího klínu. Následně při dotvarování plechu v dolní úvrati pohybu pracovního klínu je plech vytahován z prostoru mezi vyplňovacím klínem a přidržovačem a celý vyplňovací klín je posunut ve směru pohybu pracovního klínu o téměř 0,5 mm. Výrazné kontaktní působení mezi plechem a vyplňovacím klínem v oblasti 1 vede ke složitému stavu rovinné napjatosti (v tomto rovinném případě). Tlakem působí plech na horní a boční hraně, pohyb plechu zase vyvozuje třecí síly způsobující smyk. Schéma silového působení je znázorněno na obrázku 9.6.



Obrázek 9.6: Znázornění kontaktních sil v oblasti globálního extrému redukovaného napětí

Z průběhu napětí na obrázku 9.5 lze také odvodit, že střídání zatížení a odlehčení je v této oblasti opakováno vícekrát, jelikož první extrém představuje již kompletní ohnutí části plechu kolem vyplňovacího klínu, tedy počátek tvářecí operace. Druhá špička napětí přichází v dolní úvrati pracovního klínu, stejně jako je tomu v ostatních oblastech. Obdobný je tedy další průběh napětí obsahující dva výrazné extrémy. Na rozdíl od ostatních oblastí zde panuje značné napětí i při odeznění přechodových jevů, signované redukované napětí je po ustálení stále na hodnotě přesahující -140 MPa.

Součet všech těchto vlivů generuje hodnoty signovaného redukovaného napětí v oblasti

1 blížící se hodnotám -200 MPa, což je přibližně dvojnásobek extrémních hodnot v jiných oblastech. Lze tedy poznamenat, že oblast 1 vyplňovacího klínu představuje kritické místo celé sestavy. V souladu s rovnicemi 26 a 27 lze stanovit střední a amplitudová napětí, tedy:

$$\sigma_a = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] - min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} = \frac{0 - (-200)}{2} = 100\text{MPa} \tag{47}$$

$$\sigma_m = \frac{max[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)] + min[\sigma_{red} \cdot sgn(I_1)]}{2} = \frac{0 + (-200)}{2} = -100\text{MPa} \tag{48}$$

Obdobně jako u pracovního klínu pokračuje výpočet bezpečností dle rovnic 31 a 32:

$$k_c = \frac{\sigma_c}{\sigma_a} = \frac{480}{100} = 4,8 \tag{49}$$

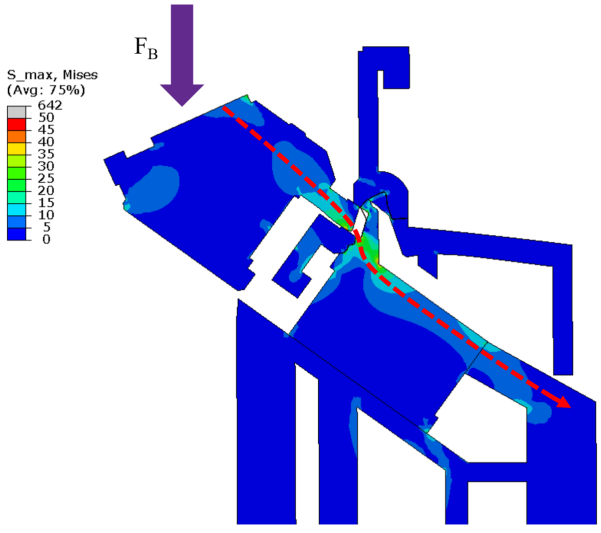
$$\frac{1}{k_k} = \frac{1}{\frac{\sigma_a}{\sigma_k}} - \frac{1}{\frac{\sigma_m}{\sigma_k}} = \frac{1}{\frac{640}{100}} - \frac{1}{\frac{640}{-100}} \cong 0,31 \tag{50}$$

$$k_k = 3,2$$

Celkové bezpečnost pracovního klínu je určena pomocí rovnice 28

$$k = max(k_c, k_k) = k_k = 3,2 \tag{51}$$

Při pohledu na namáhání klínů jako celku lze pozorovat, že většina jejich objemu zůstává nezatížena. Z podrobnějších výsledků redukovaného napětí v celé sestavě je patrné, že umístění oblastí zatížení v sestavě odpovídá směru pohybu pracovního klínu. Na obrázku 9.7 je znázorněna celá sestava a oblasti vyšších napětí, které leží téměř na přímce. Ostatní oblasti klínů přenášejí jen minimum zatížení. S přihlédnutím na fakt, že napětí i v oblastech nejvyšších namáhání je hluboko pod mezí únavy, lze prohlásit, že správnou úpravou geometrie by bylo možné snížit hmotnost za cenu uváženého snížení tuhosti bez ztráty správné funkčnost. Pro konkrétní úpravy geometrie je nezbytné vytvořit simulaci v prostoru pro odhalení kritických míst.



Obrázek 9.7: Znázornění silového toku v kompletní výpočtové sestavě

10 Zobecnění postupu pro analýzu obdobných lisovacích operací

Na základě zkušeností nabytých při vypracování rovinné a prostorové úlohy lze sestavit doporučení, která mohou napomoci v budoucích analýzách obdobných lisovacích operací a urychlit tak jejich přípravný čas.

Mezi hlavní faktory simulace bezesporu patřilo rozhodnutí, které díly budou do simulace umístěny a které se dostanou do kontaktu. Některé díly jsou v simulaci nezbytné, jiné lze alespoň částečně nahradit vhodnou okrajovou podmínkou. Větší množství těles v sestavě zpravidla znamená zvýšení výpočtového času a to nejen z důvodu vyššího počtu elementů, ale další tělesa také doprovází vznik přídavných kontaktních párů, které rovněž zpomalují výpočet. Vhodné využití kinematické okrajové podmínky lze ukázat u pracovního klínu, jehož zadní stěna v reálné sestavě přichází do kontaktu s kluznými deskami spodního dílu. V simulaci by tento kontaktní pár tedy čelil výrazného vzájemnému pohybu ploch. Užití okrajové podmínky klínu generující normálovou reakci představovalo určité zjednodušení, avšak simulaci výrazně urychlilo a jelikož kontaktní plochy nebyly kritickou oblastí, pravděpodobně výrazně neovlivnilo výsledky. U velkých dílů, kterými mohou být nástavek či přidržovač, je nezbytné redukovat jejich velikost. Důležité je dodržení přesných kontaktních ploch s plechem a zachování oblastí vhodných pro aplikaci okrajové podmínky (silové i kinematické). Ostatní části těles mohou být výrazně zjednodušeny či kompletně odstraněny.

Konstrukční data sestav dílů obvykle disponují plechem s nulovou délkou. Pro vytvoření simulace je proto nezbytné offseovat plochy těles ve spodním dílu, které přijdou do kontaktu s plechem, o jeho tloušťku. V případě operace 50 byly posunuty plochy vyplňovacího klínu a nástavku. Pokud plech není modelován jako skořepina, je také nezbytné vytvořit jeho objem.

Jako klíčové se ukázalo užití rovinné simulace. 2D úloha umožnila velice dobrý náhled do silových poměrů v simulaci, díky ní bylo možné vyzkoušet různé scénáře zatížení či okrajových podmínek a výsledky byly velmi dobře patrné po ne příliš dlouhém výpočtu. Snadné bylo posouvání objektů do správných pracovních pozic. Zřetel však musí býti brán na přepočet sil a hmotností, jelikož software předepisuje sestavě jednotkovou hlubokou. Je tedy nezbytné většinu těchto veličin pro simulaci vydělit relevantní charakteristickou délkou.

Důležité bylo rozhodnutí o způsobu modelování plechu. V rovinné úloze se osvědčilo využití 2D Planar tělesa, které bylo standardně vysíťováno, přičemž hustota sítě odpovídala alespoň třem elementům podél tloušťky plechu pro dodržení správného rozložení napětí při ohybu. Naopak v prostorové úloze se jako výhodnější ukázalo užití shell elementů pro vytvoření tělesa plechu, což výrazně zjednodušilo práci se sítí.

Z pohledu samotného výpočtu bylo nezbytné dodržet větší počet výpočtových kroků pro plynulý průběh simulace. Jak bylo popsáno v sekcích 7.3 a 8.2, nejprve bylo potřeba ustavit kontakty mezi plechem a přidržovači, přičemž plech byl vázán okrajovou podmínkou zabraňující posuvu, následovalo uvolnění plechu a vyrovnání sil a až posléze došlo k zatížení pracovního klínu lisovací silou.

Z hlediska vyhodnocení lze za doporučené považovat stanovení veličin středního napětí σ_m a amplitudy napětí σ_a pomocí přístupu signed von Mises stress a následné vyhodnocení bezpečnosti na neomezený život. V případě, že by hodnota bezpečnosti poklesla pod hodnotu 1, bylo by na místě užití hypotéz kumulace poškození pro stanovení konkrétní konečné životnosti součásti.

Závěr

Předkládaná diplomová práce si dala za cíl analyzovat namáhání pracovních a vyplňovacích dílů lisovacích nástrojů. Jelikož se jednalo o problematiku neprobádanou a poměrně komplexní, byl postup zjištění a vyhodnocení zatížení klínů vypracován pro jednu vybranou operaci, kterou byla operace 50 dle metodického plánu lisování postranice modelu Škoda Scala. Práce se zaměřila na dvojici klínů zajišťujících dotvarování oblasti předních dveří (A-sloupku).

Úvodem práce byl vytvořen přehled principů tváření, které byly užívány v dalších kapitolách. Plynule navázala kapitola o fázích vývoje lisovacího nářadí ve Škoda auto, která nastínila kontext dále popsaných prací. Následovala kapitola již podrobně popisující zkoumanou problematiku, představující geometrie nástrojů užívaných v operaci 50, jejich funkci a popis celé tvářecí operace. Součástí této části byla rešerše současného stavu problematiky namáhání klínů a jeho zjišťování.

Prvním krokem ve vznikající práci bylo rozmyšlení nad funkcí klínů v sestavě, jejich silovým působením s okolními díly a vývojem těchto působení během tváření. Vznikl tak popis pravděpodobných zátěžných stavů pro celou operaci, bylo stanoveno dominantní zatížení klínů a také vybrány interakce, které klíny zatěžují minimálně a mohou být ve výpočtu vynechány. Následně byl přijat předpoklad, že zatížení klínů se výrazně nemění podél jejich délky stejně tak jako jejich geometrie, a tedy bude možné pro první výpočty využít rovinnou úlohu pro analýzu namáhání.

Díky předchozí definici zátěžných stavů se povedlo vytvořit spolehlivou rovinnou simulaci pomocí metody konečných prvků, která využívá přesné geometrie reálných součástí operace 50. Při jejím vzniku byly vyzkoušeny různé přístupy k jednotlivým faktorům a oblastem výpočtu, ať už se jednalo o typ a velikost zatížení pracovního klínu, okrajové podmínky vyplňovacího klínu, užití konektorů a podobně. Postup vytvoření simulace byl podrobně popsán v kapitole 7 a je rozčleněn do ucelených sekcí. Výsledkem tedy vznikla simulace poskytující průběhy zejména napětí a deformace pracovního i vyplňovacího klínu během tvářecí operace. Na každém klínu byly následně vybrány kritické oblasti, pro které byl spočteny charakteristiky kmitavého zatížení pomocí průběhu signovaného Misesova napětí. U klínů byla rovněž vypočtena bezpečnost na neomezený únavový život dle metodiky představené v teoretické kapitole o dynamických životnostech. Závěrem lze říct, že minimální bezpečnost stanovená na nejexponovanějším místě dosáhla velikosti 3.2.

Zbývající rozsah diplomové práce pokrývala realizace prostorové úlohy. Přestože zkušenosti a informace získané při práci na rovinné úloze byly nedocenitelné, příprava 3D úlohy se ukázala jako velmi časově náročná. Velkou časovou dotaci vyžadovalo upravení geometrií všech komponent a jejich správné umístění do výpočtové sestavy. Stejně časově náročné bylo vytvoření sítě na tvarově složitých částech klínů, plechu i přidržovačů. Nepřítelem při vypracování byla i velmi dlouhá doba samotného výpočtu simulace, která trvala několik dní. Simulace se však nakonec ukázala jako funkční, což lze prohlásit za jeden z úspěchů této práce. Pro navázání na tuto práci zbývá simulaci doladit tak, aby poskytovala relevantní výsledky, které bude možné přesně porovnat s výsledky rovinné úlohy.

Poslední kapitola práce popisuje zobecnění postupu přípravy simulace pro její užití při analýze namáhání dílů obdobných lisovacích operací.

Literatura

[1] PROCHÁZKA, Jiří. *Technologie slévání, tváření a svařování.* Praha: Ediční středisko Českého vysokého učení technického, 1988.

[2] MACEK, Karel, Petr ZUNA a kolektiv. *Nauka o materiálu.* Vyd. 2. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2002. ISBN 80-01-02543-8.

[3] *What is Springback Compensation?* [online]. [cit. 2021-01-15]. Dostupné z: http://blog.spatial.com/springback-compensation

[4] SCHÖNBACH, Thomas. *Tváření plechu v praxi: Základní kurz hluboké tažení.* AutoForm Engineering GmbH. 2000.

[5] Slavnostní zahájení provozu nové lisovací linky ve ŠKODA AUTO. *Škoda Storyboard* [online]. 2017 [cit. 2021-01-14]. Dostupné z: `https://www.skoda-storyboard.com/cs/tiskove-zpravy-archiv/slavnostni-zahajeni-provozu-nove-lisovaci-linky-ve-skoda-auto/`

[6] CHALOUPECKÝ, Petr. *Konstrukce a výroba karosářského lisovacího nářadí* [přednáška]: In: ŠKODA AUTO - Career, [online]. Technicdays.cz [vid. 15. 12. 2020]. Dostupné také z: `https://www.youtube.com/watch?v=KKvAX8VxeeQ&t=1281s`

[7] Hliněný model. *Škoda Storyboard* [online]. 2017 [cit. 2021-01-14]. Dostupné z: `https://www.skoda-storyboard.com/cs/inovace-cs/8-kroku-ke-konceptu/attachment/skodadesign_8_new-2/`

[8] *Konstrukce lisovacího nástroje: Postranice modelu Škoda Scala, operace 50.* Interní dokument ŠKODA AUTO a. s., Mladá Boleslav, 2017.

[9] ŠOUKAL, Michal. *Pevnostní kontrola lisovacích nástrojů při přenášení.* Interní dokument ŠKODA AUTO a. s., Mladá Boleslav, 2006.

[10] VOLF, Marek. *Průhyb lisovacího nářadí po upnutí na lis, zjištění funkční vůle.* Interní dokument ŠKODA AUTO a. s., Mladá Boleslav, 2015.

[11] JAHN, Michal. *Analýza rizik při výrobě lisovacího nářadí.* Praha, 2015. Diplomová práce. České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, Ústav strojírenské technologie. Vedoucí práce František Tatíček.

[12] RŮŽIČKA, Milan, Miroslav HANKE a Milan ROST. *Dynamická pevnost a životnost.* Praha: Ediční středisko Českého vysokého učení technického, 1987.

[13] KLESNIL, Mirko a Petr LUKÁŠ. *Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání.* Fyzikálně metalurgická řada, sv.1. Praha: Academia, 1975.

[14] SANDER, Manuela, Thomas MÜLLER a Carsten STÄCKER. *Very high cycle fatigue behavior under constant and variable amplitude loading* [online]. 2016 [cit. 2021-01-09]. Dostupné z: `https://www.researchgate.net/publication/305623263_Very_high_cycle_fatigue_behavior_under_constant_and_variable_amplitude_loading`

[15] POLÁK, Jaroslav. *Cyklická plasticita a nízkocyklová únavová odolnost kovových materiálů*. Studie ČSAV, č. 7/1986. Praha: Academia, 1986. ISBN (Brož.):

[16] FOLTA, Zdeněk. *Příspěvek k navrhování strojních součástí na základě vyhodnocení provozního zatížení*. Ostrava, 2004. Habilitační práce. Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní.

[17] MICHALEC, Jiří. *Pružnost a pevnost II*. Vyd. 2. Praha: Vydavatelství ČVUT, 2001. ISBN 80-01-02375-3.

[18] PAPUGA, Jan, Miguel VARGAS a Martin HRONEK. *EVALUATION OF UNIAXIAL FATIGUE CRITERIA APPLIED TO MULTIAXIALLY LOADED UNNOTCHED SAMPLES: Engineering MECHANICS, Vol. 19, 2012, No. 2/3, p. 99—111.*[cit. 2021-01-08]. Dostupné z: http://www.engineeringmechanics.cz/pdf/19_2_099.pdf

[19] BURŠA, Jiří. *Mezní stav únavové pevnosti*. [přednáška]. Brno, VUT, [online].[cit. 2021-01-09] Dostupné také z: http://www.old.umt.fme.vutbr.cz/~jbursa/Stud_opory/3-4-prednaska.pdf

[20] *High formability steels for drawing* [online]. ArcelorMittal [cit. 2021-01-08]. Dostupné z: https://automotive.arcelormittal.com/products/flat/drawing_steels/drawing

[21] *Protokol výrobní přejímky, lisovací nářadí, Op.50*. Interní dokument ŠKODA AUTO a. s., Mladá Boleslav, 2016.

[22] KAZYMYROVYCH, Vitaliy, Jens BERGSTRÖM a Fredrik THUVANDER. *Local stresses and material damping in very high cycle fatigue* [online]. 2010 [cit. 2021-01-14]. Dostupné z: https://www.sciencedirect.com/journal/international-journal-of-fatigue/vol/32/issue/10

[23] FUČÍK, Ondřej. *Experimentální určení tlumení nosníku*. Brno, 2019. Bakalářská práce. Vysoké učení v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Vedoucí práce Ondřej Rubeš.

[24] *Plynové pružiny* [online]. Fibro [cit. 2021-01-08]. Dostupné z: https://www.fibro.de/fileadmin/FIBRO/Blaetterkataloge/NormalienGesamtkatalog_Czech/HTML5/907/

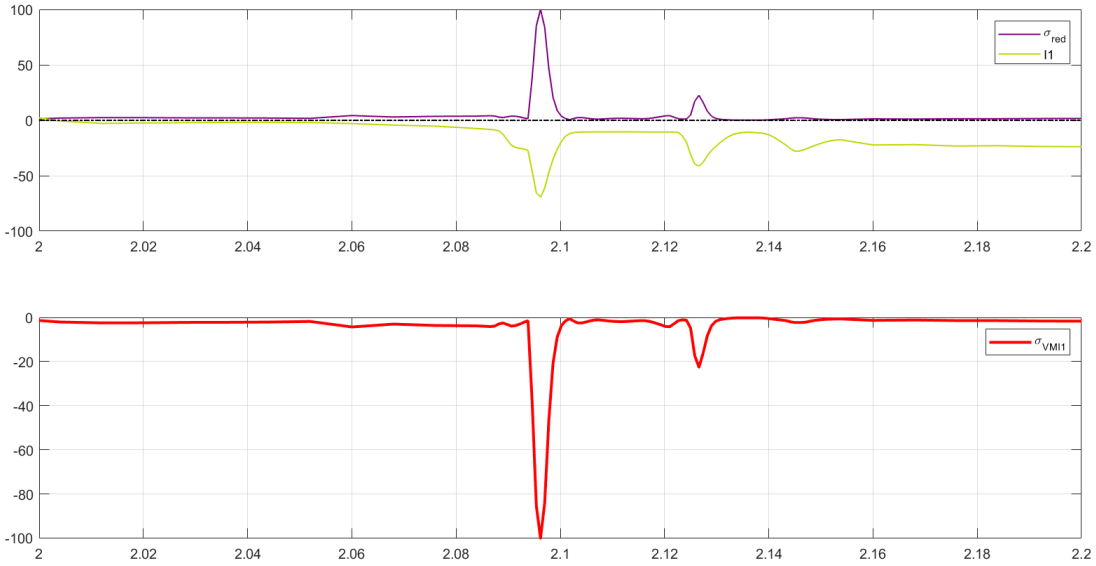
[25] *Teoretický otisk SK 370/3 postranice vnější*. Interní dokument ŠKODA AUTO a. s., Mladá Boleslav, 2017.

[26] KING, Stephen a Tony RICHARDS. *Solving Contact problems with Abaqus* [online]. DS UK Ltd, Coventry. [cit. 2021-01-08]. Dostupné z: https://scholar.google.cz/scholar?q=Solving+Contact+Problems+with+Abaqus&hl=cs&as_sdt=0&as_vis=1&oi=scholart

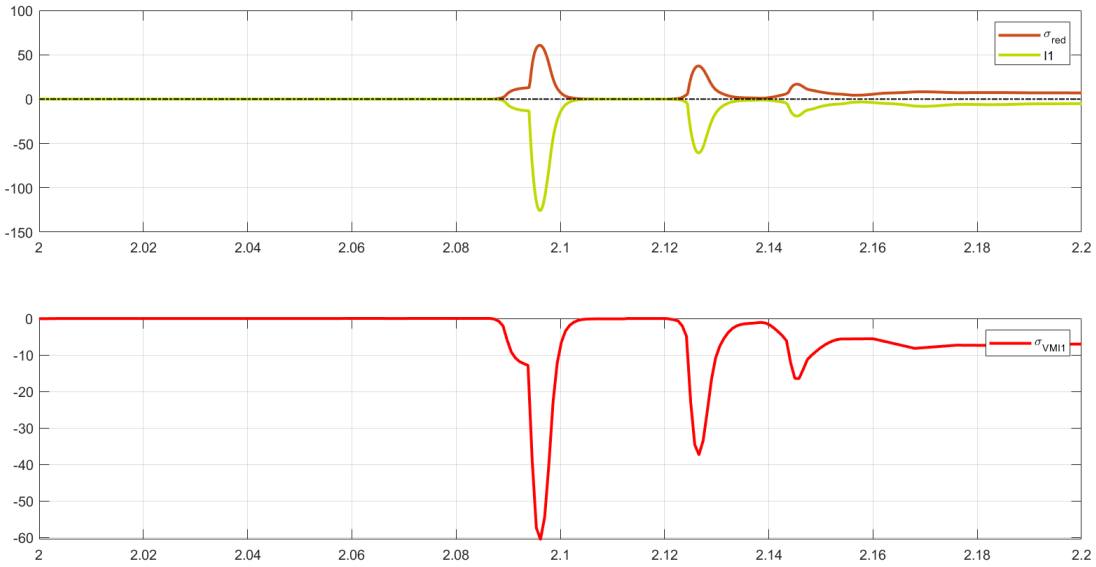
[27] ŠPANIEL, Miroslav a Zdeněk HORÁK. *Úvod do metody konečných prvků*. Praha: České vysoké učení technické, 2011. ISBN 978-80-01-04665-4.

[28] PETRUŠKA, Jindřich. *Některé problémy výpočtové simulace tvářecích procesů: teze přednášky k profesorskému jmenovacímu řízení v oboru Aplikovaná mechanika = Some problems of computational simulation of forming processes*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Vědecké spisy Vysokého učení technického v Brně. Habilitační a inaugurační spisy, sv.197, 2006. ISBN 80-214-3106-7.

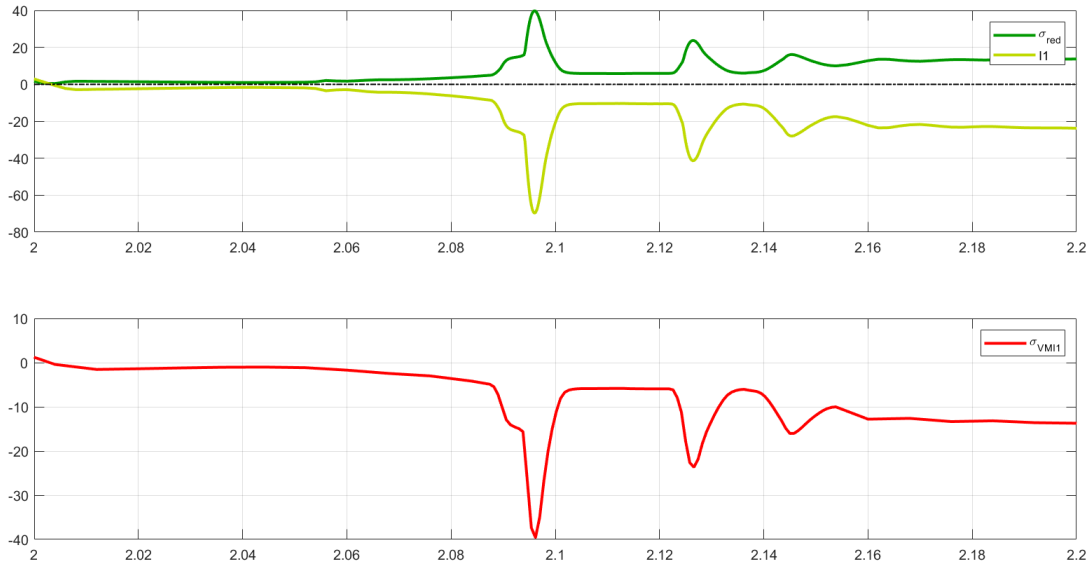
Přílohy



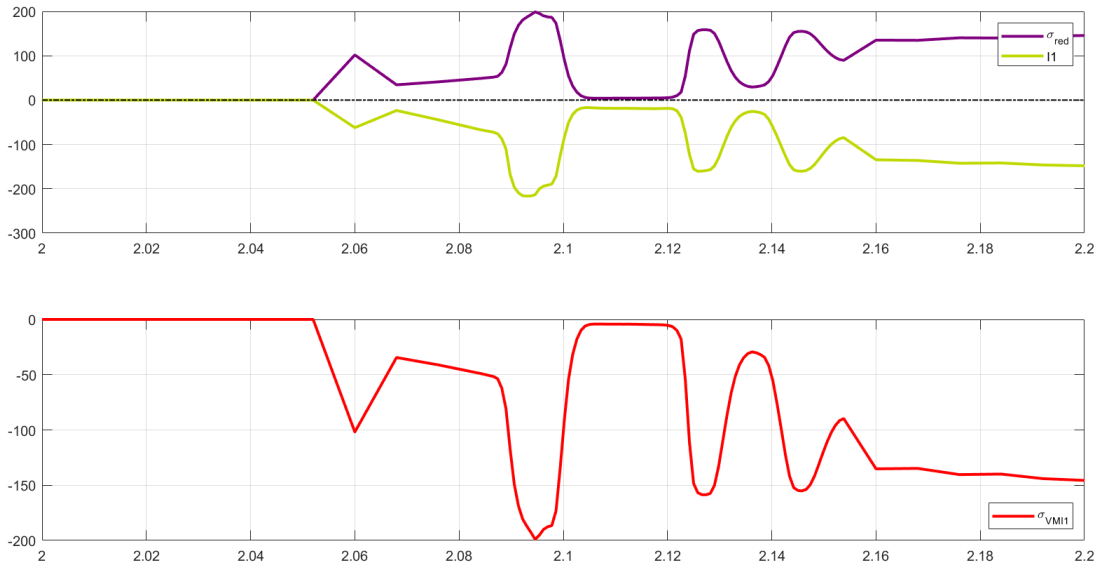
Obrázek 10.1: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 1 pracovního klínu



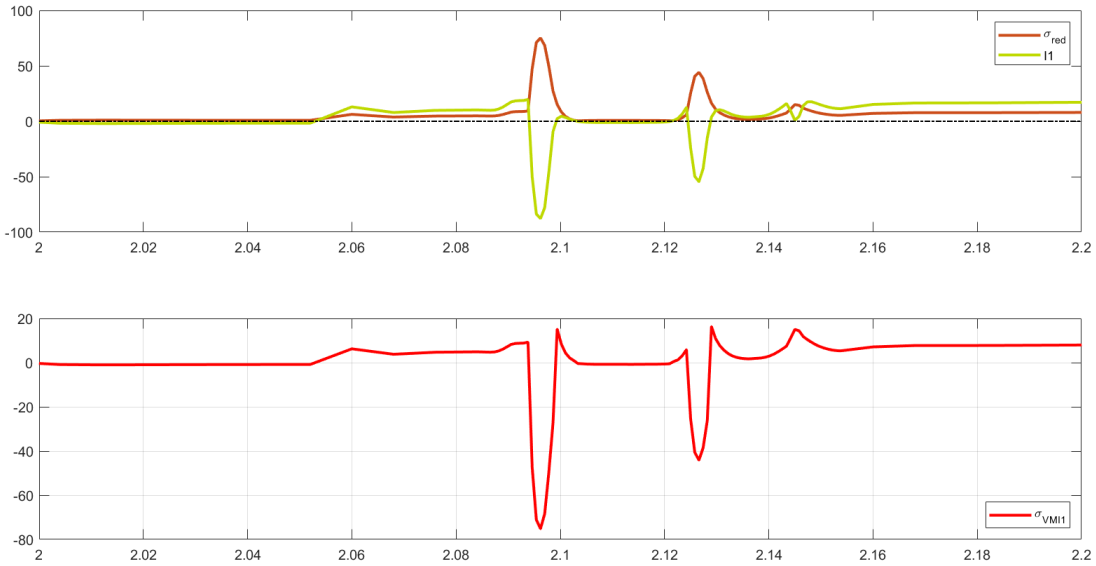
Obrázek 10.2: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 2 pracovního klínu



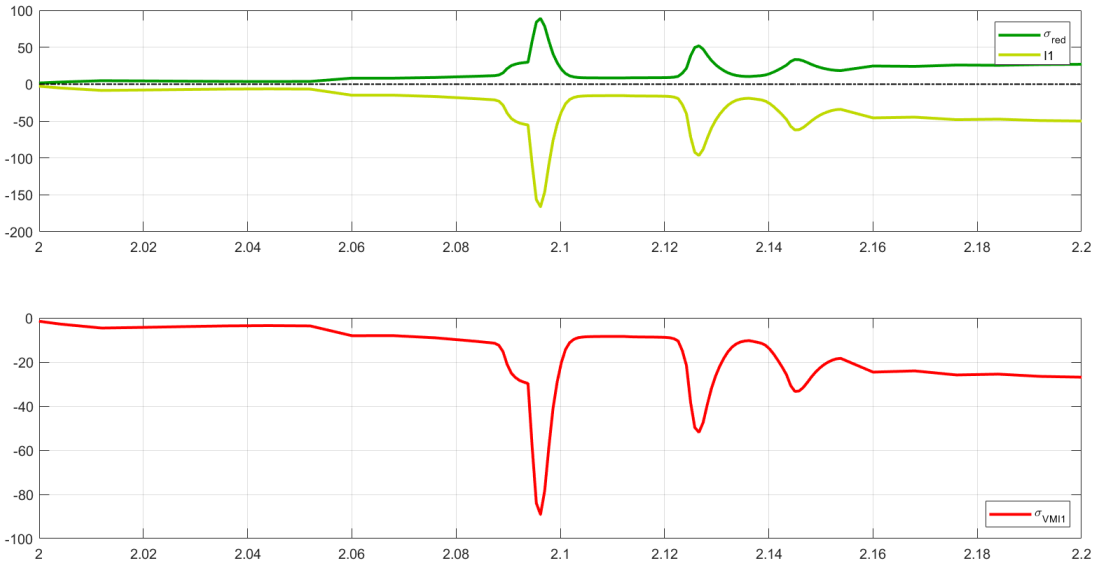
Obrázek 10.3: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 3 pracovního klínu



Obrázek 10.4: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 1 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro



Obrázek 10.5: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 2 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro



Obrázek 10.6: Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 3 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro

Seznam obrázků

1.1 Příklad odpružení po tvářecí operaci [3] . . . 4
2.1 Servo-lisovací linka PKX II, Škoda Auto Mladá Boleslav [5] . . . 5
2.2 Hliněný model [7] . . . 6
2.3 Vyhlazený model povrchu karoserie modelu Škoda Octavia vytvořený z 3D skenování [6] . . . 7
2.4 Rozlišení designových a konstrukčních ploch na postranici modelu Škoda Octavia [6] . . . 7
2.5 Metodický plán postranice modelu Škoda Scala [8] . . . 8
2.6 Průchod výlisku lisovací linkou [6] . . . 9
2.7 Vytaviletný model pro odlévání dílu lisovacího nářadí [6] . . . 10
2.8 Montáž vrchního dílu lisovací sestavy [6] . . . 10
3.1 Model lisovacího nářadí pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8] . 11
3.2 Vrchní díl sestavy pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8] . . . 12
3.3 Spodní díl sestavy pro postranici modelu Škoda Scala, Operace 50 [8] . . . 12
3.4 Řez sestavou rovinou pracovního klínu v oblasti A - sloupku, Operace 50 [8] . 13
3.5 Řez plechem v oblasti A-sloupku znázorňující přetvoření během tvářecí operace, Operace 50 [8] . . . 14
3.6 Pohled na plech v oblasti A - sloupku a) před tvářecí operací, b) po tvářecí operaci, Operace 50 [8] . . . 14
3.7 Model pracovního klínu pro dotvarování předních dveří, operace 50 [8] . . . 15
3.8 Model vyplňovacího klínu pro dotvarování předních dveří, operace 50 [8] . . . 15
5.1 Schematický průběh křivky $\sigma_a - N_f$ [13] . . . 17
5.2 Závislost exponentu únavové pevnosti σ'_f na hodnotě lomového napětí σ_f [13] 19
5.3 Závislostí součinitele únavové tažnosti ϵ'_f na lomové deformace ϵ_f [13] . . . 19
5.4 Schematické znázornění křivky deformace $\epsilon_a - N_f$ [13] . . . 20
5.5 Tahové diagramy vzorku α - mosazi podrobeného různému počtu cyklů (tah-tlak) [13] . . . 21
5.6 Grafické znázornění průběhu amplitud deformace a napětí pro různé typy zatěžování pro a) cyklicky zpevňující materiály, b) cyklicky změkčující materiály [13] . . . 21
5.7 Závislost napětí na deformaci při měkkém pulzujícím zatěžování ocele [15] . . 22
5.8 Schematické znázornění cyklické deformační křivky [13] . . . 23
5.9 Porovnání cyklické deformační křivky oceli s tahovou křivkou [15] . . . 23
5.10 Schema rozdělení dynamických zatížení konstrukcí [12] . . . 24
5.11 Znázornění průběhu lineární a nelineární kumulace poškození při dvoustupňovém zatížení [12] . . . 26
5.12 Popis zátěžného kmitavého cyklu včetně zavedení veličin [17] . . . 28
5.13 Znázornění Haighova diagramu s užitím Goodmanovy aproximace včetně rozšíření na tlakovou oblast [19] . . . 29
6.1 Schematické znázornění sil zatěžujících pracovní klín . . . 30
6.2 Diagram sil dominantně působících na pracovní klín . . . 31
6.3 Schematické znázornění sil zatěžujících vyplňovací klín . . . 32
6.4 Diagram sil dominantně působících na vyplňovací klín . . . 33
7.1 Sestava pro realizaci rovinné úlohy . . . 35
7.2 Znázornění bilieárního modelu plasticity materiálu plechu . . . 36

7.3 Schematické vyznačení kontaktních párů typu Master - Slave v sestavě 39
7.4 Charakteristika plynové pružiny Fibro užívané v sestavě [24] 39
7.5 Vyznačení polohy konektoru v sestavě 40
7.6 Schematické vyznačení úhlů mezi plochami pracovního klínu 41
7.7 Vyznačení vazby coupling vrchní plochy pracovního klínu s referenčním bodem 41
7.8 Vyznačení vazby coupling vyplňovacího klínu a nástavku s referenčním bodem 42
7.9 Porovnání napěťového stavu v sestavě a) při užití tělesa spodního dílu, b) při užití konektoru pod vyplňovacím klínem 42
7.10 Vyznačení souřadnicových systémů v modelu 44
7.11 Vyznačení kinematických okrajových podmínek pracovního klínu 45
7.12 Geometrie vyplňovacího klínu a) v rovině neprocházející zpevňovacích žebrem, b)v rovině procházející zpevňovacích žebrem 46
7.13 Znázornění maximálních hodnot Misesova napětí v celé sestavě 47
7.14 Znázornění hodnot posuvů sestavy při dolisování plechu 47
7.15 Znázornění průběhu simulace tváření plechu 48
8.1 Redukovaný tvar hlavního přidržovače pro prostorovou úlohu 49
8.2 Redukovaný tvar nástavku pro prostorovou úlohu 50
8.3 Zjednodušený tvar pracovního klínu pro prostorovou úlohu [8] 50
8.4 Zjednodušený tvar vyplňovacího klínu pro prostorovou úlohu [8] 51
8.5 Znázornění nepřesné geometrie redukovaného hlavního přidržovače a její dopad na tvorbu nevhodné sítě 53
9.1 Znázornění vybraných kritických oblastí na pracovním a vyplňovacím klínu . 54
9.2 Detailní pohled na oblast vyplňovacího klínu disponující nejvyššími hodnotami Misesova napětí 55
9.3 Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech pracovního klínu při rovinné úloze 55
9.4 Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech vyplňovacího klínu při rovinné úloze s geometrií disponující zpevňujícím žebrem 56
9.5 Časový průběh redukovaných napětí v kritických oblastech vyplňovacího klínu při rovinné úloze s při geometrii bez zpevňujícího žebra 56
9.6 Znázornění kontaktních sil v oblasti globálního extrému redukovaného napětí 59
9.7 Znázornění silového toku v kompletní výpočtové sestavě 60
10.1 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 1 pracovního klínu . 65
10.2 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 2 pracovního klínu . 65
10.3 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 3 pracovního klínu . 66
10.4 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 1 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro 66
10.5 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 2 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro 67
10.6 Znázornění průběhu signovaného Misesova napětí oblasti 3 vyplňovacího klínu, simulace s geometrií klínu obsahují žebro 67

Seznam tabulek

1 Systém jednotek užívaných ve výpočtové simulaci 35
2 Hodnoty veličin definujících elasticitu a setrvačnost materiálu plechu 36
3 Plastické vlastnosti materiálu plechu 37
4 Popis výpočtových kroků 38
5 Definice konektoru mezi pracovním klínem a místním přidržovačem 40